



HAL
open science

SIMULATION DYNAMIQUE DE LA NAVIGATION DE DEUX VOILIERS EN INTERACTION

Kostia Roncin

► **To cite this version:**

Kostia Roncin. SIMULATION DYNAMIQUE DE LA NAVIGATION DE DEUX VOILIERS EN INTERACTION. Mécanique [physics.med-ph]. Ecole Centrale de Nantes (ECN), 2002. Français. NNT: . tel-00453791

HAL Id: tel-00453791

<https://theses.hal.science/tel-00453791>

Submitted on 5 Feb 2010

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

Ecole Centrale de Nantes

Université de Nantes

ECOLE DOCTORALE

MECANIQUE, THERMIQUE ET GENIE CIVIL

Année 2002

N° B.U.:

Thèse de DOCTORAT

Diplôme délivré conjointement par

l'École Centrale de Nantes et l'Université de Nantes

Spécialité : Dynamique des Fluides et des Transferts

Présentée et soutenue publiquement par :

Kostia RONCIN

Le 1^{er} juillet 2002

à l'École Centrale de Nantes

SIMULATION DYNAMIQUE DE LA NAVIGATION DE DEUX VOILIERS EN INTERACTION

JURY

Président :
Rapporteurs : M. GUILBAUD
: M. BELORGEY

Examineurs : Y. LECOINTE
: J.-Y. BILLARD
: J.-M. KOBUS
: J. PIQUET

Directeur de thèse : J. PIQUET

Co-encadrant : J.-M. KOBUS

Laboratoire de Mécanique des Fluides - UMR CNRS 6598

1 rue de la Noë - BP 92101 - 44321 NANTES cedex3

N° ED 0367xxx

Table des matières

NOTATIONS ET REPÈRES.....	13
<i>Caractéristiques de la carène.....</i>	13
<i>Caractéristiques du gréement.....</i>	14
<i>Les mouvements.....</i>	14
<i>Les positions ou attitudes par rapport à une position de référence (position initiale ou position moyenne).....</i>	14
<i>Les positions ou attitudes par rapport à l'écoulement (R_E).....</i>	15
<i>Les efforts.....</i>	15
<i>Aérodynamique.....</i>	15
<i>Adimensionnalisation.....</i>	16
<i>Repères.....</i>	17
<i>Attitudes et position.....</i>	19
MATCH-RACING.....	23
LE DÉPART.....	23
LE PARCOURS.....	24
L'ARBITRAGE.....	24
INTRODUCTION.....	29
I. LES EFFORTS EN PRÉSENCE ET LEUR MODÉLISATION.....	39
I.1 LES ÉQUATIONS DE LA MÉCANIQUE APPLIQUÉES AU VOILIER.....	39
I.2 PESANTEUR, MASSE ET MOMENTS D'INERTIE.....	40
I.3 HYDROSTATIQUE.....	40
I.3.1 <i>Modèle hydrostatique dans le simulateur.....</i>	40
I.3.2 <i>Modèle hydrostatique pour l' exploitation des essais.....</i>	41
I.4 HYDRODYNAMIQUE.....	42
I.4.1 <i>Les efforts provoqués par les vagues.....</i>	42
I.4.2 <i>Efforts de manœuvrabilité.....</i>	43
I.4.3 <i>Efforts hydrodynamiques stationnaires.....</i>	43
I.5 AÉRODYNAMIQUE.....	45
I.5.1 <i>Les modèles de la littérature.....</i>	45
I.5.2 <i>Le modèle aérodynamique dans un simulateur.....</i>	49
I.5.3 <i>Utilisation d' un code numérique "fluide parfait".....</i>	50
I.5.3.2 <i>Discretisation des voiles et du sillage.....</i>	53
I.5.3.3 <i>Domaine d'application.....</i>	56
I.5.3.4 <i>Etude sommaire de la convergence.....</i>	57
I.5.3.5 <i>Problèmes numériques.....</i>	61
I.5.3.6 <i>Exemples de calcul.....</i>	64
I.5.4 <i>Comparaison du modèle de Myers avec un code numérique "fluide parfait"....</i>	67
I.5.5 <i>Interaction aérodynamique.....</i>	68

I.6	CONCLUSION.....	77
II.	PLANIFICATION D'EXPÉRIENCES APPLIQUÉE AUX ESSAIS DE VOILIER EN BASSIN DES CARÈNES.....	81
II.1	INTRODUCTION.....	81
	<i>Influence des paramètres d'attitude dans la littérature.....</i>	<i>81</i>
II.2	LA DÉMARCHE DU PLAN D'EXPÉRIENCES.....	84
II.2.1	<i>Avantage de la démarche des plans d'expériences.....</i>	<i>84</i>
II.2.2	<i>Décomposition de la réponse.....</i>	<i>84</i>
II.2.3	<i>Distinction entre la méthode expérimentale traditionnelle et la méthode des plans d'expériences.....</i>	<i>85</i>
II.2.3.1	Première différence, la précision sur le calcul de l'effet.....	86
II.2.3.2	Seconde différence, l'étude des interactions.....	86
II.2.4	<i>Les étapes de la méthode.....</i>	<i>88</i>
II.3	APPLICATION DE LA THÉORIE DES PLANS D'EXPÉRIENCES À UNE CAMPAGNE D'ESSAIS EN BASSIN DES CARÈNES.....	90
II.3.1	<i>Campagne d'essais préliminaires.....</i>	<i>90</i>
II.3.2	<i>L'étude.....</i>	<i>92</i>
II.3.2.1	Limitation du champ d'investigation	92
II.3.2.2	Choix du modèle et nombre d'essais	95
II.3.3	<i>Interpolation des résultats.....</i>	<i>97</i>
II.3.4	<i>Construction du plan.....</i>	<i>99</i>
II.3.4.1	Exemple de construction à partir des plans Hyper Greco Latins Géométriques (HGLG)	100
II.3.5	<i>Validation - Vérification de l'orthogonalité.....</i>	<i>102</i>
II.3.5.1	Orthogonalité du plan vis-à-vis du modèle	102
II.3.5.2	Alias ou confusion d'actions	103
II.4	CONCLUSION.....	105
III.	TECHNIQUES EXPÉRIMENTALES POUR LA DÉTERMINATION DES EFFORTS HYDRODYNAMIQUES.....	109
III.1	LES TECHNIQUES D'ESSAIS DE VOILIERS EN BASSIN DES CARÈNES	109
III.2	LES MÉTHODES EXPÉRIMENTALES UTILISÉES	111
III.2.1	<i>La méthode «modèle fixe».....</i>	<i>111</i>
III.2.2	<i>La méthode "semi-captive" avec pilonnement libre et assiette compensée... 112</i>	<i>112</i>
III.2.3	<i>La méthode "semi-captive" avec pilonnement libre et assiette fixe..... 113</i>	<i>113</i>
III.3	INSTALLATION EXPÉRIMENTALE.....	114
III.3.1	<i>Dynamomètre à 6 composantes</i>	<i>114</i>
III.3.2	<i>Stimulateur de turbulence.....</i>	<i>115</i>
III.4	PROCÉDURES EXPÉRIMENTALES	116
III.4.1	<i>Etalonnage et alignement.....</i>	<i>116</i>
III.4.2	<i>Procédure d'Acquisition.....</i>	<i>117</i>
III.4.3	<i>Procédure de dépouillement pour les essais hydrodynamiques</i>	<i>118</i>
III.4.4	<i>Procédure de dépouillement pour les essais hydrostatiques.....</i>	<i>120</i>

III.5	TRAITEMENT DES EFFORTS HYDRODYNAMIQUES	123
III.5.1	<i>Efforts sur la carène</i>	123
III.5.1.1	Hypothèse de Froude	123
III.5.1.2	Adimensionnalisation des efforts et de la vitesse	124
III.5.2	<i>Décomposition de la résistance à la marche</i>	125
III.5.2.1	Résistance de frottement superficiel.....	126
III.5.2.2	Facteur de forme.....	127
III.5.2.3	Résistance de pression visqueuse.....	129
III.5.2.4	Effet de survitesse.....	130
III.5.2.5	Effets de bords ou effets de blocage.....	131
III.5.2.6	Résistance de la bande de sable	131
III.5.2.7	Fardage	131
III.5.2.8	Résistance induite	132
	k^0 est un facteur de correction qui varie suivant la forme de l'aile.....	132
III.5.3	<i>Détermination du facteur de forme pour le First Class8</i>	133
III.5.3.1	Les modèles empiriques	133
III.5.3.2	Détermination expérimentale par la méthode de Prohaska	134
III.5.3.3	Modélisation du facteur de forme	141
III.6	ELÉMENTS SUR LA PRÉCISION DES MESURES	145
III.6.1	<i>Erreur systématique - erreur aléatoire</i>	145
III.6.2	<i>Prise en compte des déformations</i>	146
III.6.3	<i>Prise en compte de la température</i>	149
III.6.3.1	Effets sur la viscosité	149
III.6.3.2	Influence sur les capteurs	149
III.6.4	<i>Analyse spectrale du signal de mesure</i>	154
III.6.5	<i>Répétabilité et reproductibilité</i>	158
III.7	CONCLUSION.....	163
IV.	ÉVALUATION DES EFFORTS HYDRODYNAMIQUES PAR DES ESSAIS EN BASSIN	167
IV.1	ESSAIS PRÉLIMINAIRES, JUIN 1998	168
IV.1.1	<i>Objectif des essais préliminaires</i>	168
IV.1.2	<i>Choix des paramètres d'essais</i>	168
IV.1.3	<i>Les apports concernant les incertitudes et les procédures</i>	169
IV.1.3.1	Incertitudes.....	169
IV.1.3.2	Essais de référence.....	170
IV.1.3.3	Dissymétrie géométrique.....	171
IV.1.3.4	Correction de dérive due à la déformation.....	172
IV.1.4	<i>Influences des paramètres et corrélations</i>	174
IV.1.4.1	Influence de la vitesse	174
IV.1.4.2	Influence de la gîte.....	177
IV.1.4.3	Influence de l' assiette (Figure 87).....	181
IV.1.4.4	Influence de l' enfoncement.....	182
IV.2	ESSAIS SUR FIRST CLASS 8.....	183

IV.2.1	<i>Objectifs</i>	183
IV.2.2	<i>Caractéristiques de la maquette</i>	183
IV.2.3	<i>Conditions de mise en œuvre</i>	184
IV.2.4	<i>Plan d'expériences</i>	185
IV.3	PRÉSENTATION "CLASSIQUE" DES RÉSULTATS	186
IV.3.1	<i>Carène seule</i>	186
IV.3.2	<i>Carène munie de la quille</i>	195
IV.4	CONCLUSION.....	201
V.	INTERPOLATION ET RÉGRESSION	205
V.1	MODÉLISATION DES EFFORTS HYDROSTATIQUES.....	207
V.1.1	<i>Effets simples</i>	207
V.1.2	<i>Interactions</i>	209
V.1.3	<i>Erreur de modélisation</i>	209
V.2	MODÉLISATION DES EFFORTS HYDRODYNAMIQUES SUR LA BASE D'UN PLAN COMPLET	
	211	
V.2.1	<i>Constitution du plan complet</i>	211
V.2.2	<i>Effets moyens et interactions</i>	211
V.2.3	<i>Erreur de modélisation sur la traînée F_x</i>	213
V.2.4	<i>Coefficient de traînée c_x</i>	214
V.2.4.1	Tableaux des coefficients	215
V.2.5	<i>Erreur de modélisation sur le coefficient de traînée C_x</i>	218
V.2.6	<i>Coefficient de traînée résiduaire c_{rx}</i>	218
V.2.6.1	Tableaux des coefficients	219
V.2.7	<i>Erreur de modélisation sur le coefficient de traînée résiduaire C_r et sur le coefficient de résistance de vague C_w</i>	222
V.2.8	<i>Erreur de modélisation sur la portance et le coefficient de portance</i>	222
V.2.9	<i>Contribution à la précision des termes du modèle pour la traînée</i>	223
V.3	MODÉLISATION DES EFFORTS HYDRODYNAMIQUES SUR LA BASE D'UN PLAN DE	
	RÉSOLUTION 5.....	225
V.3.1	<i>Construction du plan de résolution 5</i>	225
V.3.2	<i>Effets simples et interactions</i>	225
V.3.3	<i>Erreur de modélisation sur le plan de construction</i>	226
V.3.4	<i>Adéquation hors plan de résolution 5 et sur le plan complet</i>	227
V.4	COMPARAISON ENTRE LE MODÈLE ISSU DU PLAN COMPLET ET DES MODÈLES DE	
	RÉGRESSION.....	231
V.4.1	<i>Modélisation de l'effet de la vitesse</i>	231
V.4.2	<i>Adaptation du modèle de G. Van Oortmerssen</i>	231
V.4.2.1	Essais préliminaires cas du "Jeanneau Sélection"	232
V.4.2.2	Cas du First Class8 sans quille.....	234
V.4.2.3	Cas du First Class8 avec quille	235
V.4.3	<i>Modélisation de l'effet des paramètres d'attitudes</i>	235
V.4.4	<i>Adéquation hors plan complet</i>	238
V.5	CONCLUSION.....	245

VI. SIMULATION	249
VI.1 ARCHITECTURE ET PARTICULARITÉ DE LA MISE EN ŒUVRE.....	250
VI.1.1 <i>Écriture des équations de la mécanique</i>	250
VI.1.2 <i>Extension du domaine de validité des modèles</i>	252
VI.1.2.1 Décollements sur les appendices.....	252
VI.1.2.2 Virement de bord	252
VI.1.3 <i>Modélisation de l'effort vertical</i>	252
VI.1.3.1 Modèle additif par effets simples.....	252
VI.2 EXEMPLES ET ANALYSE.....	254
VI.2.1 <i>Comparaison d'algorithmes</i>	254
VI.2.2 <i>Le pilote</i>	254
VI.2.3 <i>Exemple de simulation : Polaires de vitesse</i>	254
VI.2.4 <i>Exemple de simulation : Interaction aérodynamique</i>	258
VI.2.5 <i>Influence des coefficients d'amortissement et des masses ajoutées</i>	259
VI.3 CONCLUSION.....	262
 CONCLUSION GÉNÉRALE	 265
BILAN.....	265
PERSPECTIVES.....	266
 ANNEXE I. PLANS D'EXPÉRIENCES	 271
I.1 PETIT HISTORIQUE DES PLANS D'EXPÉRIENCES	271
I.2 PRINCIPE.....	271
I.2.1 <i>Modélisation du problème</i>	271
I.2.2 <i>Modèle symbolique de la partie déterministe</i>	272
I.2.3 <i>Modélisation de la part aléatoire</i>	273
I.2.4 <i>Le Plan d'expériences</i>	273
I.3 DÉFINITIONS	274
I.3.1 <i>Facteur</i> :	274
I.3.2 <i>Réponse</i> :	274
I.3.3 <i>Facteur significatif</i> :	274
I.3.4 <i>Niveaux d'un facteur</i> :	275
I.3.5 <i>Modalités d'un facteur</i> :	275
I.3.6 <i>Effet d'un facteur sur un système</i>	275
I.3.7 <i>Action</i>	275
I.3.8 <i>Résolution</i>	275
I.4 PLANS COMPLETS 2^2	275
I.5 MATRICE D'EXPÉRIENCES	276
I.6 FORMULE GÉNÉRALE DE CALCUL DES EFFETS	276
I.7 FORMULE GÉNÉRALE DE CALCUL DES INTERACTIONS.....	276
I.8 MODÈLE MATRICIEL DU SYSTÈME ÉTUDIÉ.....	276

I.8.1	<i>Calcul de la réponse théorique</i>	277
I.8.2	<i>Cas des interactions d'ordre 3</i>	277
I.9	INTERPOLATION ENTRE LES NIVEAUX DES FACTEURS	277
I.9.1	<i>Interpolation à partir des graphes des effets moyens.</i>	278
I.9.2	<i>Utilisation de la modélisation matricielle par transformation des indicateurs de niveaux ;</i>	278
I.9.3	<i>Utilisation du modèle polynomial dans le cadre des plans à deux niveaux</i>	279
I.9.4	<i>Interpolation des actions</i>	279
I.10	PRINCIPE D'ORTHOGONALITÉ	280
I.10.1	<i>Orthogonalité au sens strict de deux facteurs</i>	280
I.10.1.1	Les tableaux d'incidences	280
I.10.1.2	Propriétés de l'orthogonalité au sens strict.....	280
I.10.2	<i>Orthogonalité au sens large de deux facteurs</i>	280
I.10.2.1	Définition	280
I.10.2.2	Propriétés	281
I.10.3	<i>Les compression de niveaux</i>	281
I.10.4	<i>Orthogonalité d'un tableau d'expériences</i>	281
I.10.5	<i>Orthogonalité de deux actions disjointes</i>	281
I.10.6	<i>Orthogonalité de deux actions ayant des facteurs en commun</i>	281
I.10.7	<i>Orthogonalité d'un plan d'expériences vis-à-vis d'un modèle</i>	281
I.11	PLANS FACTORIELS, PLANS FRACTIONNAIRES	282
I.11.1	<i>Notation</i>	282
I.11.2	<i>Définition du plan factoriel</i>	282
I.11.3	<i>propriétés du plan factoriel</i>	282
I.11.4	<i>Définition du plan fractionnaire, notion d'alias</i>	283
I.11.5	<i>Détermination de la taille d'un plan fractionné et équilibré</i>	283
I.12	CONSTRUCTION DE PLANS.....	285
I.12.1	<i>Quelques règles de bases</i>	285
I.12.1.1	Règle 1 (fission ou éclatement), remplacer un facteur par un plan	285
I.12.1.2	Règle2 (fusion ou regroupement), remplacer un sous-plan par un facteur.....	286
I.12.2	<i>Les Plans 2^{n-p} de Box et Hunter</i>	286
I.12.3	<i>Les Hyper Greco Latins Géométriques (HGLG)</i>	286
ANNEXE II. SYSTÈME DE MESURE		289
II.1	CHAÎNE DE MESURE.....	289
II.2	GÉOMÉTRIE DE LA PETITE BALANCE	290
II.2.1	<i>Pesée des éléments de la balance (octobre98)</i>	290
II.3	GÉOMÉTRIE DE LA GRANDE BALANCE	291
II.3.1	<i>Cotes complémentaires</i>	292
II.4	CAPTEURS.....	292
ANNEXE III. PROCÉDURES EXPÉRIMENTALES.....		295
III.1	PROCÉDURE D'ACQUISITION	295
III.2	PRÉPARATION ET ÉTALONNAGE DU DYNAMOMÈTRE À 6 COMPOSANTES.....	297

III.2.1	<i>Etalonnage des efforts</i>	297
III.2.2	<i>Etalonnage des déplacements</i>	297
III.2.3	<i>Montage de la maquette</i>	297
III.2.3.1	Alignement et positionnement de la maquette	297
III.2.3.2	Altitude du point de référence mesure au-dessus de la surface libre.....	297
III.2.3.3	Alignement par rapport aux rails.....	298
III.2.4	<i>Démontage de la maquette et de la balance</i>	298
III.3	ESSAIS	298
III.3.1	<i>Essais de Fardage</i>	298
III.3.2	<i>Essais à vide</i>	298
III.3.3	<i>Essais à portance nulle</i>	299
III.3.4	<i>Essais nominaux de référence</i>	299
III.3.5	<i>Essais en carène seule</i>	299
III.3.6	<i>Essais en carène avec dérive</i>	300
III.3.7	<i>Essais nominaux de référence</i>	300
ANNEXE IV. CALCUL DES DÉFORMATIONS.....		301
IV.1	HYPOTHÈSES.....	301
IV.2	MÉTHODE	301
IV.3	MESURES	303
IV.3.1	<i>Moment M_x imposé</i>	303
IV.3.2	<i>Moment M_y imposé</i>	304
IV.3.3	<i>Moment M_z imposé</i>	305
IV.3.4	<i>La force f_x imposée</i>	306
IV.3.5	<i>La force f_y imposée</i>	307
ANNEXE V. LES VOILIERS ÉTUDIÉS		309
V.1	BÉNÉTEAU FIRST CLASS8	309
	<i>Caractéristiques de la carène</i>	309
V.2	LE JEANNEAU SÉLECTION.....	310
	<i>Principales caractéristiques de la carène</i>	310
ANNEXE VI. RÉSULTATS DES ESSAIS EN BASSIN.....		311
VI.2	TABLEAUX DES ESSAIS HYDROSTATIQUES	312
VI.3	TABLEAUX DES ESSAIS HYDRODYNAMIQUES	313
VI.3.1	<i>Première campagne d'essais sur FirstClass8 (Carène seule)</i>	313
VI.3.1.2	plan d'expériences.....	314
VI.3.1.3	Résultats.....	315
VI.3.2	<i>Seconde campagne d'essais (carène seule)</i>	317
VI.3.2.1	Pesage de la maquette	317
VI.3.2.2	Alignement.....	317
VI.3.2.3	Technique d'essai en maquette fixe	317
VI.3.2.4	Plan d'expériences	318
VI.3.2.5	Incertitudes.....	319

VI.3.2.6	Résultats.....	321
<i>VI.3.3</i>	<i>Troisième Campagne d'essais (carène avec dérive)</i>	<i>323</i>
VI.3.3.2	Plan d'expériences des essais hydrodynamiques.....	325
VI.3.3.3	Balayages fins	328
VI.3.3.4	Résultats de juin 99.....	329
<i>VI.3.4</i>	<i>Quatrième campagne d'essais (carène avec dérive)</i>	<i>335</i>
VI.3.4.1	Résultats d' octobre 99.....	335
ANNEXE VII. TORSEURS CINÉMATIQUE, CINÉTIQUE ET DYNAMIQUE		337
VII.1	TORSEUR CINÉMATIQUE ET RELATION AVEC L'ATTITUDE ET LA POSITION.....	337
VII.2	TORSEUR CINÉTIQUE ET RELATION AVEC LE TORSEUR CINÉMATIQUE.....	337
VII.3	ACCÉLÉRATIONS	337
VII.4	TORSEUR DYNAMIQUE ET RELATION AVEC LE TORSEUR CINÉTIQUE	338
VI.4	CHANGEMENT DE REPÈRE	338
VII.5	MATRICE DE CHANGEMENT DE BASE DE (R_1) DANS (R_0)	339
VII.6	MATRICE DE CHANGEMENT DE BASE DE (R_2) DANS (R_1)	339
VII.7	MATRICE DE CHANGEMENT DE BASE DE (R_2) DANS (R_B)	339
ANNEXE VIII. RÉALISATION DU SIMULATEUR SOUS MATLAB-SIMULINK..		341
VIII.1	PREMIER NIVEAU.....	342
<i>VIII.1.1</i>	<i>Simulateur de deux voiliers en interaction</i>	<i>342</i>
VIII.2	SECOND NIVEAU.....	342
<i>VIII.2.1</i>	<i>Schéma bloc Bateau1</i>	<i>342</i>
VIII.3	TROISIÈME NIVEAU	343
<i>VIII.3.1</i>	<i>Schéma bloc Commandes</i>	<i>343</i>
<i>VIII.3.2</i>	<i>Schéma bloc Interaction aérodynamique</i>	<i>343</i>
<i>VIII.3.3</i>	<i>Schéma bloc système mécanique</i>	<i>344</i>
<i>VIII.3.4</i>	<i>Schéma bloc Vent apparent</i>	<i>344</i>
VIII.4	QUATRIÈME NIVEAU.....	345
<i>VIII.4.1</i>	<i>Schéma bloc Efforts dans (R_B)</i>	<i>345</i>
<i>VIII.4.2</i>	<i>Schéma bloc Première intégration</i>	<i>345</i>
<i>VIII.4.3</i>	<i>Schéma bloc Deuxième intégration</i>	<i>346</i>
VIII.5	CINQUIÈME NIVEAU.....	346
<i>VIII.5.1</i>	<i>Schéma bloc Hydrodynamique</i>	<i>346</i>
<i>VIII.5.2</i>	<i>Schéma bloc Inertie</i>	<i>347</i>
BIBLIOGRAPHIE		351
TABLES DES ILLUSTRATIONS.....		341

Notations et repères

Notations et repères

Notations et repères

Nous avons choisi de placer en tête du document les notations et la définition des référentiels auxquels nous faisons régulièrement appel dans notre rédaction. Nous espérons ainsi faciliter la manipulation du document pour le lecteur qui pourra s'y reporter au fur et à mesure de sa lecture.

Dans la mesure du possible nous avons utilisé les notations préconisées par l'ITTC [35].

Caractéristiques de la carène

L longueur de référence. Dans notre étude nous prenons $L = L_{WL}$ au repos (position nominale)

L_{OA} longueur hors tout

L_{BP} longueur entre perpendiculaires

L_{WL} longueur à la flottaison

FB abscisse du centre de poussée en référence à la perpendiculaire avant

B largeur

B_{WL} largeur à la flottaison

T tirant d'eau

T_h creux de la carène

S_w Surface mouillée

S_m aire de la section d'aire maximum

C_p coefficient prismatique :

$$C_p = \frac{\nabla}{L_{wl} \cdot S_m}$$

C_b coefficient de bloc :

$$C_b = \frac{\nabla}{L_{wl} \cdot B_{wl} \cdot T_h}$$

C_m coefficient de la section d'aire

maximum :
$$C_m = \frac{S_m}{B_{wl} \cdot T_h}$$

C_{wl} coefficient pour les entrées de la ligne de flottaison

\bar{e}_k épaisseur moyenne de la quille

\bar{c}_k corde moyenne de la quille

\bar{c}_r corde moyenne du safran

l_{cb} position longitudinale du centre de

carène :
$$l_{cb} = \frac{\frac{1}{2}L_{BP} - \overline{FB}}{L_{BP}} * 100\%$$

G centre de gravité nominal, il coïncide avec le centre de gravité du voilier complet tracé sur le plan d'architecte

i_E demi-angle d'entrée de la ligne de flottaison

Λ_k angle de flèche de la quille, mesurée par l'arrière entre la ligne de quart de corde et la surface libre.

c indice pour les caractéristiques de la carène

k indice pour les caractéristiques de la quille

r indice pour les caractéristiques du safran

Caractéristiques du gréement

Asm : surface de la grand voile	fm : altitude du pied de mât au-dessus de la surface libre en position nominale
Asg : surface du foc ou génois	msbh : hauteur du point d'attache de la bôme au-dessus du pied de mât
Ass : surface du spinnaker	sphb : hauteur du point d'attache du tangon au-dessus du pied de mât
h : envergure du gréement	
I : distance entre le pied de mât et le point de capelage du foc	
J : distance entre le pied de mât et la ferrure d'étai	
A : guindant de la grand voile	

Les mouvements

\vec{V}_B : vitesse du centre de gravité du voilier dans le référentiel absolu (R_0).

On définit les mouvements du navire dans le repère (R_B) :

u vitesse de cavalement	p vitesse de roulis
v vitesse d'embarquée	q vitesse de tangage
w vitesse de pilonnement	r vitesse de lacet

On désignera le torseur cinématique du voilier au point O_B dans le repère bateau (R_B) par :

$$\left\{ \mathcal{C} \right\}_{O_B, (R_B)} = \left[\vec{\Omega}(B/(R_0), (R_B)) \middle| \vec{V}(O_B, B/(R_0), (R_B)) \right] = \left\{ \begin{array}{l} p(\text{Roulis}) \left| \begin{array}{l} u \\ v \\ w \end{array} \right. \\ q(\text{Tangage}) \\ r(\text{Lacet}) \end{array} \right\}_{O_B, (R_B)}$$

Les positions ou attitudes par rapport à une position de référence (position initiale ou position moyenne)

Δ déplacement (kg.)	ξ_d enfoncement dynamique, variation d'altitude du point O_B entre la mesure statique ($V = 0$) et la mesure à la vitesse V . $\xi_d = \xi - \xi_s$
∇ déplacement (m^3)	
ξ enfoncement, altitude du point O_B centre de (R_B) dans le référentiel de référence (R_E).	
ξ_s enfoncement statique, il correspond, au signe près, à l'altitude du point O_B dans (R_E) lorsque le bateau est à l'arrêt.	ϕ angle de gîte
	θ angle d'assiette
	ψ angle de cap
	δ angle du safran

Notations et repères

Les positions ou attitudes par rapport à l'écoulement (R_E)

α angle d'attaque (autour de l'axe y) β angle de dérive γ angle projeté de roulis ou de gîte	δ_{eff} angle «vrai» du safran. Angle entre \vec{V}_B et le plan médian du safran.
------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------	----------------------------------------------------------------------------------------------------

Les efforts

Les composantes des efforts peuvent avoir différentes appellations selon qu'elles sont exprimées dans un repère lié à l'écoulement (R_E et R_M) ou dans un repère lié au bateau (R_B).

F_x : traînée, F_r : force propulsive ("driving force" [79][80]) F_y : portance en y, F_l : force latérale	F_z : la portance en z, ou force verticale M_x : moment de roulis M_y : moment de tangage M_z : moment de lacet
-----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------	----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------

On exprimera les actions mécaniques par des torseurs. Par exemple les actions hydrodynamiques sur la carène seront exprimées au point O_B dans le repère (R_B) par :

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{Efforts} \\ \text{hydrodynamiques} \end{array} \right\}_{O_B, (R_B)} = \left\{ \begin{array}{l} F_x | M_x \\ F_y | M_y \\ F_z | M_z \end{array} \right\}_{O_B, (R_B)}$$

Aérodynamique

Les vitesses sont généralement données au centre de gravité du voilier dans le référentiel absolu (R_0). Les vitesses liées au vent \vec{V}_{AW} et \vec{V}_{TW} font exceptions et sont exprimées au centre d'effort vélique CE.

VMG (Velocity made good) : projection de \vec{V}_B sur l'axe du vent réel. C_L : coefficient de portance. C_D : coefficient de traînée. C_T : coefficient d'effort total. ρ_A : masse volumique de l'air. \vec{V}_{AW} : vitesse du vent apparent.	\vec{V}_{TW} : vitesse du vent réel. β_{AW} : angle du vent apparent. angle entre \vec{V}_{AW} et $-X_B$ β_{TW} : angle du vent réel. angle entre \vec{V}_{TW} et $-X_B$ γ : ratio traînée sur portance pour le gréement (voiles, mât, etc.).
----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------	---------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------

Adimensionnalisation

F_n nombre de Froude

$$Fn = \frac{V_B}{\sqrt{g \cdot L}}$$

R_n Nombre de Reynolds

$$Rn = \frac{V_B \cdot L}{\nu}$$

k : facteur de forme

R_T : Résistance totale

R_W : Résistance de vague

R_r : Résistance résiduaire

R_f : Résistance de frottement

$$R_T = R_W + (1+k)R_f$$

$$R_T = R_r + R_f$$

Coefficient de résistance totale

$$C_T = \frac{R_T}{\frac{1}{2} \cdot \rho \cdot S \cdot V_B^2}$$

Coefficient de résistance de vague.

$$C_W = \frac{R_W}{\frac{1}{2} \cdot \rho \cdot S \cdot V_B^2}$$

Coefficient de résistance de frottement.

$$C_f = \frac{R_f}{\frac{1}{2} \cdot \rho \cdot S \cdot V_B^2}$$

Repères

(R_0) est un repère galiléen lié à la terre. Son origine est la surface libre au repos, l'axe X_0 est dans la direction du nord géographique, Z_0 est dirigé vers le haut.

(R_B) est le repère lié au bateau, déduit par translation du repère de définition de la carène, son origine O_B est la projection du centre de gravité nominal dans le plan de flottaison nominal (plan d'architecte). X_B est dirigé vers l'avant, Y_B vers bâbord, Z_B vers le haut.

Pour les problèmes de manœuvrabilité l'habitude veut que l'on prenne Z_B dirigé vers le bas et Y_B vers tribord. Pour ne pas multiplier les référentiels nous préférons reprendre le repère R_B .

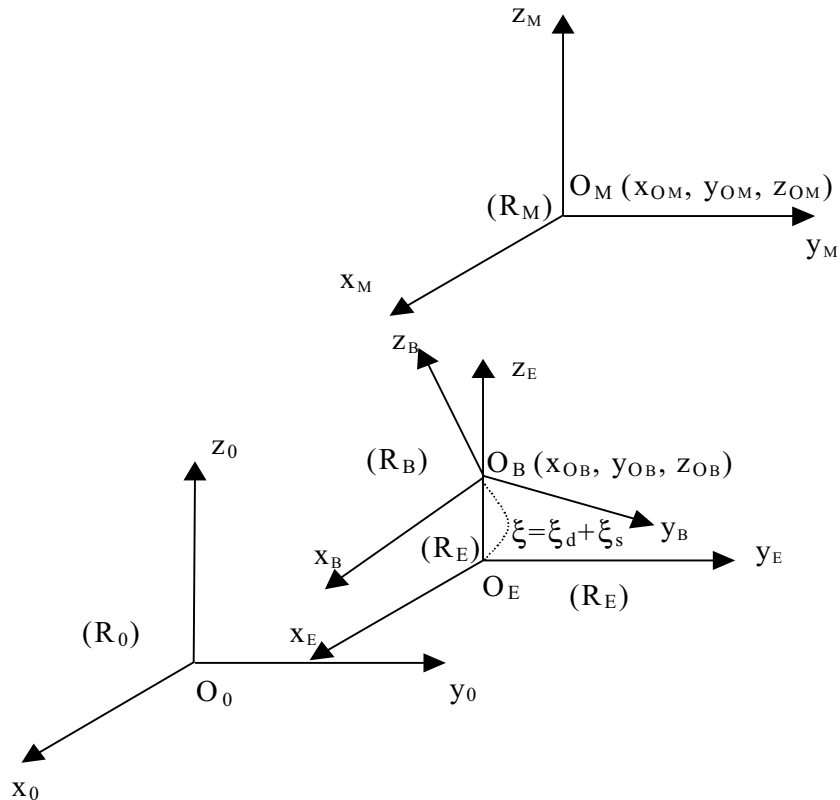


Figure 1 : repères

On définit d'autres repères pour des applications particulières :

R_E , un repère lié à l'écoulement de l'eau. Ce repère s'apparente à celui utilisé habituellement pour le calcul d'écoulement autour des navires. L'origine O_E est la projection de O_B dans le plan de la surface libre non perturbée. L'axe x est dirigé et orienté suivant la projection du vecteur vitesse \vec{V}_B dans le plan de la surface libre au repos, l'axe z

Notations et repères

est dirigé vers le haut, l'axe y est orienté vers bâbord, il forme avec x et z un repère orthonormé direct .

On définit parallèlement le repère aérodynamique (R_A). Ce repère est utilisé pour le calcul d'écoulement autour des voiles. L'origine en est O_E . L'axe x est dirigé et orienté suivant la projection du vecteur vitesse $\overrightarrow{v_{WA}}$ dans le plan de la surface libre au repos, l'axe z est dirigé vers le haut, l'axe y forme avec x et z un repère orthonormé direct .

R_M , le repère mesure pour les essais en bassin. Ce repère est obtenu à partir de R_E par translation. La maquette étant laissée libre en pilonnement, l'altitude de la carène par rapport au système de mesure varie significativement. Un capteur de déplacement linéaire donne à tout instant l'enfoncement de la maquette.

R_1 et R_2 sont des repères que l'on définit avec les angles d'attitude dans le paragraphe suivant. Ils sont utiles notamment pour exprimer les efforts hydrostatiques.

Attitudes et position

Le voilier est assimilé à un solide dont la position est connue à tout instant par le vecteur position et les trois angles de cardan, la gîte ϕ , l'assiette θ , le lacet ψ .

On définit ces angles entre un repère initial (R_M), (R_E) ou (R_0) et le repère bateau (R_B) comme suit.

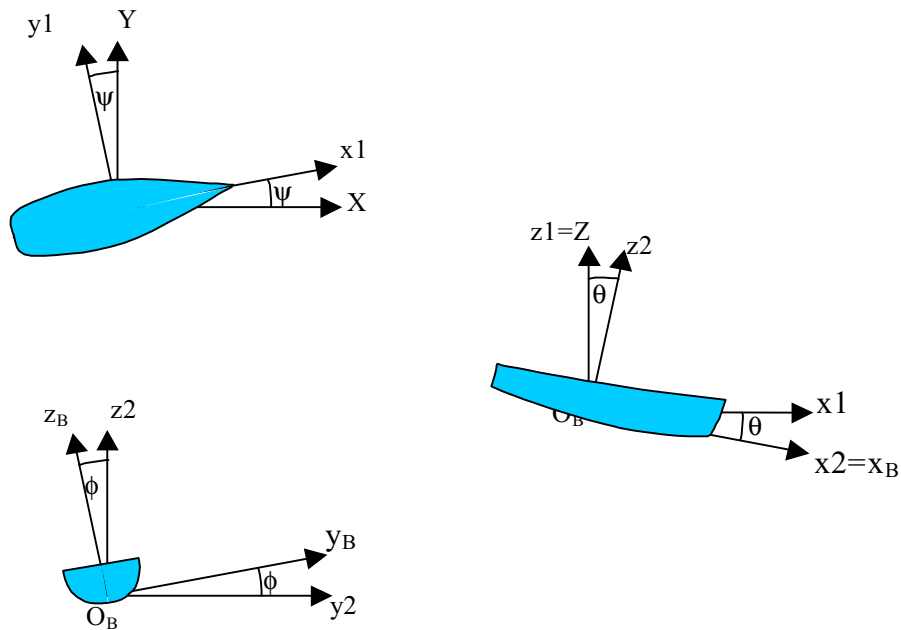


Figure 2 : schéma des attitudes

Deux repères intermédiaires ($R_1=(O_B, X_1, Y_1, Z)$) et $R_2=(O_B, X_B, Y_2, Z_2)$ sont ainsi définis. On distinguera ψ_0 ou ψ_E selon que le repère initial est le repère de base (R_0) ou le repère lié à l'écoulement (R_E).

Le vecteur position est définie par les coordonnées du point O_B dans (R_0) :

$$\vec{P} = \overrightarrow{O_0 O_B} = \begin{pmatrix} x_{O_B} \\ y_{O_B} \\ z_{O_B} \end{pmatrix}$$

L'attitude est définie par le système des trois angles de cardan ϕ , θ , ψ .

Notations et repères

Les trois angles ϕ , θ , ψ et la position du point O_B définie par ses composantes $(x_{O_B}, y_{O_B}, z_{O_B})$ dans (R_0) , définissent complètement la position et l'attitude du solide B.

Match-racing

Match-racing

Match-racing

Je prends donc cette occasion de proclamer que la haute puissance de la réflexion est bien plus activement et plus profitablement exploitée par le modeste jeu de dame que par toute la laborieuse futilité des échecs.

EDGAR ALLAN POE

Le match-racing est un duel entre 2 voiliers similaires, le plus souvent identiques, qui se déroule sur un parcours de quelques milles de près et de vent arrière. Le premier bateau qui finit remporte la course. La simplicité apparente du match-racing dissimule un jeu complexe de tactique et de stratégie qui n'a rien à envier aux échecs.

Le match-racing est apparu au XIX^{ème} siècle avec l'America's cup. Depuis lors le match-racing s'est développé sur un circuit mondial dont les événements réunissent des centaines de coureurs parmi les meilleurs marins et gagner l'America's cup demeure toujours la quête du Graal pour tous les régatiers.

La particularité de cette discipline réside principalement dans l'utilisation des règles de course. Alors que dans une régata en flotte, les règles sont là pour définir les priorités et éviter les incidents, en match-racing la règle est exploitée pour gêner l'adversaire et éventuellement le pousser à la faute. Les situations de contact et les manœuvres sont plus nombreuses ce qui rend la compétition intense.

Le départ

Les adversaires sont séparés avant le départ. L'un et l'autre doivent se trouver de part et d'autre de la zone de course, l'un à tribord l'autre à bâbord.

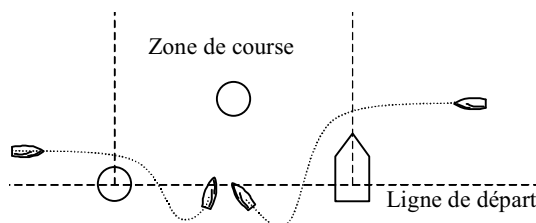


Figure 3 : le pré-départ

La zone de course est délimitée par deux lignes fictives parallèles au parcours et

passant respectivement par les extrémités de la ligne de départ. Le duel commence véritablement au signal préparatoire lorsque les deux concurrents peuvent entrer dans la zone de course. Un avantage pris avant le départ est souvent décisif pour la suite de la course. Les deux équipages s'affrontent âprement durant cette courte période, chacun tente de pousser l'autre à la faute.

Le parcours

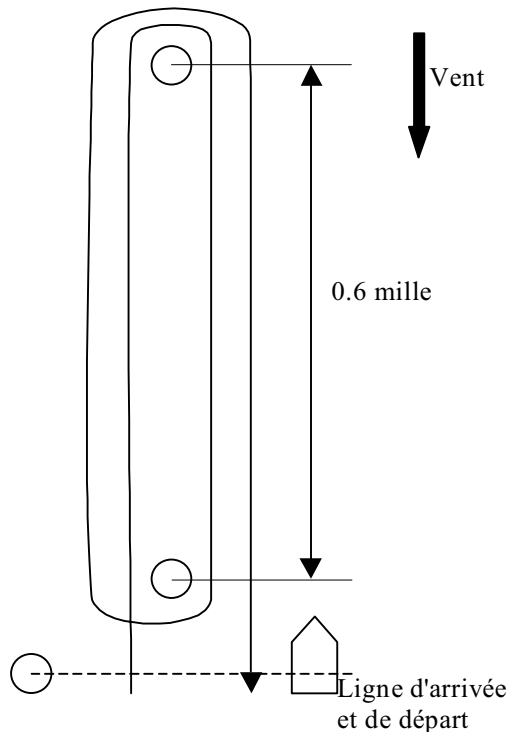


Figure 4 : le parcours

Le parcours est mouillé dans L'axe du vent. Les deux voiliers doivent effectuer deux allers retours. Les bouées sont à contourner et à laisser à tribord.

Pendant le bord de près le voilier de tête marque généralement son adversaire. Ce dernier perturbé par le sillage aérodynamique des voiles du premier se trouve désavantagé. Pour se tirer de ce mauvais pas et se démarquer de son adversaire, il engage fréquemment une bataille de virements de bords.

Au vent arrière la situation s'inverse, c'est le voilier de tête qui est désavantagé par le sillage de son adversaire. La situation est d'autant plus complexe que les règles avantagent le voilier sous le vent.

L'arbitrage

L'arbitrage est un élément essentiel en match-racing. Il s'effectue directement sur l'eau. Lorsqu'un voilier est pénalisé, il doit effectuer soit un empannage s'il se trouve sur le bord de près soit un virement s'il se trouve sur le bord de vent arrière.

Les décisions des arbitres doivent être rapides et cohérentes. Comme c'est le cas dans tous les sports elles sont souvent tributaires de la subjectivité et sont donc parfois controversées ou mal comprises. Un travail important est effectué au niveau international pour améliorer les schémas de prise de décision [7]. On conçoit bien que le recours à des simulateurs puisse donc être d'une grande utilité dans ce domaine.

Parce que les compétitions se déroulent au contact sur des monotypes, les enjeux de la recherche sur les voiliers changent. Il ne s'agit plus de comparer des carènes dans le cadre statique. L'interaction entre les deux voiliers et la manœuvrabilité doivent notamment être

prises en avant. La simulation dynamique nous semble être un outil indispensable pour approfondir la connaissance de cette discipline en plein essor.

Introduction

Introduction

L'objectif de cette thèse est de contribuer à la réalisation d'un outil permettant l'analyse et l'optimisation de la conduite de voiliers en situation de match-racing.

Le match-racing est une spécialité sportive qui requiert une connaissance approfondie d'un grand nombre de schémas tactiques. Cette connaissance, acquise par la pratique intensive, conduit à des réactions expertes, souvent instinctives, qu'il n'est pas aisé de faire formaliser par les sportifs et leurs entraîneurs. Une des principales difficultés vient en effet du grand nombre des paramètres qui entrent en jeu lors des phases d'engagement rapproché entre les deux bateaux. Les représentations classiques en deux dimensions ne sont pas d'un grand secours dans ce domaine car les seules positions relatives des bateaux ne suffisent pas. Il est nécessaire de considérer le comportement dynamique des voiliers, et cela en tenant compte au mieux des phénomènes physiques qui engendrent les efforts auxquels ils sont soumis en cours d'évolution et de manœuvre.

La solution la mieux adaptée dans ce cas est de reconstituer le comportement des voiliers à l'aide d'un simulateur. Les premiers simulateurs ont été réalisés pour la conception. Larsson dès 1988 affirme que le simulateur remplace désormais le VPP au SSPA [44]. Ce n'est qu'ensuite qu'a été abordée l'idée de la simulation pour la conduite. En 1994 Masuyama cherche par la simulation à déterminer la meilleure façon de virer. Parmi bien d'autres utilisations possibles, de tels outils permettent d'évaluer objectivement l'efficacité d'une action ou la pertinence d'un choix tactique, de quantifier un gain entre plusieurs options, d'étudier en détail une situation, etc.

Si on prend soin de le construire de façon modulaire, un simulateur permet d'intégrer au fur et à mesure les progrès réalisés dans le domaine des modélisations. Il constitue donc un moyen d'utiliser et de rentabiliser dans la pratique les avancées dans tous les domaines concernés.

C'est donc vers la problématique qui s'attache à la construction d'un simulateur numérique du comportement dynamique des voiliers que nous avons orienté notre travail.

La fiabilité des résultats dépendra évidemment de la finesse des modélisations que l'on utilisera pour représenter les phénomènes physiques qui régissent le comportement des voiliers. Dans un premier temps, il est probable que l'utilisation de notre simulateur restera cantonnée dans des utilisations phénoménologiques et didactiques. Lorsque toutes les modélisations auront atteint un niveau de précision suffisamment élevé et homogène, on pourra aborder des optimisations qui intéresseront les coureurs expérimentés.

Pour réaliser ce travail nous avons pris deux options fondamentales : focaliser l'étude sur le comportement de voiliers existants et aborder la dynamique du système avec tous les degrés de liberté attachés à la carène.

Focaliser l'étude sur le comportement de voiliers existants

Les études classiques sont plutôt orientées vers l'évaluation de la performance en vue d'une conception optimale des voiliers. Elles évoluent sans cesse vers plus de complexité et vers la prise en compte de critères plus globaux. Depuis presque quinze ans, les critères de choix tentent de prendre en compte la course dans sa globalité. Pour la campagne de Stars&Stripes en 1987, J. C. Oliver et al. [60], afin de sélectionner une carène, prennent comme critère la probabilité de victoire en fonction des données météo. Le parcours entier de la régata est modélisé. Autre exemple, en 1992 la particularité du spectre de vague de San Diego est prise en compte par J. H. Milgram [50].

Cependant ; dans une démarche de conception, il s'agit de déterminer l'influence sur les performances des principaux paramètres de forme afin de les optimiser. Notre optique est différente ; nous nous attachons à déterminer les méthodes qui permettront de décrire le plus précisément possible le comportement de voiliers déjà construits et dont les caractéristiques sont connues. Dès lors, nous pouvons utiliser intensivement les moyens d'essais et de calcul dont nous disposons pour élargir et affiner la connaissance des caractéristiques hydrodynamiques et aérodynamiques de chaque voilier considéré. Le problème est de déterminer comment utiliser au mieux ces moyens (temps passé, coût, précision...) et comment exploiter les résultats dans le simulateur. Cette question est d'autant plus essentielle que la démarche implique de refaire le travail de caractérisation pour chaque bateau étudié.

Considérer la dynamique du système avec tous les degrés de liberté.

Dans la majorité des cas, les performances des voiliers sont calculées en mouvement stationnaire de translation en résolvant un système de trois équations d'équilibre des efforts appliqués au bateau. L'équation d'équilibre en lacet est parfois prise en compte, mais rarement l'équilibre en assiette et quasiment jamais l'équilibre en pilonnement.

En faisant varier la force et la direction relative du vent on obtient par ces méthodes des polaires de vitesse qui caractérisent le fonctionnement du voilier. Si l'on s'en tient aux performances en translation uniforme, une carène peut être évaluée avec moins d'une quinzaine de points de fonctionnement caractéristiques répartis sur ces polaires.

Des simulateurs dynamiques existent sur le marché, ce sont principalement des logiciels de jeu tactique. En les utilisant, on constate que les bateaux réagissent de façon plausible mais beaucoup d'indices font penser que les modèles utilisés ne sont pas très sophistiqués.

Le parti que nous avons pris est de structurer notre simulateur pour qu'il puisse résoudre en temps réel les six équations de la dynamique en pilotant les voiliers et en ménageant la possibilité de tenir compte des déplacements de l'équipage à bord. Cette option permettra de traiter non seulement le fonctionnement stationnaire avec six degrés de liberté, mais également les manœuvres.

Les conséquences des options de départ sont nombreuses. La prise en compte d' équations supplémentaires entraîne de nouveaux besoins. Par exemple elle oblige à approfondir l' étude de l' influence des paramètres de position et d' attitudes, là où les approches classiques se contentent de formulations simplifiées comme pour l' influence de la gîte, ou éludent la question comme pour l' influence de l' assiette.

Lorsqu'ils manœuvrent, les bateaux présentent des attitudes qui s'écartent notablement de celle de la marche suivant un cap établi. La simulation des manœuvres oblige donc à explorer non seulement un champ plus large de paramètres mais également d'autres phénomènes. Citons à titre d'exemple les décollements sur les appendices en cours de manœuvre, les efforts hydrodynamiques de manœuvrabilité, les efforts d'inertie ajoutée d'origine hydrodynamique.

La relative lenteur des mouvements des bateaux permet cependant des simplifications comme par exemple évaluer certains efforts en supposant l'évolution de l'attitude et de la vitesse comme une suite d'états stationnaires.

Impératif de la simulation en temps réel

Le calcul le plus critique pour un voilier est sans doute le calcul de l'effort sur les voiles et en particulier au portant. Les décollements et autres effets visqueux sont ici prépondérant. Tous ceux qui ont eu un jour à régler un spinnaker ont pu constater l'instabilité chronique de cette voile. Dans un simulateur idéal, la détermination des efforts sur les voiles et la carène devrait se faire par la résolution en fluide réel, pour que soient pris en compte les phénomènes les plus fins. Mais l'idée que l'on puisse représenter par le calcul l'ensemble des phénomènes a quelque chose d'encore utopique. Le calcul de l'écoulement autour d'un spinnaker seul a été réalisé en 1998 sur du matériel informatique haut de gamme en 8 heures de temps CPU [11].

On conçoit bien que le calcul complet des écoulements et des efforts en manœuvre, et avec tous les couplages, ne soit pas envisageable pour une simulation et a fortiori pour une simulation en temps réel.

La seule approche possible est de chercher à obtenir les modélisations globales les plus satisfaisantes possibles pour chacun des phénomènes pris séparément en utilisant les moyens expérimentaux et numériques disponibles. En particulier on séparera les deux problèmes fondamentaux que sont l'analyse des actions aérodynamiques sur les voiles et les œuvres mortes et l'analyse des actions hydrodynamiques sur la carène et les appendices, quille et safran. Cette approche est schématisée sur le diagramme présenté ci-après. Ce diagramme peut être considéré comme une image de la structure du simulateur.

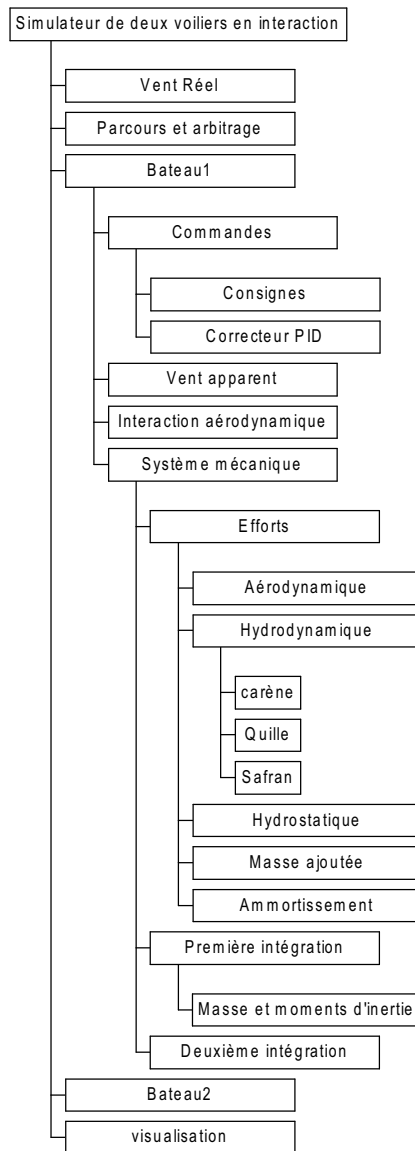


Figure 5 : structure du simulateur de voilier

On trouve quatre blocs au premier niveau du simulateur. Les deux premiers concernent les conditions extérieures et les contraintes de navigation.

Les conditions de navigation sont limitées pour l'instant au vent réel considéré comme constant en force et direction, mais on peut introduire facilement une évolution temporelle des conditions de vent.

Les contraintes de navigation sont celles liées au parcours et à l'arbitrage. Ce bloc n'est pas actif car il sort du contexte que nous nous sommes fixé. Il n'en est pas moins primordial pour les applications du simulateur aux problèmes de tactique et de règlement. Il pourra faire l'objet d'un développement ultérieur en faisant appel à l'expertise des arbitres et des sportifs.

Viennent ensuite les deux blocs "Bateau". Chacun de ces blocs se décompose ensuite en plusieurs modules.

Le bloc "commande" concerne le pilotage, c'est-à-dire la commande de l'angle de barre, mais aussi de la position des masses mobiles et le réglage des voiles. Un correcteur PID (proportionnel, Intégral et Dérivé) permet de suivre une consigne de cap lors d'un pilotage automatique.

Les blocs "Vent apparent" et "Interaction aérodynamique" calculent le vent relatif reçu par le voilier en tenant compte de sa cinématique et de la présence de l'adversaire. L'interaction aérodynamique constitue un point essentiel pour la tactique, en particulier en match-racing. La résolution du système mécanique est au cœur du simulateur le bloc le plus important. Il contient essentiellement la modélisation des efforts aérodynamique et hydrodynamique et la prise en compte des masses et des inerties. On trouvera en annexe VII les torseurs cinématique, cinétique et dynamique ainsi que les changements de repère utilisés dans ce bloc.

Structure du mémoire de thèse

Dans le premier chapitre nous faisons le bilan des actions qui s'exercent sur le voilier et nous exposons les raisons qui nous ont guidées dans nos choix pour réaliser leur modélisation. Nous abordons en détail les actions aérodynamiques pour ne plus y revenir par la suite. En compétition de match-racing, il ne s'agit pas uniquement d'aller vite, il faut aussi contrôler l'adversaire ou si possible le bloquer. L'objectif de l'étude aérodynamique a donc été d'obtenir une modélisation robuste et adaptée à tous les cas de figure possibles et imaginables (voile à contre, voile faseyante, etc.). Nous terminons ce chapitre en proposant une représentation simple de l'interaction aérodynamique entre deux voiliers qui a l'avantage d'être bien adaptée à la simulation.

La conclusion du premier chapitre est que la connaissance des efforts hydrodynamiques en fonction de l'attitude est essentielle à la détermination du comportement du bateau et que c'est aussi le domaine dans lequel nous avons le plus de moyens à notre disposition pour apporter une contribution significative.

La suite du document est donc essentiellement dédiée à la détermination des efforts hydrodynamiques. Nous avons choisi de traiter la question par des moyens expérimentaux mais nous verrons que l'approche pourra également s'appliquer quand les efforts seront déterminés par le calcul numérique des écoulements quand celui-ci permettra, dans un avenir proche, d'obtenir des résultats équivalents.

Un simulateur nécessite des données structurées. Cela nous a incité à aborder les essais en bassin en mettant en œuvre la technique des plans d'expériences, encore peu exploitée dans ce domaine.

Dans le deuxième chapitre nous justifions le recours à la technique de la planification d'expérience et nous expliquons comment nous avons mis en œuvre cette méthode dans le cas qui nous intéresse. Pour ne pas alourdir l'exposé nous donnons en annexe I quelques éléments complémentaires sur les plans d'expériences.

Le troisième chapitre est consacré aux techniques expérimentales. Nous justifions le choix d'une technique semi-captive et nous passons en revue tous les problèmes liés aux essais en bassin, tant pour la mise en œuvre du matériel que celle des procédures. Nous abordons les questions de précision, de répétabilité et de reproductibilité et nous mettons l'accent sur l'influence de quelques facteurs comme la température, les déformations du montage et les bruits parasites. Nous donnons une description des techniques employées pour adapter les moyens d'essais à notre sujet. La description du matériel d'essais et des compléments sur les procédures d'essais ont été reportés en annexes II, III et IV.

Le quatrième chapitre présente d'abord les campagnes d'essais préliminaires qui ont permis de quantifier les influences des paramètres d'attitude et de fonctionnement afin de mieux préparer la planification des expériences. L'ensemble des campagnes d'essais est ensuite décrit et quelques résultats présentés de façon classique pour être analysés et comparés, le cas échéant, à des modèles de la littérature. La description des voiliers étudiés et des campagnes d'essais avec les résultats bruts des mesures est donnée en annexes V et VI.

Le cinquième chapitre est consacré à l'exploitation des campagnes planifiées par la technique des plans d'expériences. L'objectif est de vérifier la précision des modélisations obtenues et de discuter de la meilleure façon d'obtenir les modélisations adaptées. La question est d'évaluer la précision des résultats obtenus par interpolation ou par régression pour des jeux de paramètres ne faisant pas partie des combinaisons du plan d'expérience.

Le sixième chapitre donne quelques précisions sur la structure et les possibilités du simulateur dans l'état actuel de son développement. Quelques exemples illustrent des

exploitations possibles du simulateur. La description complète du simulateur figure en annexe VIII.

La réalisation du simulateur constitue un travail considérable que nous n'avons pas la prétention d'avoir mené à son terme. Nous avons construit la structure générale du simulateur et nous avons focalisé le travail sur certains points qui nous semblaient fondamentaux et que nous avons la possibilité d'aborder de façon originale et complète avec les moyens dont nous disposons. Les modélisations des efforts hydrodynamiques stationnaires sur la carène utilisées dans le simulateur ont été réalisées en exploitant la technique des plans d'expériences. La modélisation des autres forces en présence a été introduite en utilisant des résultats et des méthodes issues de travaux antérieurs trouvés dans la littérature.

Chapitre I : Les efforts en présence et leur
modélisation

I. Les efforts en présence et leur modélisation

Lors de la réalisation d'un simulateur, il est important de prendre en compte le plus grand nombre possible des phénomènes qui agissent sur le système et d'introduire également leurs interactions. Il faut cependant concentrer les efforts sur la modélisation des phénomènes les plus importants et des couplages correspondants. Bien que la structure modulaire du simulateur soit prévue pour intégrer les nouvelles modélisations au fur et à mesure des progrès de leur développement, l'idéal serait que les différentes modélisations soient homogènes en terme de précision absolue. Nous verrons que cet équilibre est difficile à maintenir en permanence tant le champ d'investigation est large.

L'objectif de ce chapitre est de donner une vue d'ensemble des phénomènes physiques qui interviennent dans la dynamique du voilier. Nous présentons les différentes façons de modéliser ces phénomènes qui permettent la réalisation d'un simulateur de voilier. Nous développons en particulier la partie aérodynamique, sur laquelle nous ne reviendrons plus dans la suite du document. Nous développons toutefois nos investigations pour la détermination des efforts véliques, notamment par l'utilisation d'un code "fluide parfait", et les enseignements que nous en avons tirés. Nous donnons également quelques pistes pour valider cet outil. Nous justifierons nos choix de modélisations pour la réalisation de la première version de notre simulateur et en particulier pourquoi nous avons préféré privilégier la partie hydrodynamique.

Nous présentons, à la fin du chapitre, la modélisation simple de l'interaction aérodynamique entre deux voiliers que nous utilisons dans la version actuelle du simulateur.

1.1 Les équations de la mécanique appliquées au voilier

Le voilier est assimilé à un solide rigide. Schématiquement, le principe fondamental de la dynamique s'écrit dans le repère lié au bateau de la façon suivante :

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{Efforts} \\ \text{hydrodynamiques} \end{array} \right\}_{O_B, R_B} + \left\{ \begin{array}{l} \text{Efforts} \\ \text{aérodynamiques} \end{array} \right\}_{O_B, R_B} + \left\{ \begin{array}{l} \text{Efforts hydrostatiques} \\ \text{et de pesantueur} \end{array} \right\}_{O_B, R_B} = \left\{ \begin{array}{l} \text{Torseur} \\ \text{dynamique} \end{array} \right\}_{O_B, R_B}$$

Les relations entre les torseurs dynamique, cinétique, cinématique, les attitudes et la position du voilier sont implémentées dans le simulateur selon le schéma très simplifié de la Figure 6.

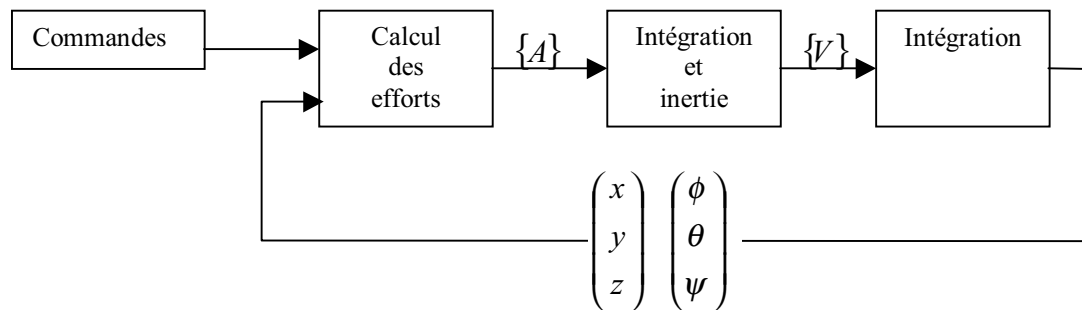


Figure 6 : schéma synoptique de la résolution des équations de la mécanique

1.2 Pesanteur, masse et moments d'inertie

Les efforts de pesanteur sont exprimés par leur résultante en O_B . La masse des équipiers et leurs positions sont introduites indépendamment pour permettre d'intervenir sur le réglage de l' attitude du bateau (gîte et assiette). Les effets dynamiques du déplacement des équipiers sur le bateau ne sont pas pris en compte pour l'instant.

1.3 Hydrostatique

1.3.1 Modèle hydrostatique dans le simulateur

Les efforts hydrostatiques sont obtenus dans le simulateur par un modèle fonction de la gîte de l' assiette et de l' enfoncement.

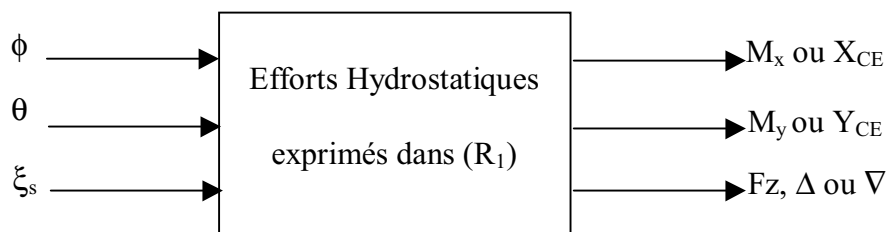


Figure 7 : modèle hydrostatique dans le simulateur

Pour exprimer les efforts hydrostatiques on utilise le repère intermédiaire $R_1(O_B, X_1, Y_1, Z_0)$.

Ils ne dépendent que de la gîte de l' assiette et du volume de la carène. Dans R_1 , la résultante du torseur des actions hydrostatique est dirigée selon Z_0 . Les inconnues du torseur hydrostatique sont les moments autour de X_1 et de Y_1 et l' effort vertical qui est proportionnel au déplacement.

I.3.2 Modèle hydrostatique pour l'exploitation des essais

Les efforts hydrostatiques peuvent être calculés théoriquement. Cela ne présente pas de difficulté particulière. De nombreux programmes existent. On peut soit en utiliser un et l'adapter à son problème particulier, soit développer le sien.

Nous avons préféré ici utiliser une modélisation des efforts hydrostatiques à partir d'essais en utilisant le matériel de mesure d'essais en bassin des carènes. Cette modélisation à partir d'essais constitue davantage un exercice de style qu'il ne correspond à une réelle nécessité. Lorsque nous réalisons ces expériences nous avons à l'esprit deux objectifs :

- Le premier, vérifier sur un cas "simple" l'adéquation de la modélisation Taguchi que nous utilisons et qui est présentée au chapitre suivant. Les résultats sont présentés en §V.1.
- Le second, avoir éventuellement un point de comparaison entre théorie et expérience pour évaluer la précision de notre système de mesure.

Nous devons faire la distinction entre un modèle pour le simulateur et un modèle expérimental.

Nous avons choisi, pour des raisons de commodité et d'économie d'essais, une technique expérimentale en pilonnement libre (cf. §III.2.3). Outre les moments autour de X_1 et de Y_1 , la troisième variable que nous mesurons est la variation de l'altitude de O_B par rapport à la surface libre que nous notons ξ_s .

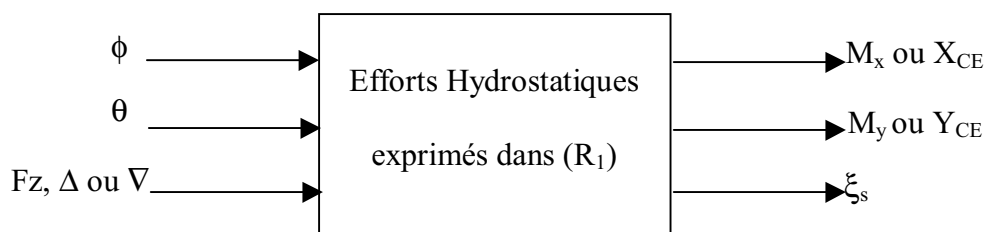


Figure 8 : modèle hydrostatique pour l'exploitation des essais

Cette technique ne nous permet pas d'identifier directement le modèle hydrostatique adopté pour le simulateur car les entrées et les sorties de celui-ci ne correspondent pas respectivement aux paramètres de réglage et aux mesures issues de nos expériences.

En effet, l'effort vertical, que l'on peut aisément associer au déplacement Δ par application du principe d'Archimède, est un paramètre de réglage pour le modèle expérimental, c'est-à-dire qu'il constitue une entrée de notre expérience, alors qu'il est un résultat, donc une sortie, pour le modèle du simulateur.

A l'inverse, l'enfoncement est une mesure, donc une sortie pour le modèle expérimental, alors qu'il est une entrée pour le modèle du simulateur.

Nous montrons au paragraphe §VI.1.3 comment nous passons du modèle expérimental à celui du simulateur.

1.4 Hydrodynamique

Les efforts hydrodynamiques sont la résultante de l'action des contraintes normales et tangentielles sur la partie de la coque en contact avec l'eau. Du fait des mouvements du bateau et de l'état de la mer, l'écoulement réel est en général complexe. L'approche habituelle est de décomposer les efforts hydrodynamiques en trois types d'efforts dont les effets sont cumulés.

- Les efforts engendrés par le déplacement du bateau en translation à vitesse constante et attitude fixe. Ce fonctionnement correspond à la marche stabilisée du voilier sur eau plate.
- Les efforts et les mouvements du bateau provoqués par les vagues.
- Les efforts engendrés par les manœuvres du bateau, changement de cap, d'attitude et de vitesse. Nous les appellerons efforts de manœuvrabilité, ils comprennent une partie stationnaire, avec les efforts engendrés par les rotations, et une partie non-stationnaire fonction entre autres facteurs des accélérations.

Dans la réalité du fonctionnement du voilier, tous ces efforts hydrodynamiques coexistent et sont couplés à des degrés divers.

1.4.1 Les efforts provoqués par les vagues

La longueur des bateaux à voiles est en général de l'ordre de la longueur d'onde des vagues significatives voire inférieure. Dans ces conditions, l'état de mer a une influence directe sur la façon dont les barreaux réalisent les manœuvres. L'idéal serait donc de connaître à chaque instant les efforts appliqués au bateau. Mais le problème est difficile et dans un premier temps nous nous intéresserons uniquement aux effets moyens. Il n'est alors pas utile de connaître les efforts et les mouvements dans le repère moyen à chaque instant. Il suffit de déterminer globalement la moyenne de l'augmentation de la résistance à l'avancement. (Et la modification des efforts moyens sur les voiles). Cela demande une étude préalable pour relier ces grandeurs aux caractéristiques du bateau, à l'état de la mer, à la vitesse et au cap du bateau par rapport à la direction des vagues.

Cette étude n'étant pas encore réalisée pour le First Class 8, les simulations présentées ne tiennent pas compte de l'état de la mer.

1.4.2 Efforts de manœuvrabilité

Les efforts engendrés par les manœuvres du voilier dépendent de façon couplée de la position et des angles d'attitude ainsi que de leurs dérivées premières et secondes. Les formulations simplifiées ne prennent en compte que les coefficients des termes d'ordre le plus bas dans le développement de ces efforts. Le principal problème vient des difficultés d'évaluation des coefficients et principalement de ceux qui concernent les vitesses de rotation. Leur évaluation par le calcul n'est pas encore opérationnelle et l'évaluation expérimentale fait appel à des procédures et à du matériel très lourd dont nous ne disposons pas. Pour l'instant nous prenons en compte ces effets sur les surfaces portantes en transportant le torseur cinématique au centre d'effort de ces surfaces. Pour la carène, nous utilisons des coefficients extrapolés de valeurs obtenues par Masuyama dans [46][47] pour un voilier de taille légèrement supérieure mais de conception voisine.

Les premiers tests avec le simulateur montrent que les valeurs des coefficients des termes de vitesse de rotation de la carène ont peu d'influence sur les résultats contrairement aux effets portants sur les appendices. En conséquence nous n'avons pas cherché à approfondir la détermination de ces coefficients, d'autant plus que nous pourrions prochainement utiliser le code Icare [2] qui permettra d'identifier tous les coefficients de manœuvrabilité sans réaliser d'expérimentation.

1.4.3 Efforts hydrodynamiques stationnaires

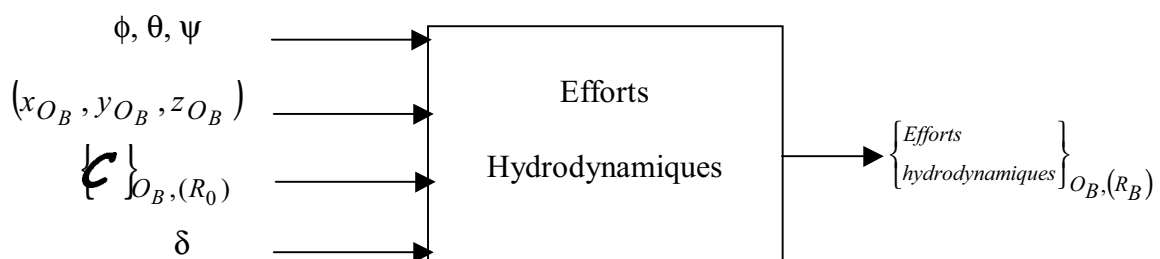


Figure 9 : modèle hydrodynamique dans le simulateur

La qualité de l'évaluation des efforts hydrodynamiques conditionne la précision de la performance globale du voilier. Des outils numériques de calcul d'écoulement autour des carènes, en code « Fluide Parfait » (REVA [16], Aquaplus) et en code Navier-Stokes [2]

sont développés et perfectionnés par un travail de recherche permanent. Le Laboratoire dispose en effet de moyens d'essais lourds en hydrodynamique, notamment un bassin des carènes de 72 m, dont on a récemment doublé la longueur, un dynamomètre à 6 composantes et un orienteur spécifique pour l'étude des voiliers [74][75].

La détermination de ces efforts est l'objet principal des développements présentés dans les chapitres qui suivent.

1.5 Aérodynamique

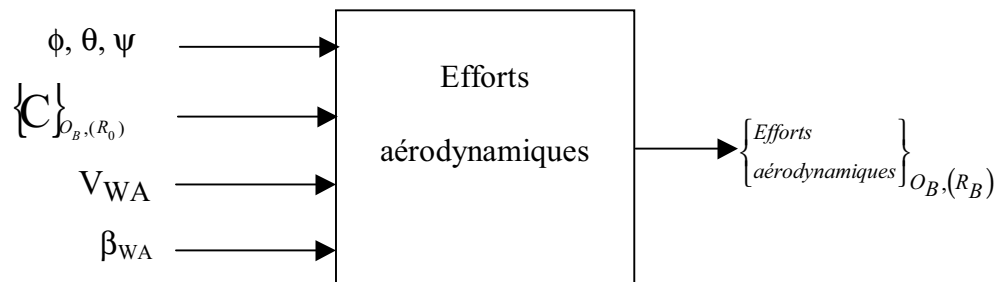


Figure 10 : modèle aérodynamique

La modélisation des efforts aérodynamiques a longtemps été le parent pauvre des études sur les voiliers. En plus des problèmes théoriques et expérimentaux qu'elle pose, cette modélisation présente des difficultés du fait des multiples réglages possibles de la structure souple que constituent les voiles et le gréement.

On peut rapidement dresser la liste des facteurs qui influencent les efforts aérodynamiques.

- La géométrie des voiles : On peut considérer que pour un voilier monotype la forme en plan est la même.
- La "coupe" des voiles qui donne le "volume initial".
- Le réglage du mât : là encore il faut distinguer le réglage initial au repos (tension des haubans) et le réglage dynamique en route et en manœuvre (bastaques, pataras).
- Le réglage des voiles :
 - longueur d'écoute (incidence),
 - la position du point de tire (creux),
 - la tension de chute (vrillage),
 - la tension des drisses (répartition du creux),
 - l'interaction entre les voiles.

Il faut donc veiller à ce que l'évaluation des efforts véliques ne soit pas "précisément fausse". Il faut également remarquer que dans la démarche de conception, une évaluation sommaire de ces efforts, si elle est faite de façon cohérente, peut suffire à comparer des performances brutes de voiliers.

1.5.1 Les modèles de la littérature

La littérature est paradoxalement riche en modèles qui évaluent les efforts véliques. Beaucoup d'équipes de recherche confrontées au problème de la prédiction de performance ont construit le leur, se fondant sur leurs expériences propres, complétant des calculs par

diverses séries d'expérimentations. Ces études viennent le plus souvent en complément d'une recherche approfondie et systématique sur la partie hydrodynamique. On y consacre généralement des moyens moins importants.

Le problème a d'abord été contourné. Les premiers modèles ont été construits par déduction en utilisant des mesures au réel et les résultats hydrodynamiques obtenus par des essais en bassin. Les modèles de Davidson (1936) de Kerwin (1975) de Gerritsma et al.(1975) et de Myers(1975) ont été conçus ainsi. Le premier inconvénient de cette méthode est que les incertitudes sur les mesures hydrodynamiques se répercutent directement sur le modèle aérodynamique.

Le modèle de Masuyama et al.[46] (1993) est construit à partir d'essais en soufflerie systématique menés sur des voiliers de la class des "flying fifteen". Les auteurs ne donnent pas les valeurs des coefficients du modèle.

L'équipe de Masuyama a depuis fait évoluer son modèle (1997)[47], avec des essais en grandeur réelle et des calculs numériques (Vortex lattice method). Technique également employée par Milgram (1993) [52] et Caponnetto [10].

Euerle et Greeley ont développé un modèle(1993) [18] dont les principales caractéristiques sont :

- l'utilisation de la théorie de la ligne portante,
- la modélisation de la couche limite atmosphérique moyenne,
- la détermination de la traînée visqueuse par une régression polynomiale,
- l'évaluation empirique de l'influence du mât sur la grand voile [49],
- un modèle d'optimisation des réglages est introduit avec les paramètres Reef(réduction), Flat(creux), Twist(vrillage), par une méthode des moindres carrés.

Ce modèle conçu pour les VPP serait trop lent pour être intégré directement dans un simulateur dynamique en temps réel. Il est de plus assez long à mettre en œuvre.

Le modèle IMS (Poor, 1986)[14] et le modèle de Hazen (1989)[28] sont des modèles relativement simples orientés vers la conception de voiliers sous contraintes de jauges. Ils sont fondés sur des mesures expérimentales et régulièrement ajustés avec les résultats des régates et autres innovations architecturales par un système de pénalités.

Ils consistent à interpoler à l'aide de splines les coefficients de portance et de traînée en fonction de l'angle de vent apparent pour les trois types de voiles, génois, grand voile et spinnaker. Ensuite un système de pénalité est appliqué pour chaque caractéristique du gréement.

Récemment les études numériques se sont développées, d'abord en fluide parfait [10][13][11][27][38][39][48] et plus récemment en fluide visqueux [11]. Si les méthodes "Fluide Parfait" évaluent correctement la portance au près serré, lorsque les voiles travaillent en finesse, il n'en va pas de même de la traînée qui est largement affectée par les décollements tourbillonnaires à la jonction du mât et de la grand voile. Si bien que les codes fluide parfait ne peuvent être exploités pour évaluer la performance sans être associés à des résultats expérimentaux. On a donc cantonné ces méthodes soit à l'étude des déformations [13][11], soit à l'étude de l'interaction entre les voiles [10][48]. A l'aide des nouveaux outils informatiques, on commence à envisager l'étude en fluide visqueux. Mais les temps de calcul sont importants. Caponnetto et al. [11] donnent un ordre de grandeur de 8 heures pour la convergence du calcul sur les 12 processeurs d'une station Silicon Graphic origin2000. Pour les premières versions du simulateur nous avons opté pour une solution simple et éprouvée. Nous avons adapté le modèle empirique de Myers datant de 1975 [56], et repris dans de nombreux VPP [79][80].

La force latérale au près est définie par :
$$F_L = \frac{\rho_A \cdot V_{wA}^2}{2} \cdot A_S \cdot \frac{C_L}{\cos \gamma} \cdot \cos(\beta - \gamma) \cdot \cos \phi$$

Myers donne une valeur indicative de 10° pour γ . Van Oossanen en donne une évaluation systématique :
$$\gamma = 0.044 + \frac{0.089 \cdot C_L^2}{1 - \phi}$$
 en radians.

L'expression des coefficients de portance est déterminée par des formules de régression polynomiale au second degré en fonction de l'angle d'incidence.

Pour le génois, le modèle donne :

$$C_L = 1.04 + 0.344 \cdot |\beta_{wA}| + 0.041 \cdot \beta_{wA}^2; \quad \text{avec} \quad \beta_{wA} \in \left[\frac{\pi}{12}; \frac{\pi}{2.4} \right]$$

$$\text{et } C_L = 1.56; \quad \text{pour} \quad \beta_{wA} \in \left[\frac{\pi}{2.4}; \pi \right]$$

Pour la grand voile, le modèle donne :

$$C_L = 2.357 \cdot |\beta_{WA}| - 1.073 \cdot \beta_{WA}^2; \text{ avec } \beta_{WA} \in \left[\frac{\pi}{12}; \frac{\pi}{2.25} \right]$$

$$\text{et } C_L = 1.2; \text{ pour } \beta_{WA} \in \left[\frac{\pi}{2.25}; \pi \right]$$

Pour le spinnaker, le modèle donne :

$$C_L = -0.3 + 1.324 \cdot |\beta_{WA}| - 0.263 \cdot \beta_{WA}^2;$$

Lorsque l'angle de vent apparent est inférieur à 15° le modèle n'est plus valable. Considérant que le coefficient de portance est nul pour un angle de vent apparent nul, nous effectuons une régression linéaire de 15° jusqu'à 0° afin de compléter le modèle de la grand voile. Cette approximation, également effectuée par Masuyama[46], est nécessaire notamment pour simuler le virement de bord. Pour le génois le coefficient de portance s'annule vers 8° d'angle de vent apparent. Cette considération conforme aux courbes de l'IMS est plus réaliste.

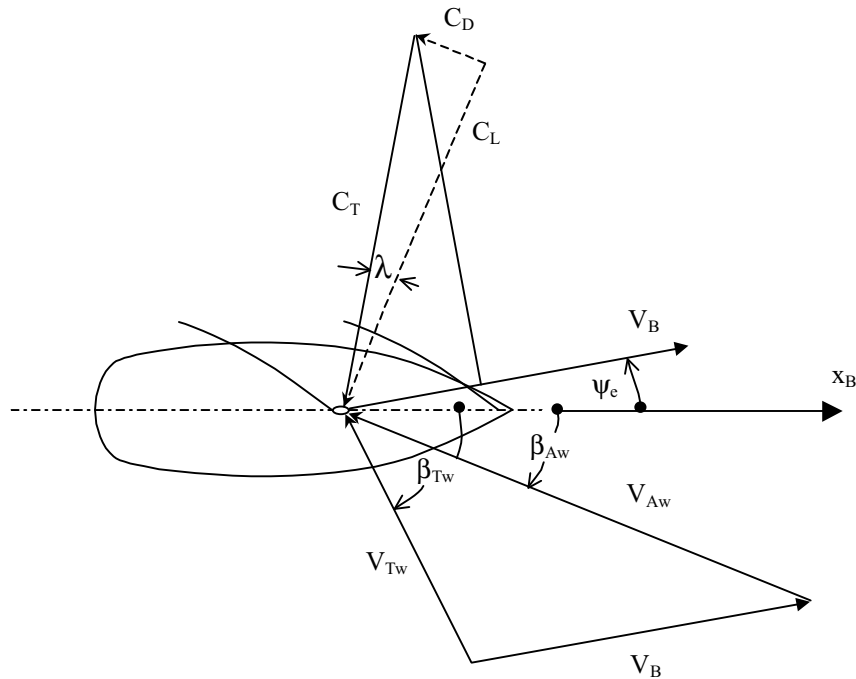


Figure 11 : paramètres du modèle de Myers

Ce modèle ne fait pas intervenir de paramètres de réglages. Il est donc intéressant pour les premières versions d'un simulateur. En effet, l'intérêt d'introduire des réglages de voiles sophistiqués est discutable tant que les modèles utilisés dans les autres modules ne seront pas suffisamment fins pour que l'influence de ces réglages soit significative. Dans la littérature [28][60][82], le réglage des voiles est introduit sous forme de deux coefficients multiplicatifs, l'un pour réduire la voilure, il affecte donc la position du centre de poussée

vélique et la surface de la voile, tandis que le deuxième affecte les coefficients aérodynamiques pour tenir compte d'un réglage du creux des voiles. Ils pourront donc être introduits facilement dans le modèle par la suite.

Dans un premier temps nous avons adopté le modèle simple de Myers [56]. Nous avons souhaité ensuite confronter des éléments du modèle au calcul numérique en utilisant le code développé par l'équipe de M. Guilbaud [15][27][48].

1.5.2 Le modèle aérodynamique dans un simulateur

Un simulateur est le plus souvent piloté par une seule personne et il n'est pas utile de reproduire toute la complexité du réglage du voilier dont plusieurs "régleurs" occupent en navigation réelle. Le modèle aérodynamique dans un simulateur doit donc être simple d'utilisation si on souhaite reproduire le même environnement dans le simulateur et libérer le "pilote" des contraintes du réglage. La grande majorité des modèles de la littérature adopte cette optique. On dénombre au plus trois paramètres de réglage : le vrillage, la réduction de voile, le creux ou puissance. L'influence de ces paramètres doit être évaluée au préalable pour qu'ils puissent intervenir globalement dans le simulateur comme de simples gains agissant sur les efforts véliques et leur point d'application.

Le vrillage ("Twist")

La forme nominale de la voile comporte déjà un vrillage. Le paramètre de vrillage dont il est question ici se rapproche du "Twist" que l'on trouve dans la littérature [48][47]. Il s'agit de modifier la forme de la voile. L'angle de vrillage est un angle de rotation de la voile autour de son guindant qui varie linéairement en fonction de l'altitude z . Il est nul au niveau le plus bas de la voile (z_{min}), dans le repère ayant son guindant pour axe vertical, et il est maximal au point le plus haut (z_{max}).

$$vrillage(z) = \frac{(z - z_{min})}{(z_{max} - z_{min})} \cdot vrillage_{max}$$

La réduction("Reef")

On trouve couramment dans la littérature ce paramètre. Il est le plus souvent présenté comme un paramètre global, pouvant prendre une valeur entre 0 et 1, qui affecte l'altitude du centre de poussée Z_{CE} , et le coefficient de portance.

$$Z_{CE_r} = Z_{CE} \cdot r \quad ; \quad C_{l_r} = C_l \cdot r^2$$

Le creux("Flat" ou "Power")

C'est le deuxième paramètre courant. Comme "Reef", il peut prendre une valeur entre 0 et 1. Il affecte linéairement le coefficient de portance.

$$C_{l,r} = C_l \cdot f$$

1.5.3 Utilisation d'un code numérique "fluide parfait"

Afin d'identifier un modèle aérodynamique pour le simulateur, nous avons tenté d'utiliser un code de singularité tridimensionnel. Ce code de singularité a été développé sous la direction de M. Guilbaud au CEAT. Il est notamment le fruit d'un travail de thèse mené par F. MAZOUJI [48].

Les hypothèses classiques en fluide parfait sont les suivantes:

- la viscosité est négligée,
- l'écoulement est irrotationnel.

On écrit une condition de glissement sur le corps et on ajoute la condition de non contournement du bord de fuite pour les calculs de corps portants :

- la condition de Kutta-Joukowski

Des singularités de type sources et doublets normaux sont distribuées sur les voiles, et des doublets normaux sont répartis sur le sillage. Les densités de sources et de doublets sont déterminées par la résolution du problème mixte en potentiel et en vitesse [48].

▪ Hypothèse sur les voiles et l'environnement

– Voiles rigides

Les voiles sont supposées indéformables, elles conservent la forme définie par le concepteur.

Il est possible de coupler le code fluide parfait à un calcul de déformation (élastique ou non) [11][13][21]. On peut ainsi déterminer les zones de concentration de contraintes dans la voile, ce qui est primordial au stade de la conception. Caponnetto et al. [11] proposent aussi d'évaluer l'influence des réglages (tension de guindant, tension de bordure) sur la forme des voiles.

Mais de notre point de vue l'intérêt est limité, compte tenu de la dispersion que l'on observe sur les réglages. L'amélioration de la définition de la forme des voiles pourrait essentiellement venir de la mesure de la géométrie en navigation [34][46][51][61].

Milgram [52] souligne un autre inconvénient qu'engendre cette hypothèse. Une voile est faite de tissu, elle n'accepte pas de compression dans son plan. Il a remarqué que les voiles qui sont associées à une distribution optimale des pressions avec un calcul fluide parfait sont le plus souvent "inconstructibles". C'est-à-dire qu'elles admettent en leur plan des contraintes de compression.

– *Vent constant*

Le vent est considéré comme constant en vitesse et en direction dans tout le domaine fluide. Certains auteurs [18] introduisent un gradient de vitesse vertical. Cela est possible pour la méthode des lanières tourbillonnaires ("vortex lattice method"), ou pour la méthode de la ligne portante associée à une méthode par tranches.

Toutefois des mesures sur site attestent que le gradient n'est pas significatif sur la taille de nos voiles [46]. Le gradient, de plus, peut varier de façon importante d'une situation météorologique à une autre, selon la "stabilité de l'air" [4]. Ceci tempère la volonté de tout prendre en compte.

– *Modélisation de la surface libre et du pont.*

Pour les calculs d'écoulement autour des voiles on prend en compte l'effet de la surface libre en construisant des voiles fictives symétriques des voiles réelles par rapport au plan de la surface libre. Ce plan est alors plan de symétrie de l'écoulement et il correspond par conséquent à une surface de courant. Sa présence améliore significativement le rendement de la voile.

Le pont du voilier a une influence encore plus importante et c'est donc lui, finalement, que l'on préfère désigner comme plan de symétrie de l'écoulement.

Ceci constitue bien entendu une approximation, certains auteurs préfèrent discrétiser la coque et le pont du voilier et y imposer une condition de glissement [52], ce que nous ne faisons pas en raison du temps de mis en œuvre que cela nécessite. D'autre part la modélisation de l'écoulement autour d'une géométrie aussi complexe est sujette à caution sous l'hypothèse du fluide parfait.

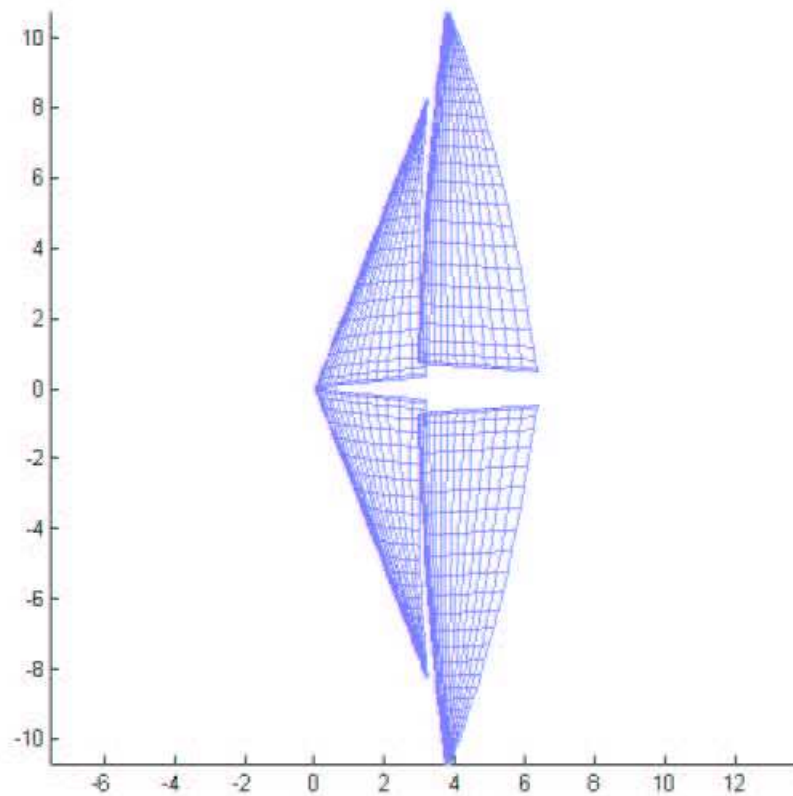


Figure 12 : effet miroir

▪ Limites

Les limites des calculs en fluide parfait et irrotationnel sont bien connues.

- Ils sont représentatifs pour des écoulements sans décollements.
- Ils ne permettent évidemment pas d'accéder aux efforts visqueux sur la voile.

L'utilisation de ce type de calcul est donc limitée à l'étude de voiliers au près, c'est-à-dire pour des incidences relatives faibles.

On doit également prendre garde aux incidences trop faibles. En effet, en dessous d'un certain angle, un décollement se produit à l'intrados derrière le bord d'attaque. Se pose alors le problème autrement plus compliqué du fasyement.

1.5.3.2 Discrétisation des voiles et du sillage

- Formes

Les fiches des coordonnées des voiles d'entraînement des First-Class8 de l'APCC ont été fournies par la voilerie X-voiles.

Ces voiles, foc, solent et grand voile, ont été conçues à l'aide du logiciel FABRIC [61] développé au CRAIN. Les fiches de coordonnées fournissent un maillage structuré 5*5 pour chaque voile.

Nous obtenons des maillages plus fins en interpolant avec des splines. Nous étudions notamment trois maillages (5*5, 10*10, 20*20). Afin d'avoir une définition plus réaliste de la géométrie des voiles on pourrait associer le calcul des pressions à un calcul de déformation élastique [11][13][21]. Une solution plus acceptable serait de mesurer la géométrie avec un matériel embarqué [34][46][51][61]. Cela dit les dispersions que l'on observe sur les réglages, la forme des voiles, selon les bateaux, les conditions et les équipages, tempèrent encore le recours à ces mesures.

Dans sa version "linéaire" le sillage est discrétisé par des bandes de doublets normaux qui vont du bord de fuite de la voile à l'infini aval parallèlement à l'écoulement incident.

La position du sillage a peu d'influence sur la voile elle-même [10][48]. A l'inverse, les efforts sur la voile arrière sont sensibles à la position du sillage amont dans le cas de deux voiles en interaction.

Le code permet de calculer la position du sillage sur la longueur désirée. La position du sillage est calculée comme une surface de courant à partir du bord de fuite du foc que l'on discrétise en donnant le pas et le nombre d'itérations de description.

On observe qu'avec une position nominale des voiles le sillage "linéaire" du foc passe très près de la grand voile. Le sillage du foc tangente la grand voile pour un angle de 15 à 17° selon le réglage de quête.

Figure 13 : discrétisation des voiles (320 facettes)

- Position

Dans un premier temps on adopte un réglage "nominal" : Les positions respectives du Foc et de la Grand voile sont obtenues à partir des plans fournis par l'architecte JM Finot [19].

On donne à la grand voile une quête de 3.69° qui correspond à la longueur nominale d'étai (9.30m selon le plan de voilure), à la position nominale du pied de mât, et à la hauteur nominale du capelage prises sur le plan de voilure.

L'angle d'ouverture du Génois est de 16.32° .

Les premiers essais ont été faits pour une grand voile bordée dans l'axe, c'est-à-dire un angle d'ouverture nul.

- Les paramètres de réglage

Pour définir complètement la géométrie de nos voiles nous devons ajouter deux nouveaux paramètres en plus des trois réglages de base que sont le vrillage, le creux et la réduction.

Dans les définitions qui suivent, on entend par guindant le segment de droite qui relie le point d'amure et le point de drisse pour le foc. Pour la Grand Voile le guindant relie le point d'amure et le point du bord d'attaque au niveau du capelage.

L'ouverture

C'est l'angle de rotation de la voile autour de son guindant. L'angle d'ouverture est nul lorsque le point d'écoute de la voile est dans le plan de symétrie du bateau.

La quête

C'est l'angle d'inclinaison de la projection dans le plan de symétrie du bateau du guindant de grand voile par rapport à la verticale.

Figure 14 : discrétisation des voiles (1024 facettes)

1.5.3.3 Domaine d'application

On utilise le code dans le cas du voilier au près. A cette allure, l'angle d'incidence effectif sur les voiles est très faible (<10 degrés), et grâce notamment à l'interaction entre le foc et la grand voile, on peut, à priori, considérer que les décollements sont négligeables, et que par conséquent l'écoulement calculé avec les hypothèses du fluide parfait est représentatif. Les tourbillons marginaux aux extrémités des voiles entraînent quelques instabilités dans la définition du sillage. Notamment pour un maillage fin (20×20) on peut avoir interpénétration des facettes du sillage. Ce problème connu est fréquemment cité notamment par Caponnetto dans son étude sur l'interaction entre deux voiliers au près [10]. Pour un maillage grossier du sillage on peut au contraire avoir interpénétration du sillage et de la grand voile qui donne une répartition irrégulière des pressions au niveau du capelage (Figure 23 et Figure 24).

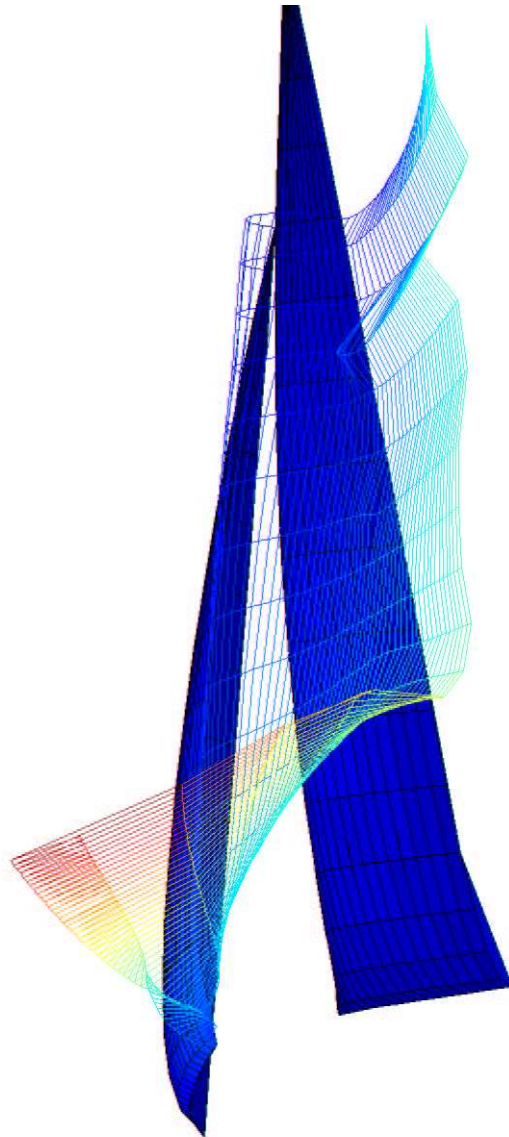


Figure 15 : enroulement du sillage

1.5.3.4 Etude sommaire de la convergence

Un grand nombre de paramètres doivent être réglés pour faire fonctionner le code.

Nous avons effectué une étude de convergence pour évaluer des valeurs acceptables des paramètres du calcul.

Nous avons retenu 5 paramètres :

- le nombre de facettes
- le nombre d'itérations sur le calcul de la position du sillage
- le pas de discrétisation du sillage
- la longueur du sillage discrétisé
- le nombre de pas de discrétisation

Dans un premier temps nous limitons l'étude à la discrétisation du sillage (Figure 16 à Figure 19). Nous souhaitons déterminer ainsi une manière acceptable et peu coûteuse de représenter l'influence du sillage. Nous étudions ensuite la discrétisation des voiles (Figure 20).

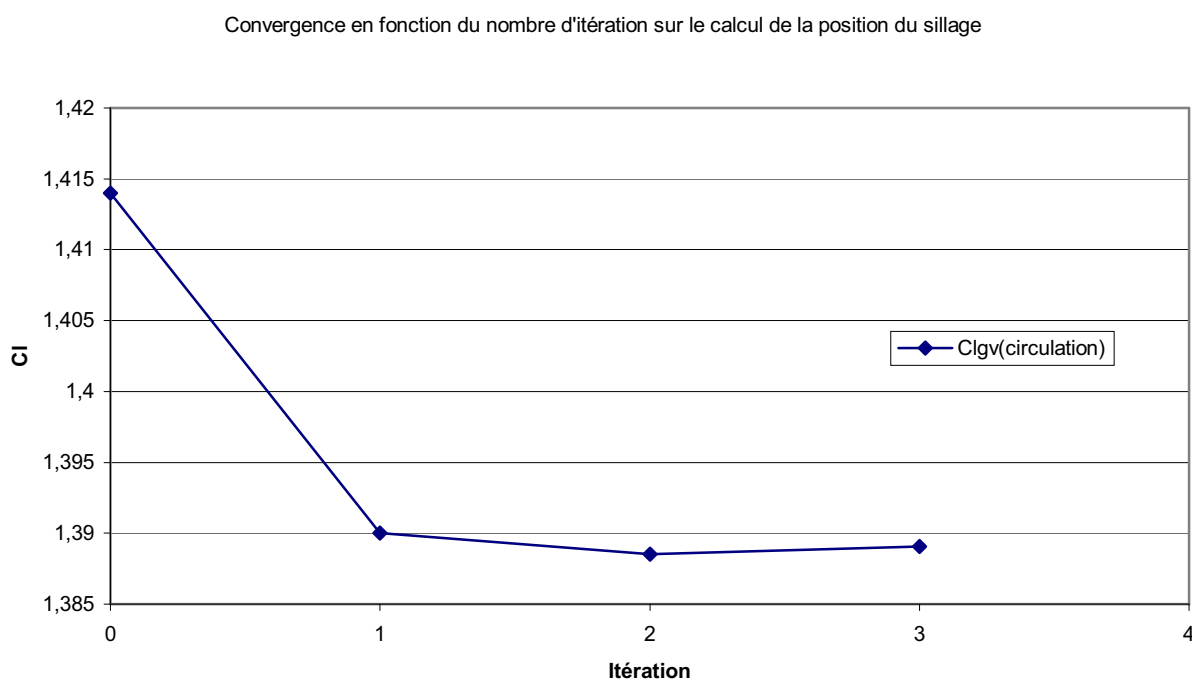


Figure 16 : influence du nombre d'itération pour le calcul du sillage

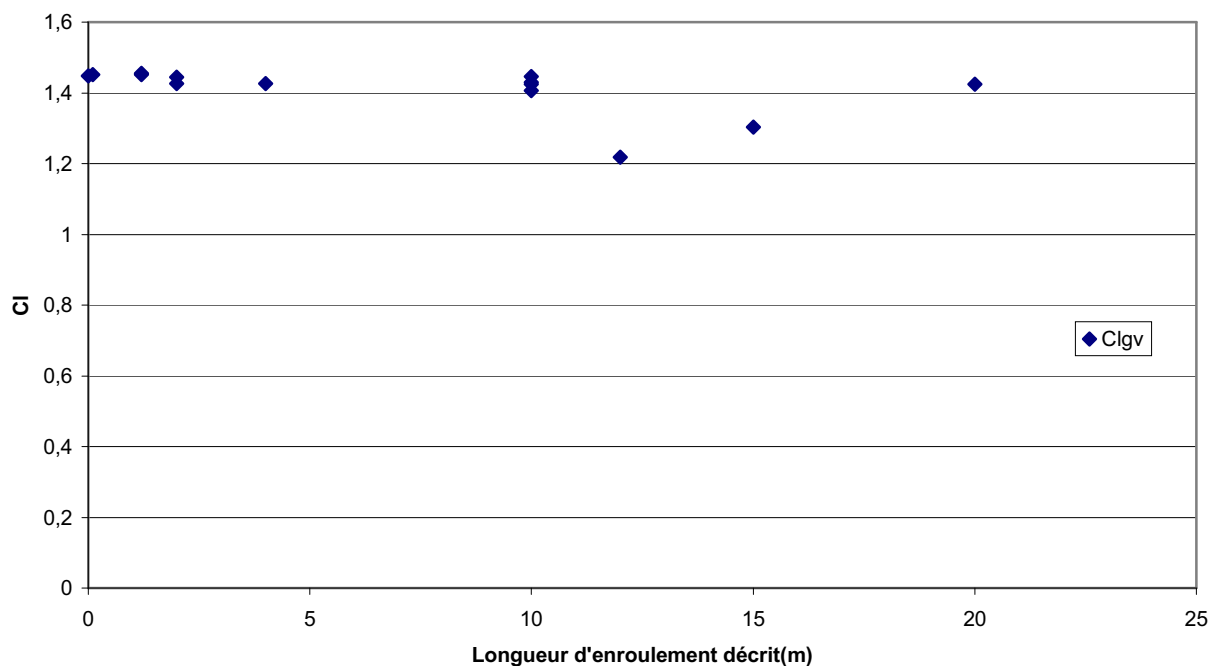


Figure 17 : influence de la longueur du sillage calculée

Le pas et le nombre de pas du sillage apparaissent comme des éléments déterminants pour la convergence du calcul tandis que la longueur de sillage décrit semble moins primordiale lorsque l'on décrit plus d'une fois la corde du profil(Figure 18 et Figure 19). On pourrait penser qu'en augmentant le nombre de pas dans le sillage on court le risque de voir deux bandes se croiser. Ce phénomène est censé faire diverger le calcul. Nous observons effectivement qu'il y a interpénétration des bandes du sillage à partir d'une certaine longueur de description du sillage (Figure 15). Pourtant cela ne semble pas affecter les valeurs des coefficients de portance, puisque le calcul converge régulièrement lorsqu'on augmente le nombre de pas de description du sillage (Figure 19).

Une itération suffit pour calculer la position du sillage. Les modifications en terme d'effort ne sont pas significatives au-delà de la première itération (Figure 16).

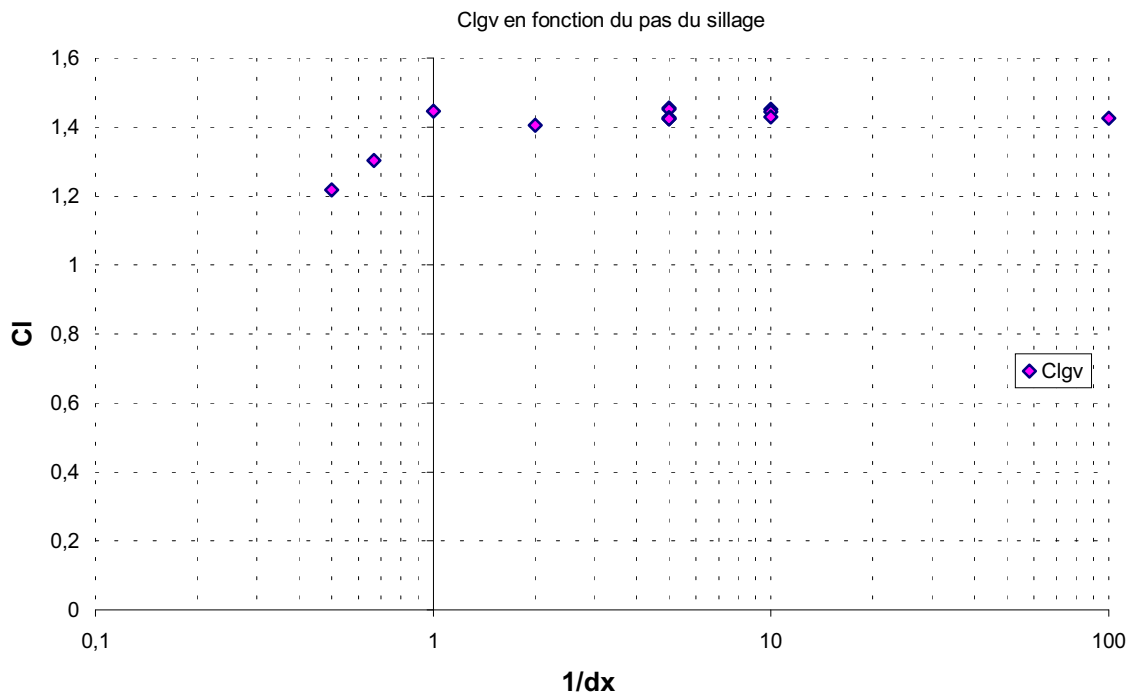


Figure 18 : influence de la taille de discrétisation du sillage

La convergence du calcul est régulière lorsqu'on affine la description du sillage. Pour un pas de discrétisation de 0.2 m (environ 4% de la corde moyenne de la grand voile) le calcul a raisonnablement convergé. La Figure 18 montre que le pas de discrétisation est un paramètre déterminant pour obtenir la convergence du calcul.

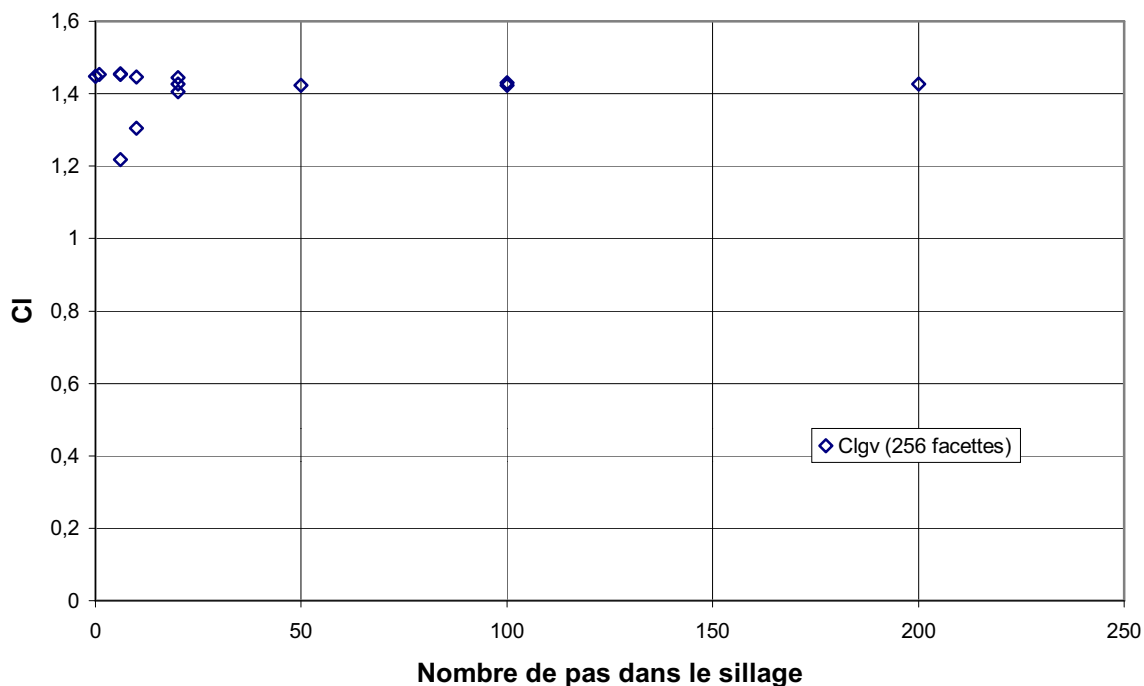


Figure 19 : influence du nombre de pas de discrétisation pour le sillage

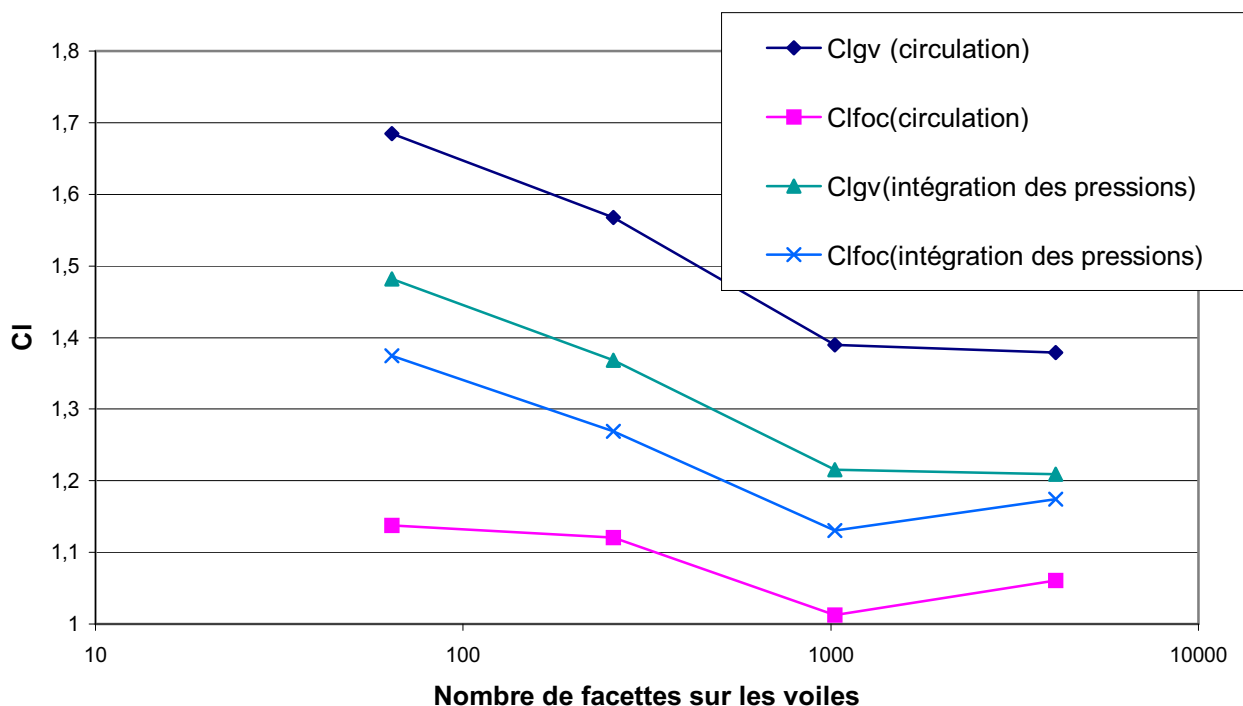


Figure 20 : influence du nombre de facettes

Sur la Figure 20 nous présentons l'influence de la discrétisation des corps portants. Malgré un maillage assez fin, plus de 4000 facettes, nous ne parvenons pas à faire converger le calcul en augmentant le nombre de facettes. Nous remarquons également une différence significative, selon que le coefficient de portance est calculé par circulation ou par intégration des pressions. Ceci s'explique par des pressions irréalistes que l'on observe très localement sur la voile. Cet indice nous a conduit à effectuer une analyse plus fine des calculs que nous développons au paragraphe suivant.

1.5.3.5 Problèmes numériques

- Des coefficients de pression irréalistes

Sur les calculs, en raffinant le maillage, on distingue deux points singuliers, au niveau du point de drisse (Figure 21), et au niveau du point d'écoute (Figure 22). Par l'application de la condition de Kutta-Joukowski, ces deux points situés sur le bord de fuite de la voile ne devraient pas présenter de saut de pression significatif.

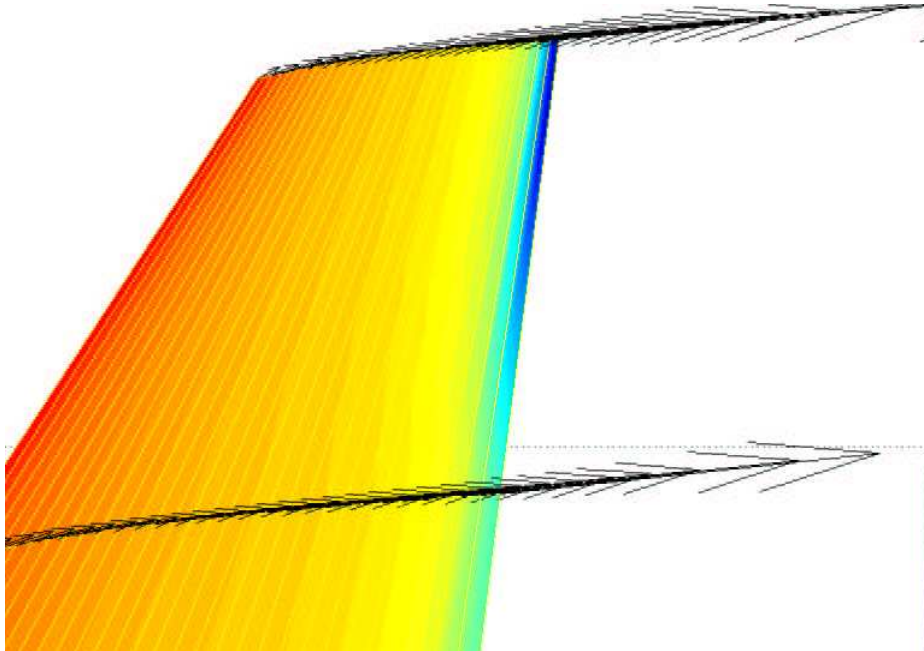


Figure 21 : saut de coefficients de pression ΔC_p sur la tête du foc

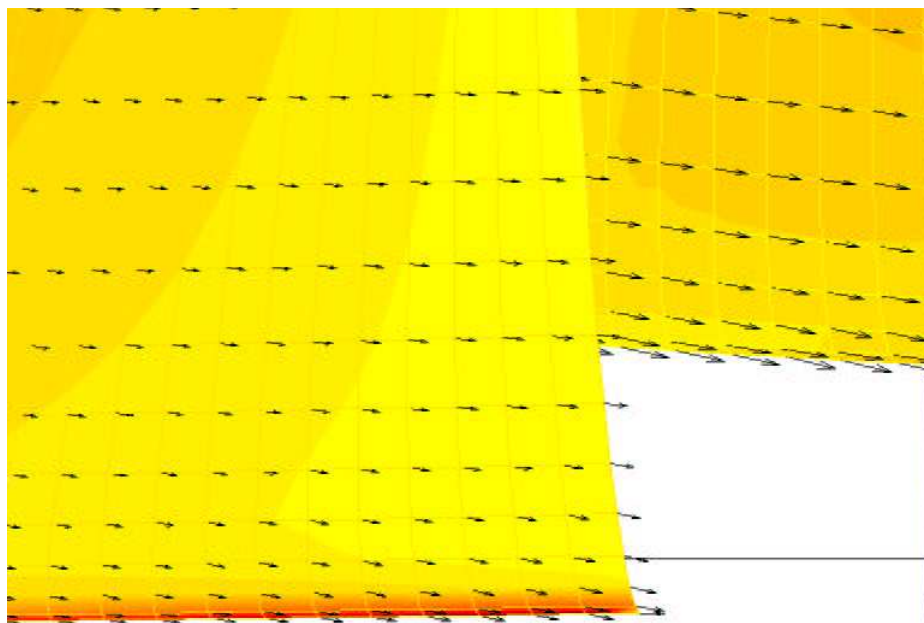


Figure 22 : saut de coefficients de pression ΔC_p sur la bordure du foc

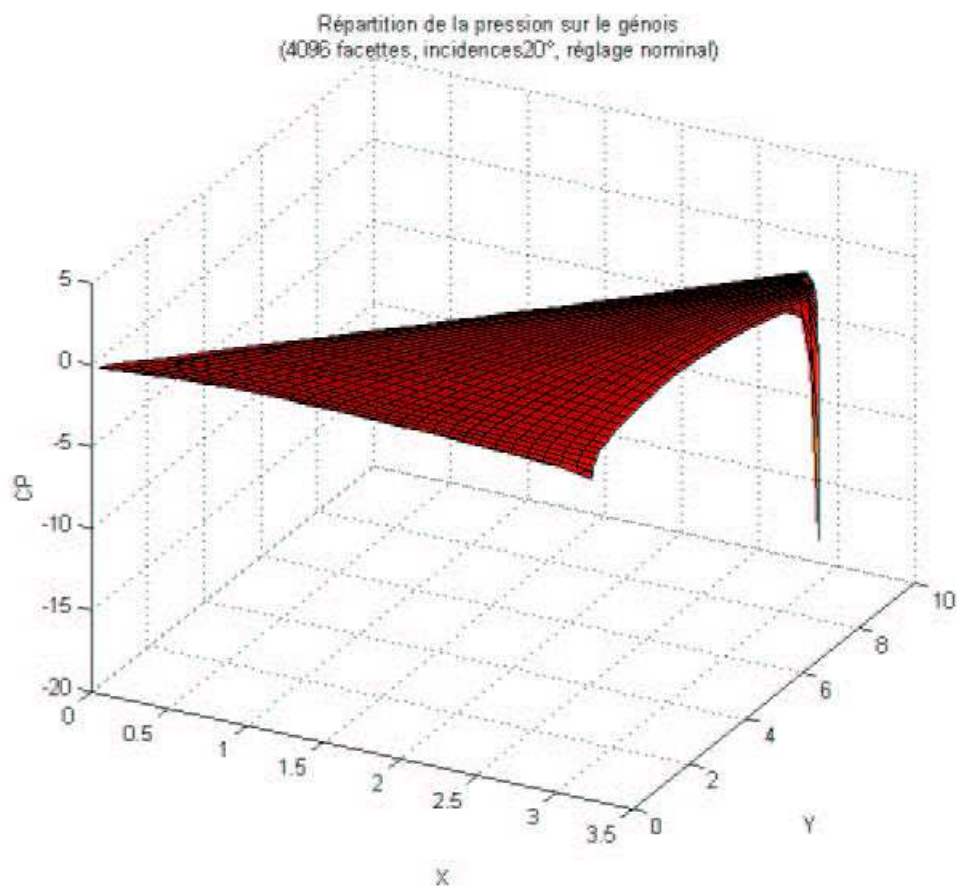


Figure 23 : saut de coefficients de pression ΔC_p , vue générale sur le foc

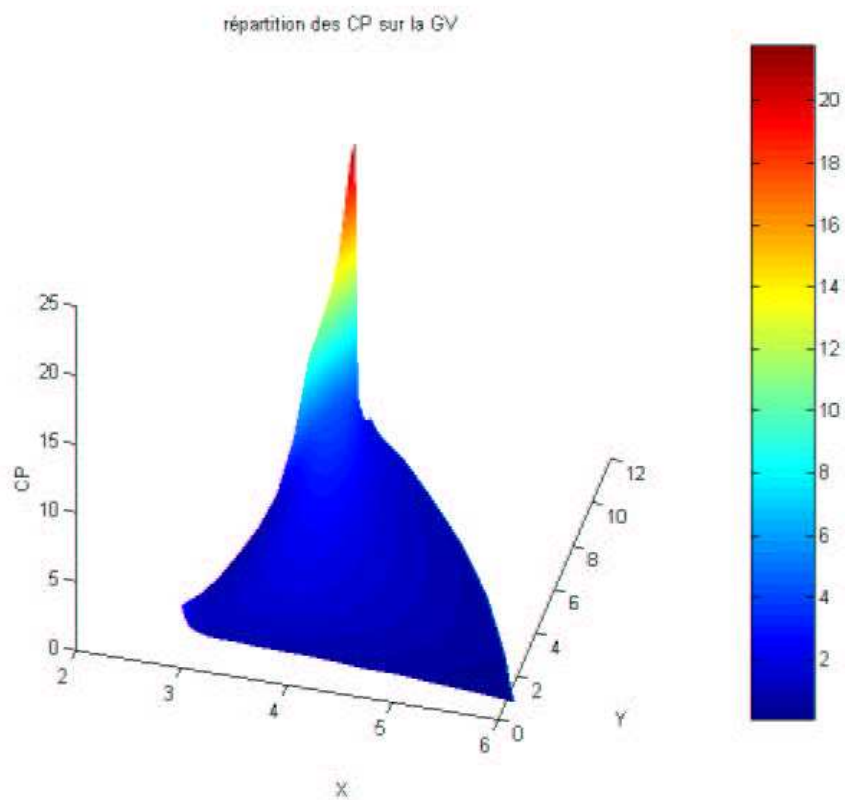


Figure 24 : saut de coefficients de pression ΔC_p vue générale sur la grand voile

- Pénétration du sillage

Ici (Figure 28 et Figure 25) le sillage du foc pénètre dans la grand voile. La solution numérique est manifestement aberrante. On constate sur la Figure 28 des irrégularités dans la répartition des pressions au niveau de la pénétration. La grand voile est ici ouverte de 10° , cela correspond au deuxième réglage cité en §I.5.3.6. Ce genre d'erreur peut passer inaperçue car le résultat global n'est pas toujours fortement affecté.

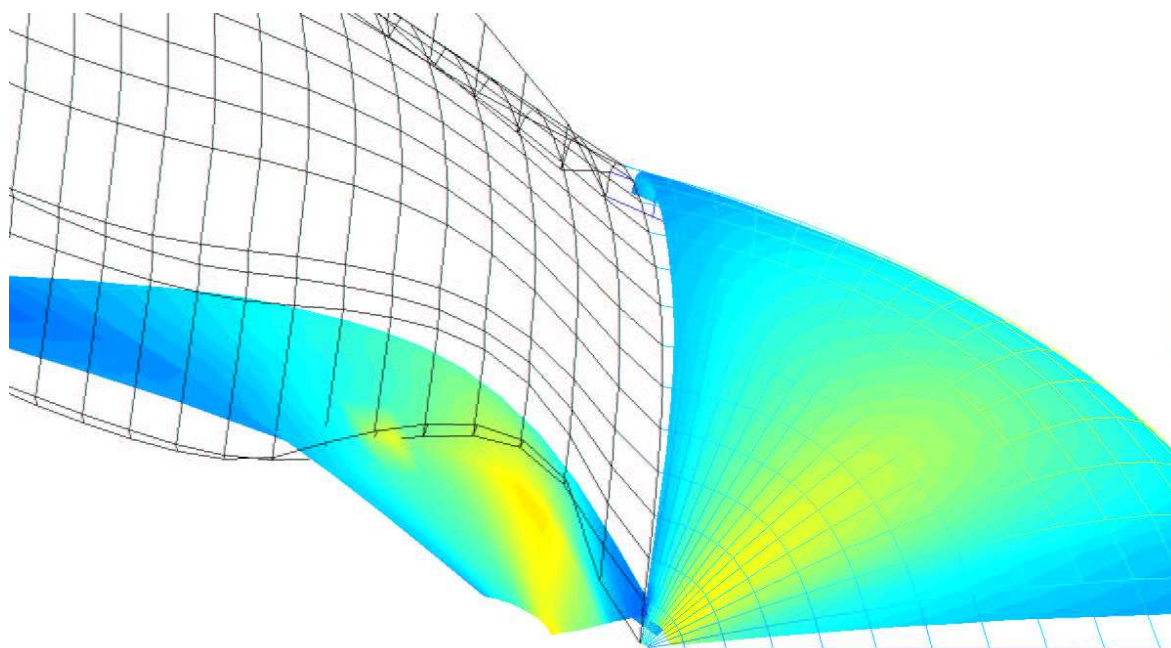


Figure 25 : problème numérique, pénétration du sillage

La Figure 24 montre que pour un réglage nominal (géométrie originale fournie par le concepteur), il y a contournement du bord d'attaque de la grand voile au-dessus du point de drisse du foc. La répartition des pressions se trouve également affectée sur le foc (Figure 23).

Le réglage d'ouverture n'est pas suffisant pour équilibrer la pression tout le long du bord d'attaque. Pour palier ces défauts il s'avère nécessaire de modifier la forme nominale fournie par le voilier. Un nouveau paramètre, le vrillage (Twist), est introduit. Nous obtenons alors une répartition des coefficients de pression plus conforme. Les mesures de pression sur les voiles au réel sont rares car la réalisation technique est délicate. A. Dulieu et al [17] ont récemment mis au point un système expérimental pour mesurer le saut de pression sur les voiles. Ils donnent des sauts de coefficients de pression compris entre 0.4 et 4 qui sont comparables à notre calcul (Figure 27, Figure 28).

1.5.3.6 Exemples de calcul

Paramètres des calculs

Pour le sillage on utilise

- un pas de discrétisation en x de 0.2
- un nombre de 50 pas pour la discrétisation du sillage

	Réglage1 (réglage "nominal")	Réglage2	Réglage3 (réglage vrillé)
Ouverture foc	16.32°	16.32°	16.32°
Ouverture grand voile	0°	0°	0°
Quête du mât	3.69°	3.69°	3.69°
Vrillage foc	0°	0°	5°
Vrillage grand voile	0°	0°	20°

Figure 26 : Réglage des voiles

Cp pour une incidence de 20°

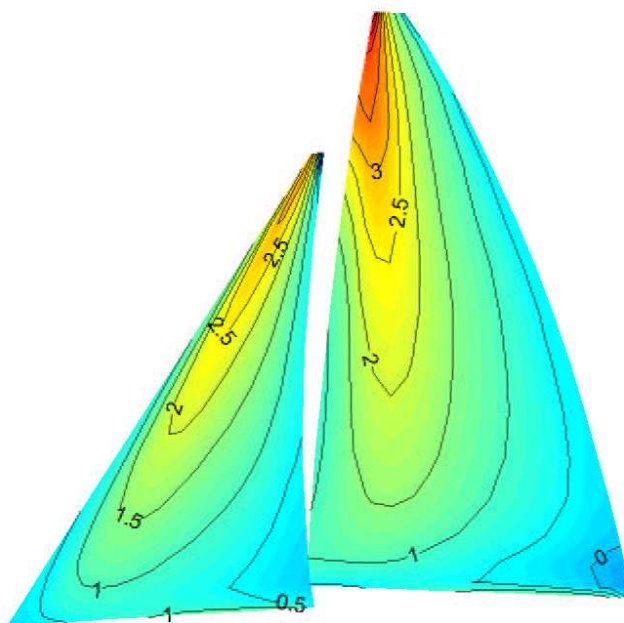


Figure 27 : répartition des coefficients de pression, réglage 1

Cp pour une incidence de 20°

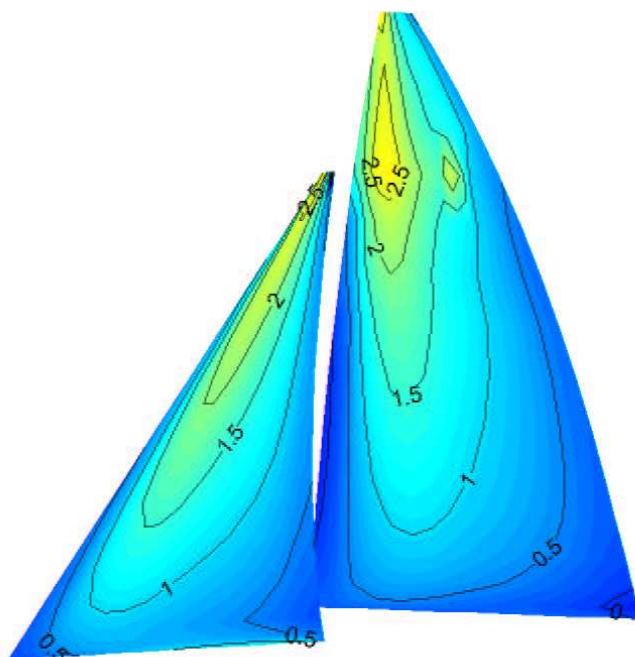


Figure 28 : répartition des coefficients de pression, réglage2

Cp pour une incidence de 20°

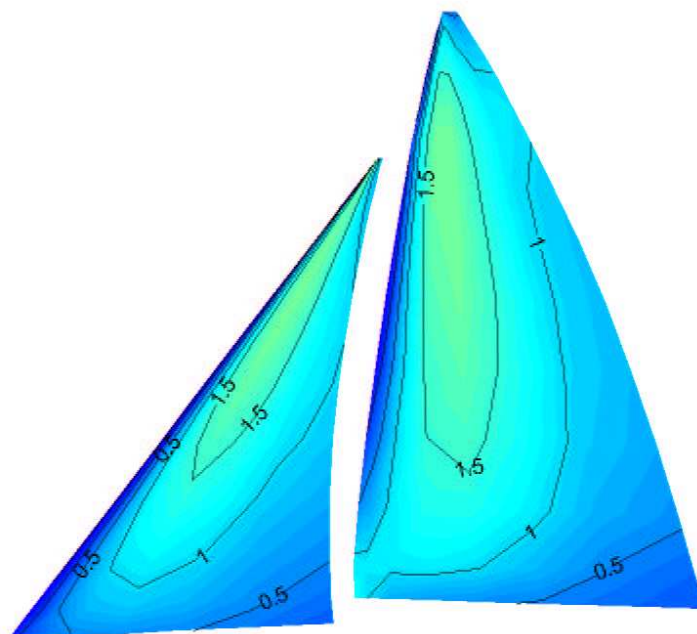


Figure 29 : répartition des coefficients de pression sur les voiles vrillées, réglage3

Tout régatier connaît l'importance des effets visqueux et des décollements de l'écoulement autour d'une voile. L'utilisation d'un code fluide parfait n'est justifiée qu'à l'allure du près où les voiles travaillent en finesse et pour la détermination de la portance. Caponnetto [10] affirme qu'à cette allure la méthode fluide parfait donne de bons résultats pour le coefficient de portance. Certains auteurs proposent d'étendre le champ d'application de la méthode [81] jusqu'à soixante degrés d'angle du vent réel [61]. Ces positions sont sans doute contestables car, bien que le décollement soit synonyme d'une perte de rendement aérodynamique, un réglage réel optimal des voiles peut comporter des zones de décollement. La théorie du fluide parfait ne peut pas traiter ces cas.

Dans ces conditions, la plupart des modèles véliques considèrent simplement que l'effort vélique est perpendiculaire au mât, et la position du centre de poussée est évaluée par des considérations géométriques sommaires, nous avons voulu vérifier si un calcul fluide parfait donnait de meilleures indications d'une part sur le centre de poussée et l'influence éventuelle des différents paramètres de réglage (incidence, vrillage), et d'autre part sur la direction de l'effort vélique.

La conclusion que nous tirons de la mise en œuvre du code utilisé est qu'il est très sensible au réglage des voiles. Les premiers résultats ont montré que l'utilisation de la méthode fluide parfait impliquait des contraintes encore plus restrictives que nous ne l'avions escompté. La première condition pour qu'un calcul "fluide parfait" soit exploitable est que la voile doit être adaptée partout. Par adapté, on entend qu'il ne doit pas y avoir de contournement du bord d'attaque [38][39] et plus généralement des arêtes vives (guindant, bordure, tête). Autrement dit, l'écoulement doit être tangent à la voile au niveau du bord d'attaque, ce qui correspond localement à une différence de pression nulle. S'il existe dans le calcul un point de contournement, le coefficient de pression locale prend des valeurs qui ne sont pas réalistes et le résultat est alors très sensible à la finesse du maillage. Dans ce cas il n'y a pas convergence entre le calcul d'efforts par intégration des pressions et par circulation. Ce type d'écoulement nécessite la prise en compte des effets visqueux qui deviennent alors primordiaux. Pour rester dans le domaine de validité de la théorie du fluide parfait la géométrie des profils de voiles fournis par le fabricant doit être modifiée de façon à obtenir un écoulement adapté. Ce qui a été fait en modifiant le vrillage (Figure 29).

1.5.4 Comparaison du modèle de Myers avec un code numérique "fluide parfait"

Nous avons comparé nos résultats avec ceux du modèle de Myers [56] et avec les formules de la jauge IMS [18][14]. Pour comparer nos calculs avec la jauge IMS, nous utilisons les coefficients de portance en bidimensionnel qu'elle propose auxquels nous appliquons une simple formule de correction d'allongement

$$C_L = \frac{C_{L\infty}}{1 + C_{L\infty} / \pi \cdot AR}$$

infinie et où AR représente l'allongement de la voile. $AR = \frac{h^2}{S}$

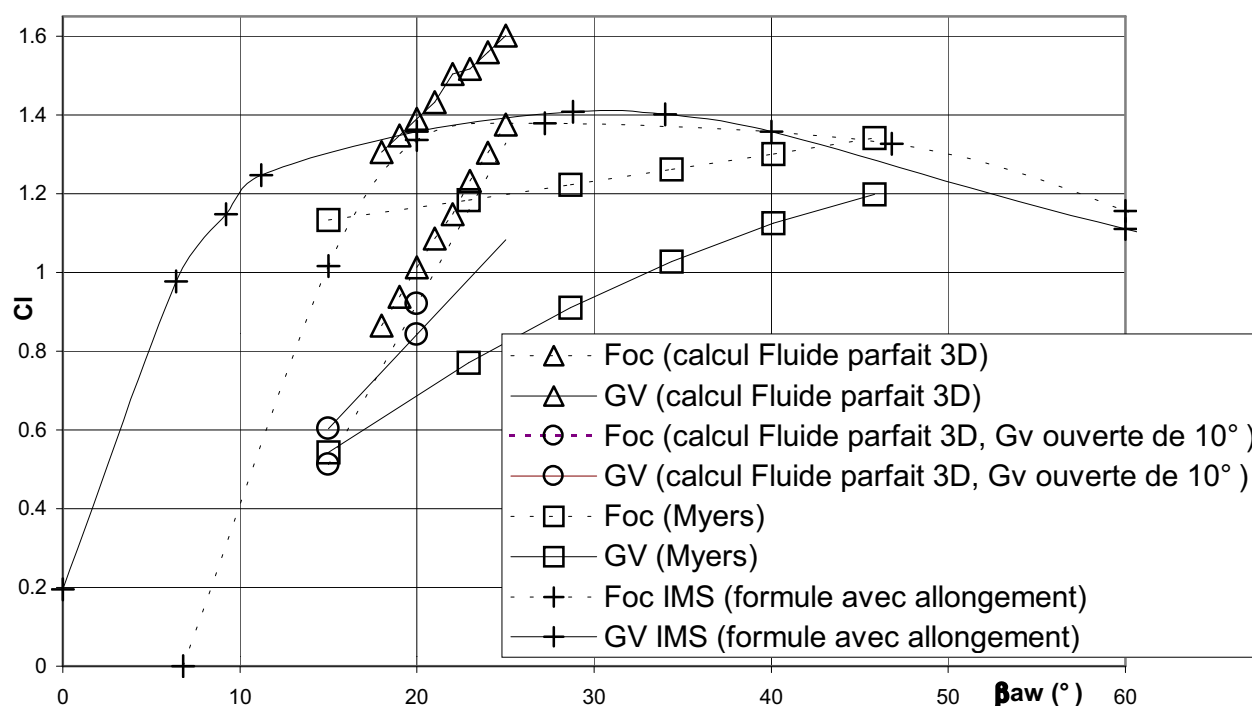


Figure 30 : comparaison de différents modèles aérodynamiques et du calcul numérique.

Notre calcul par la méthode des singularités s'effectue sur une géométrie fixe de la voilure que nous faisons simplement varier en incidence par rapport à l'écoulement infini amont. Les modèles de Myers et de l'IMS sont des modèles auto-réglés, c'est-à-dire qu'ils supposent un réglage optimal de la voilure pour chaque angle d'incidence.

Il est important de considérer que les courbes représentent deux approches différentes, elles n'ont pas et ne doivent pas avoir la même allure. Les premières représentent l'évolution du coefficient de portance pour un gréement fixé. Les secondes représentent cette évolution sur un gréement qui est réglé de façon optimale pour chaque angle de vent apparent.

On doit se contenter de vérifier qu'elles se coupent simplement au point de fonctionnement du voilier au près. Pour le foc l'intersection se situe aux alentours de 25° d'incidence par rapport au vent apparent. Pour la grand-voile il existe une différence très sensible si l'on borde la grand voile dans l'axe ou si on l'ouvre de 10° . Il est donc délicat d'effectuer une comparaison. On note d'ailleurs que le modèle de Myers et celui de l'IMS se contredisent puisque l'un place le coefficient de pression de la grand voile nettement en dessous de celui du foc alors que l'autre le place plutôt au-dessus. Ceci illustre la diversité des réglages possibles. Nous pouvons simplement conclure que nos résultats semblent plausibles.

Ces premiers résultats nous ont montré que la méthode "fluide parfait" possède un domaine d'application restreint. On ne peut pas se contenter de calculer un écoulement autour d'une géométrie donnée sans vérifier que le calcul est valide vis-à-vis des hypothèses et notamment vis-à-vis du non contournement des arêtes vives. Le cas échéant, il faut modifier cette géométrie.

Nous plaçons en perspective l'utilisation d'un algorithme systématique de modification de la géométrie des voiles (vrillage et incidence) afin d'obtenir des résultats pour des profils adaptés à l'écoulement. Nous pourrions alors déterminer la plage de validité de la méthode en comparant à nouveau nos résultats aux modèles auto-réglés de Myers et de l'I.M.S.

1.5.5 Interaction aérodynamique

La modélisation de l'interaction aérodynamique constitue un des principaux points faibles des simulateurs connus, il est cependant une composante essentielle de la tactique dans une régata au contact.

Lorsqu'un voilier évolue, l'effort qui s'exerce sur ses voiles dépend de la vitesse et de la direction de l'écoulement incident. Ce dernier peut être perturbé par un adversaire, en intensité et en direction. En première approximation, on peut considérer que cette perturbation est une fonction de la circulation donc l'effort qui s'exerce sur les voiles de l'adversaire et de sa position relative. Cette interdépendance est représentable par un système bouclé (cf. Figure 31).

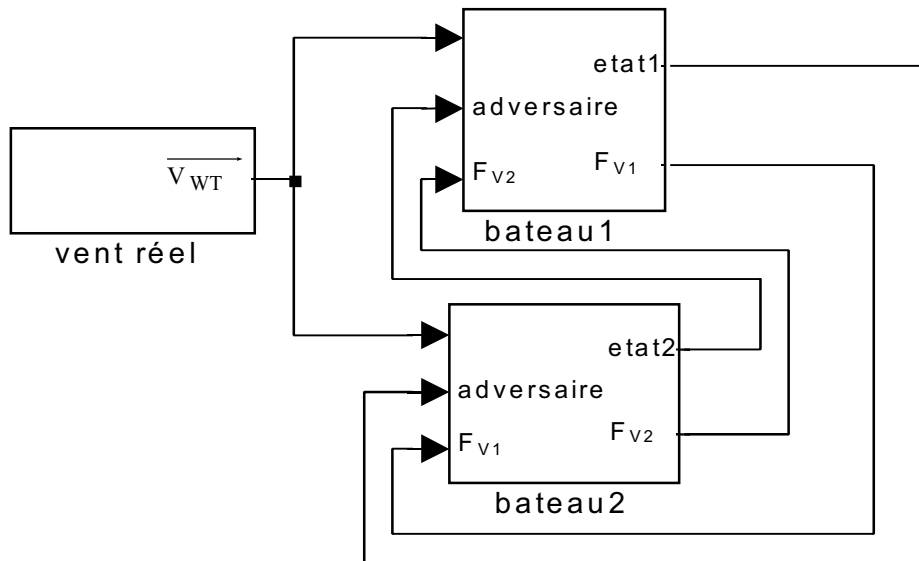


Figure 31 : interaction aérodynamique

La mise en œuvre d'un code fluide parfait s'est révélée plus compliquée que prévue du fait des problèmes évoqués plus haut et il reste à valider la procédure d'utilisation d'un code fluide parfait avant de l'utiliser pour évaluer l'interaction entre deux voiliers. Nous avons introduit pour le moment, un modèle très schématisé pour l'interaction aérodynamique. On se ramène à un problème bidimensionnel dans le plan horizontal $(\overline{X}_0, \overline{Y}_0)$. La présence de l'adversaire est représentée par un tourbillon en forme de fer à cheval. On obtient l'intensité du tourbillon Γ à partir de la portance développée par ses voiles :

$$\Gamma = -\frac{\text{portance}}{h \cdot \rho_A \cdot V_{WA}} \quad \text{avec } h \text{ qui représente l'envergure du gréement.}$$

Le principe est de représenter le plus simplement possible la présence de l'adversaire par un tourbillon fer à cheval unique et d'ajuster les résultats obtenus en utilisant les résultats de calculs plus complets, en l'occurrence ceux de Caponnetto [10]. Nous avons également tenté une prise en compte du sillage visqueux pour améliorer la concordance avec les expériences réalisées par F. et V. Nivelteau [59].

Le segment vertical du tourbillon "fer à cheval" pour lequel nous présentons des résultats a une hauteur h , qui correspond à l'envergure du gréement et la vitesse de perturbation est calculée dans le plan médian en $z = \frac{h}{2}$. Le champ de vitesse de perturbation est le champ induit par ce tourbillon. Il est additionné au champ de vitesse incident pour obtenir la vitesse.

$$\vec{V}_{p1} = k \cdot \frac{\Gamma \cdot h}{2 \cdot \pi \cdot \sqrt{r^2 + h^2} \cdot r^2} \begin{vmatrix} -y_M \\ x_M \end{vmatrix}$$

$$\vec{V}_{p2} = k \cdot \frac{\Gamma \cdot h}{2 \cdot \pi \cdot (y_M^2 + h^2)} \begin{vmatrix} 0 \\ \frac{x_M}{\sqrt{r^2 + h^2}} - 1 \end{vmatrix}$$

$$\vec{V}_{WT} = \vec{V}_{WT\infty} + \vec{V}_{p1} + \vec{V}_{p2}$$

avec $x_M = (x - x_{adversaire})$, $y_M = (y - y_{adversaire})$ et $r^2 = x_M^2 + y_M^2$

Les coordonnées sont exprimées dans le repère aérodynamique (R_A) dont les axes sont présentés en situation sur la Figure 32.

Le coefficient k permet d'ajuster éventuellement le modèle grâce aux résultats disponibles dans la littérature. Tous les résultats présentés ici ont été obtenus sans ajustement ($k=1$).

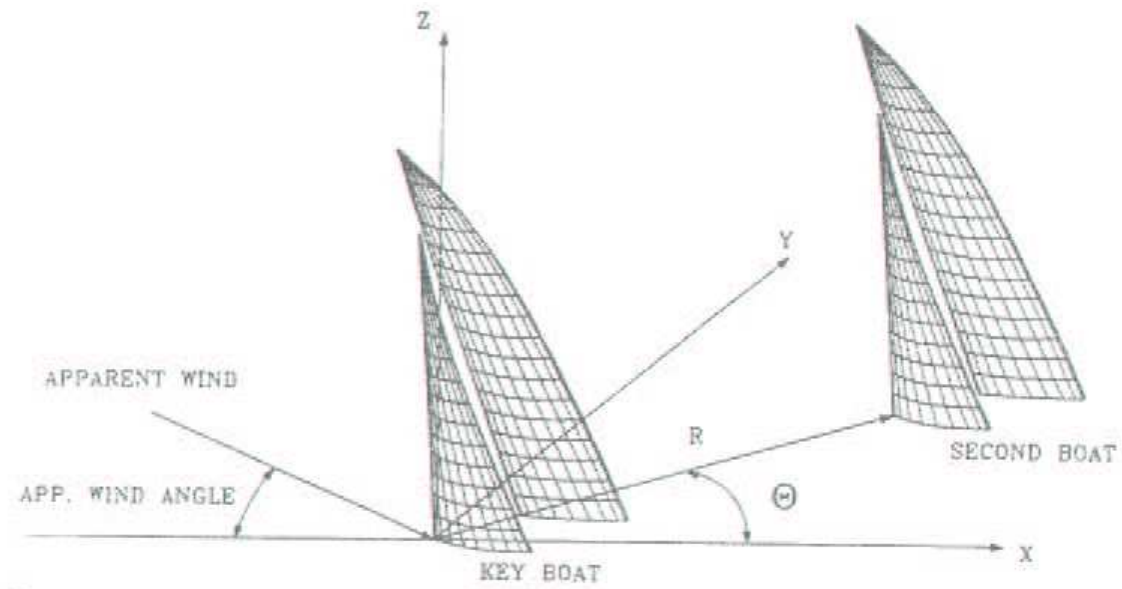


Figure 32 : situation d'interaction protocole de comparaison de Caponnetto

Nous présentons sur la Figure 33 une première comparaison avec les calculs tridimensionnels de Caponnetto [10]. Le protocole de comparaison est présenté Figure 32.

On fait tourner le second bateau autour du bateau clef avec un angle θ_c , la distance entre les bateaux est de 0.5 fois l' envergure du gréement h. Les tourbillons sont placés au niveau du mât pour chaque voilier.

On notera que les résultats présentés sur la Figure 33 sont tributaires non seulement de la modélisation de l' interaction mais aussi du modèle qui calcule les efforts véliques. On observe sur la Figure 33 que les résultats fluctuent sensiblement selon que l' on prend les coefficients de portance utilisés par Myers ou ceux de l' IMS[14]. Il est plus commode

pour évaluer la pertinence d'un modèle d'interaction de comparer les grandeurs même de l'écoulement, c'est-à-dire ses vitesses et ses directions locales.

$$AFr = \frac{Fr}{\frac{1}{2} \cdot \rho \cdot V^2}, Fr = \text{force propulsive (force projetée sur l'axe du bateau)}$$

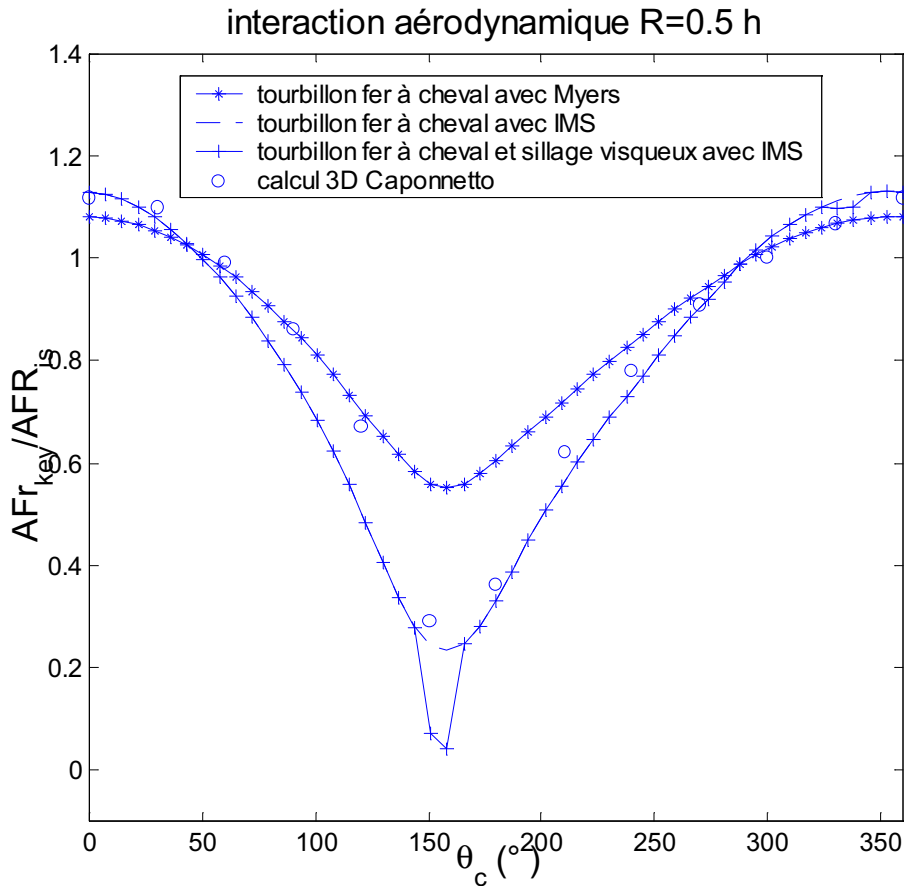


Figure 33 : comparaison entre les modèles tourbillonnaires et le calcul 3D (R = 0.5h)

Les mesures effectuées en soufflerie par F. et V. Nivelteau [59] montrent que la déflexion la plus importante engendrée par un voilier se situe dans son sillage (Figure 37). Cette observation montre la pertinence d'un tourbillon en forme de fer à cheval pour représenter l'influence du voilier. Cette catégorie de singularité est d'ailleurs couramment utilisée comme élément de base pour modéliser l'écoulement autour des voiles, que ce soit pour la méthode de la ligne portante [18][38][39] ou pour la "Vortex Lattice Method" [10][20].

On peut observer sur la Figure 33 qu'en adoptant le modèle en forme de "fer à cheval" les résultats sont très proches des calculs de Caponnetto, notamment en utilisant les coefficients de l'IMS. On observe sur la Figure 35 et sur la Figure 34 que le modèle est consistant lorsque l'on augmente la distance entre les deux voiliers.

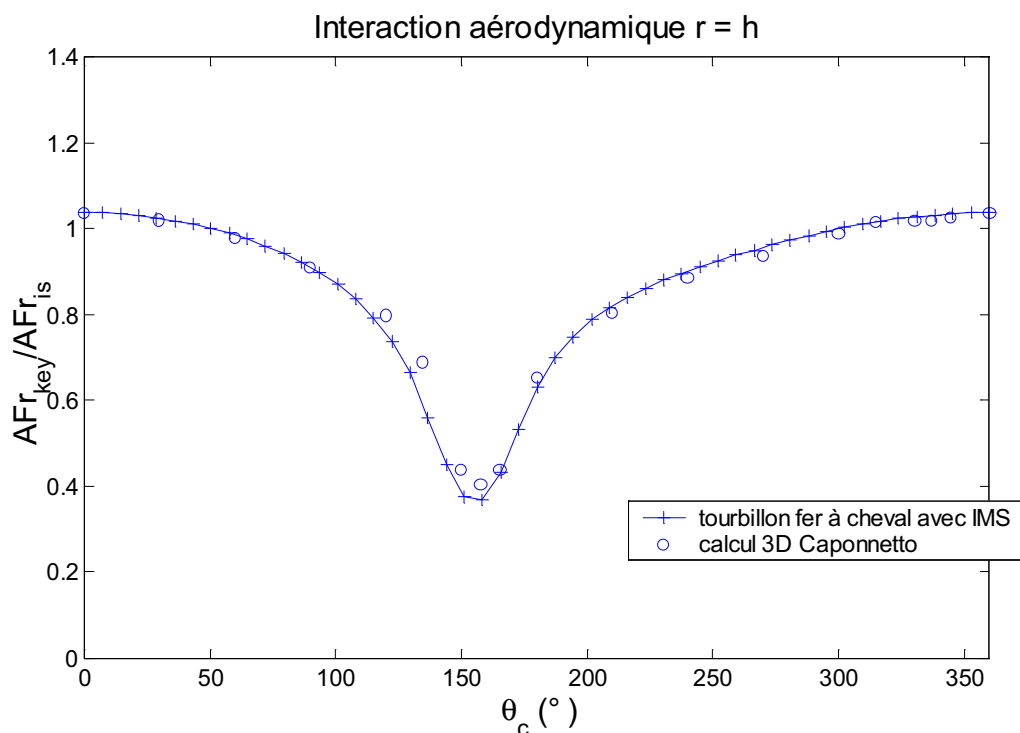


Figure 34 : comparaison entre le modèle tourbillonnaire et le calcul 3D ($R = h$)

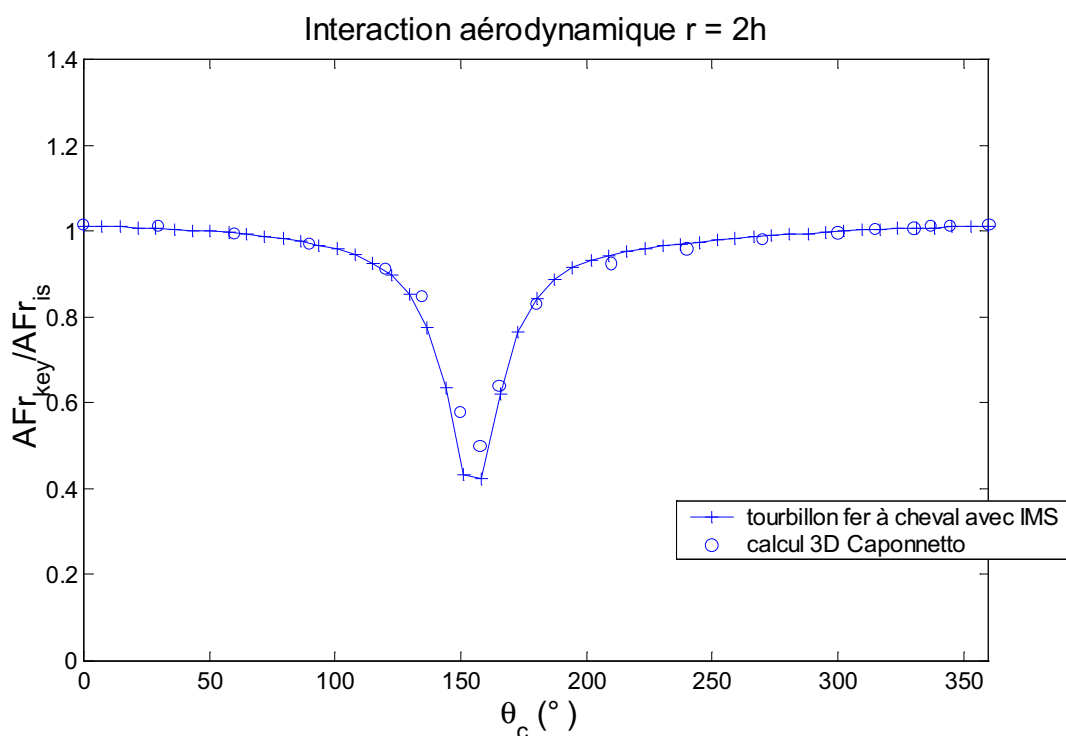


Figure 35 : comparaison entre le modèle tourbillonnaire et le calcul 3D ($R = 2h$)

La correspondance entre le calcul tridimensionnel fluide parfait de Caponnetto et le calcul extrêmement simplifié avec un tourbillon "fer à cheval" est plutôt surprenante. Nous ne prétendons pas ici que cette représentation est une panacée. Elle constitue un modèle simple voire grossier essayé dans un but d'exploratoire, mais dont les résultats dépassent

nos espérances. Ceux-ci ne constituent pas une preuve de la précision du modèle, mais seulement un indice encourageant pour la représentation de l'interaction aérodynamique par un modèle simple.

Les calculs présentés sur la Figure 38 et sur la Figure 39 reprennent les conditions expérimentales fixées par F. et V. Nivelteau. La Figure 38 montre que les déflexions sont moins importantes que pour les expériences (Figure 37). Cela ne constitue pas nécessairement un inconvénient car il faut garder à l'esprit que le voilier, parce qu'il ne se réduit pas à un point, réalise en quelque sorte un lissage de l'écoulement sur toute la zone qu'il occupe.

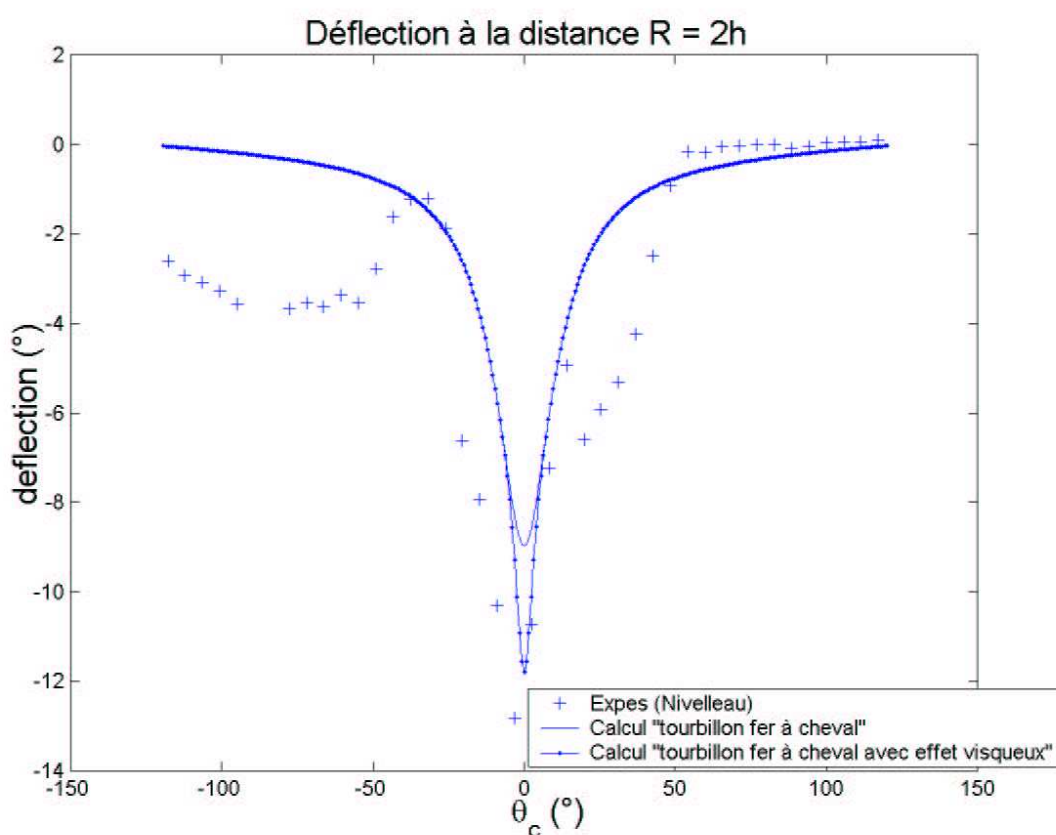


Figure 36 : comparaison entre le modèle tourbillonnaire et les mesures ($R = 2h$)

Bien entendu avec ce modèle très simpliste, la dissipation du sillage n'est pas représentée. Il n'est pas établi cependant qu'à l'allure du près cette dissipation soit significative sur une échelle de distance caractéristique du match-racing (quelques longueurs de voiliers). Les essais réalisés par V. et F. Nivelteau montrent que le sillage tourbillonnaire conserve une influence loin du voilier (Figure 37). Un modèle supplémentaire doit être utilisé pour représenter les effets visqueux et l'influence du nombre de Reynolds de l'écoulement. La zone d'influence d'un voilier varie significativement selon qu'il évolue dans du vent faible

ou dans la brise. Nous nous contentons d'un modèle de sillage plan lointain auto préservé pour représenter les effets visqueux* (Figure 39).

$$\vec{V}_{p3} = -1.58 \cdot \sqrt{\frac{D}{\rho_A \cdot x_M}} \cdot e^{-0.399 \cdot \xi^2} \cdot \vec{x}$$

$$\text{avec } \xi = \frac{y_M}{l} \text{ et } l = 0.252 \cdot \sqrt{\frac{D \cdot x_M}{\rho_A \cdot U_\infty^2}}$$

$$\vec{V}_{WT} = \vec{V}_{WT\infty} + \vec{V}_{p1} + \vec{V}_{p2} + \vec{V}_{p3}$$

Où \vec{V}_{p3} représente le défaut de vitesse moyen dans le sillage, l'obstacle est en (0,0), le point de mesure en (x_M, y_M) et $D = \frac{\text{traînée}}{h}$.

Ce modèle, très simple, ne dépend que de la traînée, de la vitesse de l'écoulement et de la position relative des deux bateaux.

Pour établir une comparaison nous avons repris les données du montage expérimental de F. et V. Nivelteau [59]. Le segment inférieur du tourbillon est placé au niveau supposé de la bôme. L'altitude z_M du point de mesure est donnée dans le Tableau 1 par rapport au plan médian du fer à cheval. Elle est fixée pour correspondre à l'altitude de la sonde donnée par F. et V. Nivelteau [59]. Il faut noter que le calcul est sensible à ce paramètre. Une part de l'écart entre notre calcul et les mesures est sans doute liée à la différence d'intensité entre le tourbillon de bôme et le tourbillon de tête de mat. Un modèle de ligne portante avec une répartition triangulaire de densité de tourbillon, qui correspond davantage à la réalité d'une voile, donnerait sans doute de meilleurs résultats pour cette comparaison.

β_{AW}	V_{AW}	Portance	Traînée	z_M	h
20°	16m/s	129.6 N	29.6N	-0.24m	1.42m

Tableau 1 : Paramètres du calcul pour la comparaison avec les expériences

* PIQUET J. "La turbulence et sa modélisation". Cours de DEA. Ecole Centrale de Nantes. Année universitaire 1994-1995.

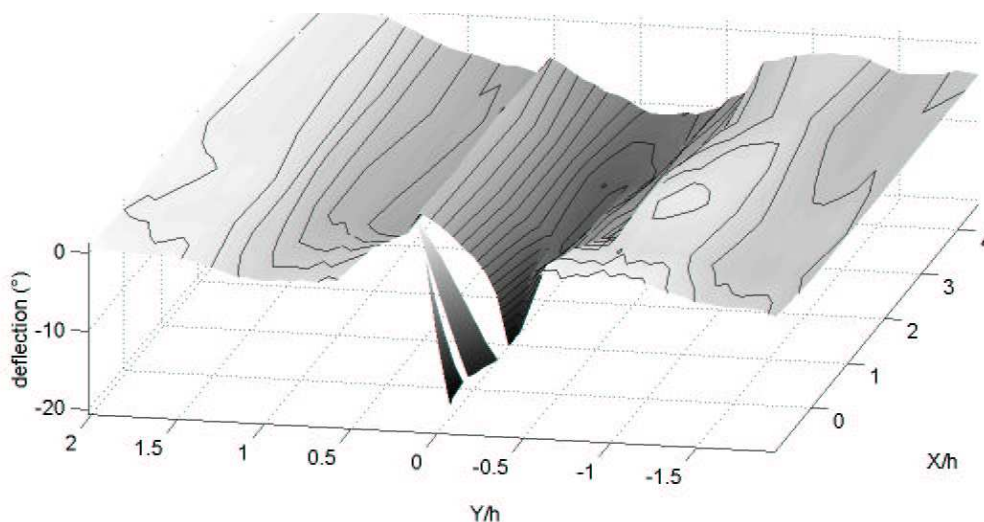


Figure 37 : mesures de la déflexion des lignes de courant autour d'un voilier

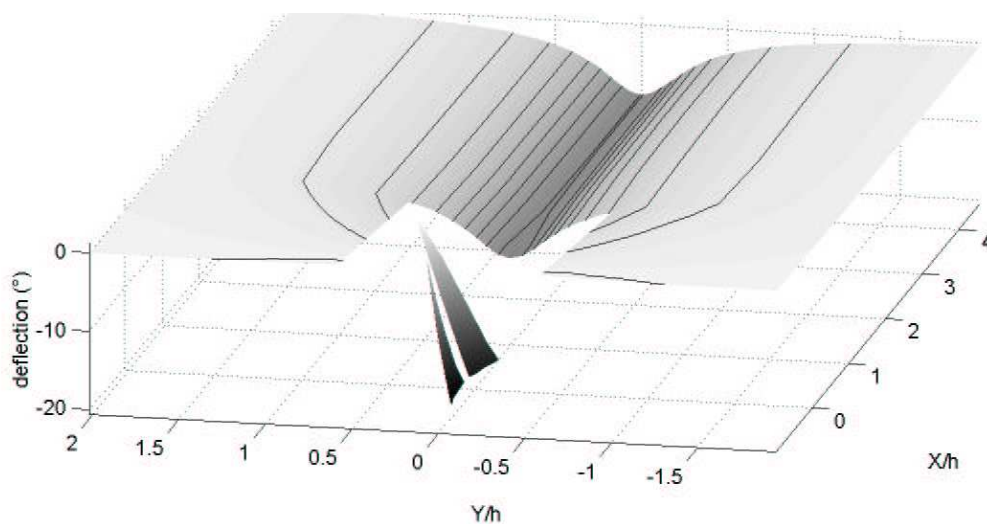


Figure 38 : déflexion des lignes de courant engendrée par un tourbillon en forme de fer à cheval

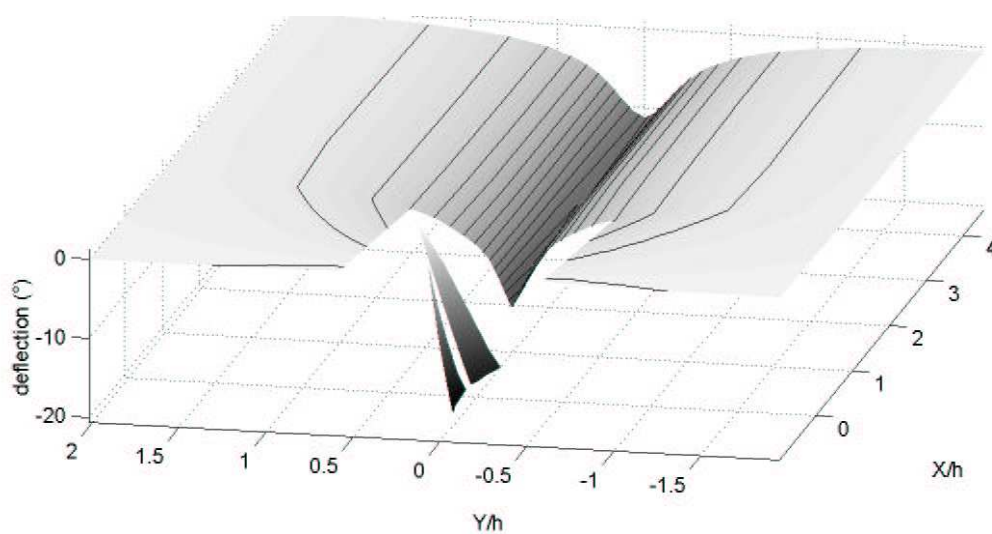


Figure 39 : déflexion des lignes de courant engendrée par un tourbillon en forme de fer à cheval et le sillage plan visqueux

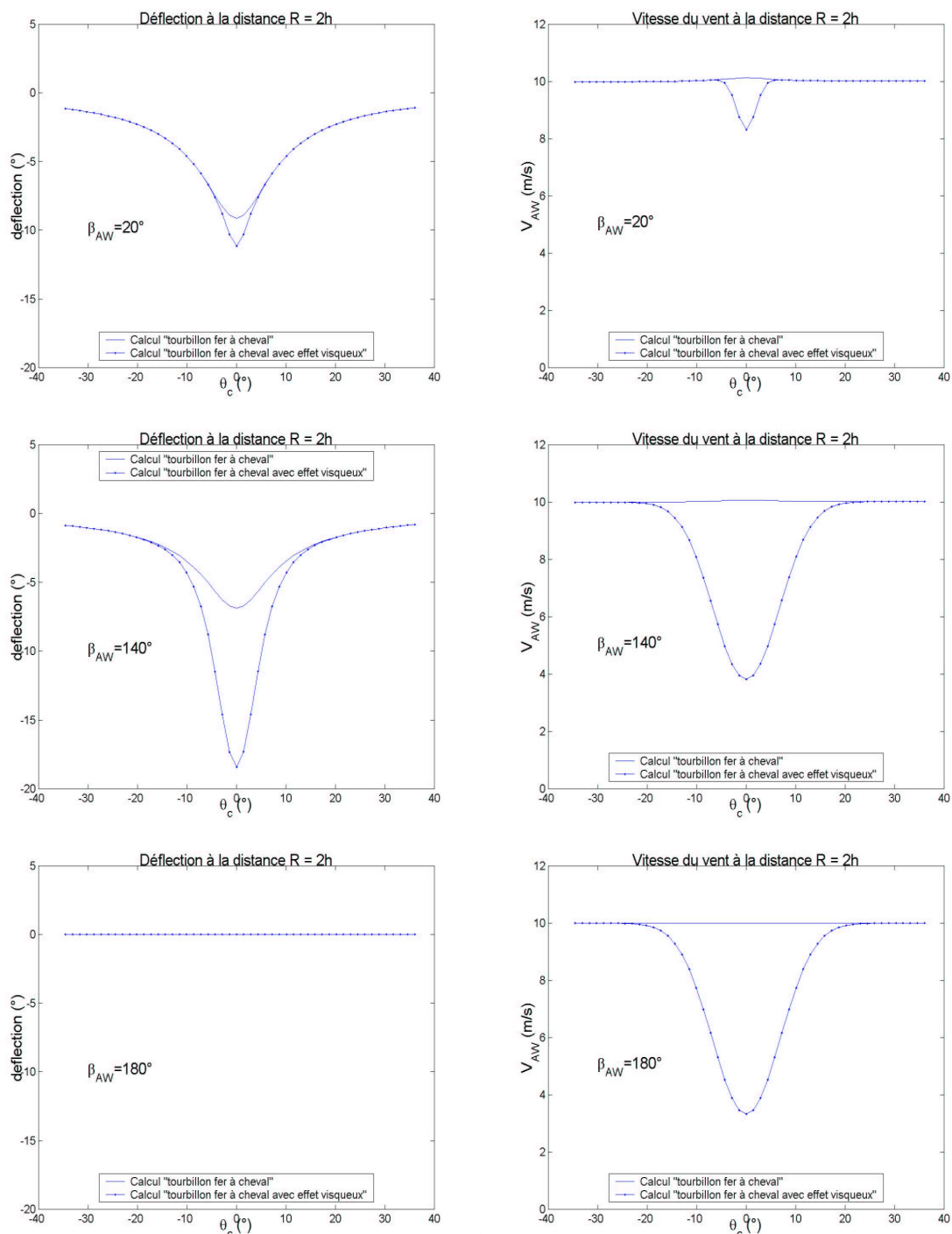


Figure 40 : influences relatives des effets portants et des effets visqueux dans le sillage

Le modèle tourbillonnaire, fonction de la portance, et le modèle de sillage visqueux, fonction de la traînée, se superposent. Au près, la portance est prépondérante, le modèle tourbillonnaire est le plus significatif. Au portant le modèle visqueux prend plus d'importance car la traînée augmente et la portance diminue (Figure 40).

1.6 Conclusion

Même si nous avons des possibilités pour les introduire dès maintenant dans le simulateur de façon rudimentaire, certains efforts n'ont pas été pris en compte parce que leur importance ou leur intérêt vis à vis de la simulation en situation de match-racing nous a semblé de moindre importance. C'est le cas de l'action des vagues ou de l'interaction hydrodynamique. Des pistes existent pour les évaluer, et on peut imaginer par exemple, et dans un premier temps, traiter l'interaction hydrodynamique comme on a abordé l'interaction aérodynamique ou encore utiliser un modèle simple comme celui proposé par l'IMS [14] pour représenter l'action des vagues. Il restera ensuite à quantifier leurs influences par des simulations.

Les coefficients d'inertie ajoutée et d'amortissement linéaire et non linéaire ont été estimés à partir de données de la littérature ou par des formules simples. Il existe là aussi des possibilités d'améliorer leur détermination par le calcul avec des codes "fluide parfait" et/ou par des expériences sur les bateaux au réel. Il en est de même pour la détermination des raideurs hydrostatiques par le calcul. Nous ne l'avons pas fait pour pouvoir consacrer plus de temps à des aspects plus fondamentaux.

En ce qui concerne la manœuvrabilité, nous n'avons pas trouvé le moyen d'évaluer correctement les coefficients pour les coques de voilier en rotation. Nous sommes cependant aidés par le fait que les voiliers modernes sont relativement plats, si bien que l'effet des surfaces portantes - quille, safran et voiles - sont prépondérants en giration par rapport aux effets sur la coque. Nous avons donc pu nous contenter d'une estimation grossière des coefficients manquants pour la coque après avoir vérifié qu'ils avaient une influence faible sur le comportement en manœuvre. Les progrès qu'il faut encore faire sur la précision générale des autres modèles utilisés dans le simulateur nous donnent le temps d'attendre que les codes "fluides réels" en cours de développement au Laboratoire nous permettent de déterminer ces coefficients avec la même technique que celle utilisée à partir des essais de manœuvrabilité en bassin.

Les enseignements que nous avons tirés de nos tentatives d'exploiter un code "fluide parfait" pour obtenir une modélisation des efforts véliques adaptée à la simulation est que ce problème dépasse la mise en œuvre du calcul d'écoulement. Il faut également déterminer les réglages qui procurent la performance la meilleure pour chaque cap du bateau par rapport au vent apparent. Il faut aussi distinguer les réglages permanents des réglages effectués par l'équipage en navigation (orientation de la bôme et écoute de foc par exemple). Le nombre de paramètres de réglage d'une voile et la déformabilité des voiles et

du gréement rendent cette recherche longue et hasardeuse. Le code numérique tridimensionnel est un outil performant pour calculer les efforts sur les voiles mais son utilisation est limitée à un cas d'écoulement idéal très précis. Le travail est donc encore compliqué par les limitations intrinsèques du modèle fluide parfait puisque certaines configurations rencontrées en navigation provoquent des problèmes numériques.. Poursuivre dans cette voie nous aurait entraîné à déséquilibrer notre approche générale au détriment de la détermination des efforts hydrodynamiques. Par ailleurs, nous ne disposons pas de moyens de valider expérimentalement les résultats en laboratoire ou au réel. Nous avons donc préféré adopter dans un premier temps des modèles empiriques auto-réglés qui ont l'avantage d'avoir été validés globalement par des observations en régate. Il nous apparaît néanmoins important de se donner dans l'avenir les moyens de poursuivre l'utilisation des codes de calcul d'écoulements pour améliorer la modélisation des efforts aérodynamiques dans les versions futures du simulateur. Le développement des performances des calculs en fluide réel pour les voiles permettra probablement d'étendre les modélisations dans les cas impossibles à traiter en fluide parfait. Ces codes nous permettront également d'ajuster puis de modifier le modèle rudimentaire que nous avons adopté pour l'interaction aérodynamique entre voilier.

Contrairement aux voiles et au gréement, la carène munie de ses appendices peut être considérée comme un solide rigide. Cela simplifie notablement la détermination des efforts hydrodynamiques. La détermination des efforts hydrodynamiques stationnaires se révèle primordiale pour prédire la performance, c'est-à-dire la vitesse d'avance. Celle-ci intervient directement sur les efforts et les paramètres d'attitude limités en nombre et en grandeur n'interviennent généralement que pour perturber un effet principal. Le champ d'investigation des paramètres peut donc être réduit.

Nous avons donc décidé de focaliser la suite de notre travail sur la modélisation des efforts hydrodynamiques stationnaire à partir de résultats d'essais en bassin en utilisant la méthode des plans d'expériences. Il faut noter que cette méthode est généralisable pour l'obtention de modélisation à partir de tous types de résultats expérimentaux ou numériques.

Chapitre II : Planification d'expériences appliquée aux
essais de voilier en bassin des carènes

II. Planification d'expériences appliquée aux essais de voilier en bassin des carènes

II.1 Introduction

La simulation en temps réelle impose de choisir des modèles de calcul rapides. La résolution directe des équations de la mécanique des fluides est exclue. Nous choisissons de modéliser les efforts hydrodynamiques à partir de la connaissance de ces efforts en des points de fonctionnement discrets. Dans cette introduction nous expliquons pourquoi la technique des plans d'expériences, dont l'objet est de répartir au mieux les points de fonctionnement testés, s'est imposée à nous. Dans la suite du chapitre nous montrons comment nous l'avons mise en œuvre, nous décrivons notamment les étapes de la construction du modèle et du plan ainsi que l'étape de validation.

Influence des paramètres d'attitude dans la littérature

Les trois modèles suivants résument l'évolution durant ces dernières années vers une modélisation de plus en plus complète de l'hydrodynamique des voiliers.

Le modèle de P. Van Oossanen (1979) [79][80]

L'influence de la vitesse sur la résistance de frottement est représentée classiquement par la formule proposée par l'ITTC57. La résistance résiduaire est représentée par la somme de quatre exponentielles fonctions du nombre de Froude (§IV.1.4.1).

L'influence de la dérive sur la traînée se résume à la résistance induite par les profils portants et la carène. La traînée induite comme la portance est calculée à partir de formules empiriques établies pour des ailes elliptiques et des ailes de faible allongement pour la carène.

L'influence de la gîte sur la traînée est donnée par $Rr = \frac{Rr0}{\cos^2(\phi)}$, où $Rr0$ représente la résistance résiduaire en traction droite.

Le modèle de J. Gerritsma (1981-1993)[24][23][22]

Grâce à des essais systématiques une interpolation par des fonctions splines est réalisée pour évaluer l'influence de la gîte et de la vitesse sur la traînée et la portance.

L'hypothèse sous-jacente pour les deux modèles précédents est que l'on néglige l'interaction entre les paramètres d'attitude.

Le modèle de J. Teeters (1993)[77]

J. R. Teeters utilise une décomposition pour la traînée, la portance et le moment de roulis dans le but de lisser les résultats expérimentaux sur des IACC (International America's Cup Class). Les influences de la gîte et de la dérive sont représentées par des termes linéaires et quadratiques. L'interaction entre la gîte et la dérive est prise en compte par l'adjonction de termes produit linéaires et quadratiques.

La traînée, par exemple se décompose de la façon suivante :

$$F_x = f_0(V_B) + f_1(V_B) \cdot \psi + f_2(V_B) \cdot \psi^2 + f_3(V_B) \cdot \phi + f_4(V_B) \cdot \phi^2 + f_5(V_B) \cdot \psi \cdot \phi + f_6(V_B) \cdot \psi^2 \cdot \phi^2$$

Où $f_0(V_B), f_1(V_B), \dots, f_6(V_B)$ sont des fonctions splines de la vitesse V_B .

La plupart des modèles de la littérature sont destinés à être utilisés au stade de la conception. Et de ce fait les auteurs proposent des formulations des coefficients de leur modèle en fonction des caractéristiques principales des formes de carène [24][23][22][78][79]. Ils sont utilisés dans des programmes de prédiction de la performance (VPP). Seules trois des six équations de la mécanique sont résolues, à savoir l'équation de traînée, l'équation de portance et l'équation de roulis. La simulation nécessite la prise en compte au moins d'une équation supplémentaire, l'équation de lacet [46][47][44].

Une de nos premières préoccupations a donc été de vérifier s'il est légitime de négliger ainsi l'équation de tangage et l'équation de pilonnement. Nos essais ont montré que ce n'était pas le cas. En effet nous mesurons, dans certains cas, relativement courants, un enfoncement dynamique qui correspondrait en hydrostatique à doubler le déplacement de la carène. En faisant varier, l'assiette de plus ou moins deux degrés la traînée varie en moyenne de 20%. On note également que plus la vitesse est élevée, plus ces paramètres deviennent influents. Ces phénomènes sont non linéaires. Plus l'assiette est importante, plus le moment de tangage dynamique augmente (Figure 94). Nous avons dû renoncer à certains essais car ils se sont révélés impossibles à réaliser. A vitesse élevée et avec une assiette piqueuse, le bateau s'enfonce au risque de couler, alors que le même essai ne pose pas de problème pour une assiette positive.

Cet effet correspond bien à la pratique. Dans la brise au portant sous spinnaker l'équipage se regroupe à l'arrière du bateau quand la manœuvre exige qu'un équipier se déplace sur l'avant. Tout le monde à bord ressent alors la précarité de l'équilibre.

Il est donc nécessaire de traiter les six équations de la mécanique décrivant le fonctionnement du voilier et cela signifie qu'il faut quantifier l'influence des paramètres d'attitude. L'étendue du problème (champ d'investigation, nombre de paramètres) et le coût des essais (ou des calculs...) rendent nécessaire la mise en œuvre d'une méthode structurée.

La méthode des plans d'expérience nous a semblé adaptée à cette préoccupation. Elle est longtemps restée l'apanage des mathématiciens et des chimistes, mais elle fait aujourd'hui de plus en plus d'adeptes notamment pour les procédés industriels. Nous donnons en annexe I quelques éléments et définitions utiles, sinon indispensables à la bonne compréhension de notre propos. On trouve dans la littérature de nombreux ouvrages traitants du sujet. Nous donnons les références de trois d'entre eux. L'ouvrage de M. Pillet [62] est le plus simple, il constitue une bonne introduction à la méthode. L'ouvrage de P. Schimmerling et al [71] fournit un solide approfondissement tandis que l'ouvrage de D. Benoist et al [3] est riche en exemples de plans.

II.2 La démarche du plan d'expériences

Nous présentons succinctement quelques éléments utiles à la compréhension de notre étude. Des compléments, la présentation des différents types de plan, des définitions de termes spécifiques ainsi que quelques règles de construction sont donnés en annexes. Le lecteur qui souhaite obtenir une information plus complète sur la théorie des plans d'expériences pourra se reporter aux ouvrages cités dans la bibliographie [3][62][71].

II.2.1 Avantage de la démarche des plans d'expériences

Utiliser un plan d'expériences a pour but d'accroître notablement l'efficacité des campagnes d'essais ou de simulation numérique. Il permet de structurer la démarche expérimentale, de confronter et de valider des hypothèses, pour mieux comprendre les phénomènes étudiés.

Son intérêt principal est de tirer d'un nombre d'essais donné un maximum d'informations concernant l'influence des facteurs. La méthode des plans d'expériences permet notamment de maximiser le ratio informations recueillies sur le nombre d'essais réalisés. Elle offre ainsi la possibilité de quantifier et de hiérarchiser les effets d'un grand nombre de facteurs sur le système étudié. Grâce à cela, on peut extrapoler les résultats obtenus à un plus grand nombre de combinaisons, et cela avec un nombre d'essais relativement faible, c'est-à-dire dans le minimum de temps et de coût.

II.2.2 Décomposition de la réponse

Comme dans toute démarche expérimentale structurée, la démarche d'un plan d'expériences part d'un modèle postulé. Si le phénomène est mal connu, on utilise le modèle complet.

Dans le cas qui nous intéresse, les efforts hydrodynamiques sont considérés comme des fonctions à cinq variables. Chaque fonction est décomposée comme la somme de plusieurs sous fonctions à une, deux, trois, quatre et cinq variables.

Les sous fonctions à une variable sont évaluées en premier. Les sous fonctions à deux, trois, quatre et cinq variables sont ensuite évaluées successivement à partir du résidu d'ordre inférieur.

$$\begin{aligned}
 f_x(Vb, \phi, \theta, \beta, \Delta) = & \overline{f_x} + E1f_x(Vb) + E2f_x(\phi) + E3f_x(\theta) + E4f_x(\beta) + E5f_x(\Delta) \cdots \quad \} \text{Effets simples} \\
 & + E12f_x(Vb, \phi) + E13f_x(Vb, \theta) + E14f_x(Vb, \beta) \cdots \quad \} \text{Interactions d'ordre 2} \\
 & + E123f_x(Vb, \phi, \theta) + E124f_x(Vb, \phi, \beta) \cdots \quad \} \text{Interactions d'ordre 3} \\
 & + E1234f_x(Vb, \phi, \theta, \beta) + E1235f_x(Vb, \phi, \theta, \Delta) \cdots \quad \} \text{Interactions d'ordre 4} \\
 & + E12345f_x(Vb, \phi, \theta, \beta, \Delta) \quad \} \text{Interactions d'ordre 5}
 \end{aligned}$$

La méthode ne présente d'intérêt que si les termes d'ordre supérieur sont négligeables. On se limite donc au calcul des effets simples et aux interactions d'ordre 2 voire 3. De plus, les coefficients sont obtenus par des calculs de moyenne ce qui minimise la partie aléatoire de l'erreur des mesures.

II.2.3 Distinction entre la méthode expérimentale traditionnelle et la méthode des plans d'expériences

Nous choisissons le cas le plus simple pour illustrer la différence entre la démarche des plans d'expériences et la démarche qualifiée par opposition de "traditionnelle" dans la littérature. Etudions l'influence de deux facteurs significatifs sur une réponse.

Pour choisir les points d'expériences deux stratégies peuvent être retenues.

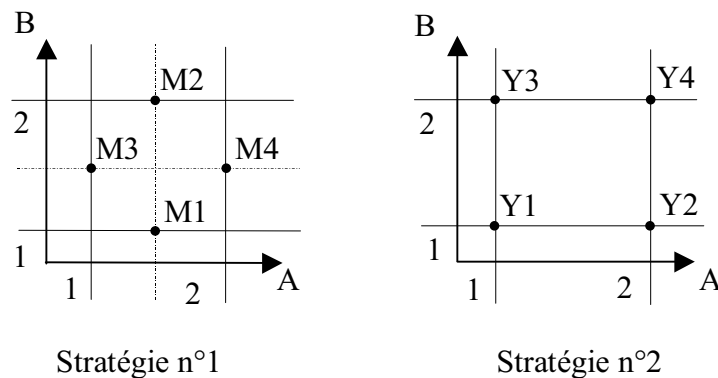


Figure 41 : distinction entre la méthode traditionnelle et la méthode des plans d'expériences

La stratégie numéro 1 (méthode traditionnelle) consiste à bloquer le facteur A au milieu de la plage de mesure. On réalise alors deux mesures M1 et M2 aux extrémités du domaine de B. On fait la même manipulation pour mesurer l'effet du facteur A avec les mesures M3 et M4.

La stratégie numéro 2 (méthode des plans d'expériences) consiste à prendre les points de mesure aux extrémités du domaine expérimental (Y1, Y2, Y3, Y4). Ces points correspondent aux nœuds du maillage du domaine expérimental.

II.2.3.1 Première différence, la précision sur le calcul de l'effet

Dans la stratégie numéro 1, l'effet de B sur le système sera mesuré à l'aide des mesures M1 et M2. On remarque que les expériences M3 et M4 ne sont pas utilisées pour calculer l'effet du facteur B.

L'effet de A sur le système sera mesuré à l'aide des mesures M3 et M4. On remarque que les expériences M1 et M2 ne sont pas utilisées pour estimer l'effet du facteur A.

Dans la stratégie numéro 2, l'effet de A sera mesuré à l'aide des mesures Y1, Y2, Y3 et Y4. En effet celui-ci sera la différence entre la moyenne $(Y2+Y4)/2$ et la moyenne $(Y1+Y3)/2$. De même, l'effet de B sera mesuré à l'aide des mesures Y1, Y2, Y3 et Y4.

Pour un nombre d'essais donné, la méthode des plans d'expériences est la plus précise.

Une objection peut être faite : la théorie des plans d'expériences occulte un aspect important de la précision de la mesure expérimentale. La précision est toujours réduite à la seule variabilité de la réponse. La variabilité des facteurs eux-mêmes n'est pas prise en compte.

L'intérêt de la stratégie numéro 1, dite traditionnelle, est justement qu'elle évalue l'effet d'un facteur avec les autres facteurs fixés. Cela réduit grandement la variabilité des autres facteurs, et améliore la précision en conséquence.

II.2.3.2 Seconde différence, l'étude des interactions

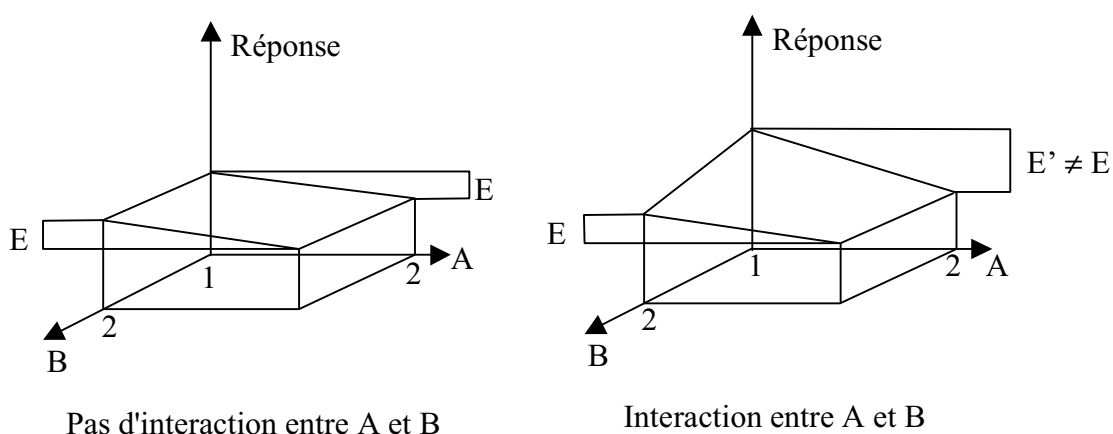


Figure 42 : interaction entre 2 facteurs

Pour un phénomène sans interaction, on constate que l'effet sur la réponse lorsque le facteur A passe du niveau 1 au niveau 2 est le même, et ceci indépendamment de l'état du facteur B.

Pour un phénomène avec interaction l'effet du facteur A sur la réponse n'est pas le même selon que le facteur B est au niveau 1 ou au niveau 2. On dit qu'il y a interaction entre les facteurs A et B.

La présence d'une interaction apparaît comme étant une distorsion de la surface de réponse. Cette distorsion étant d'autant plus importante que l'interaction est grande.

II.2.4 Les étapes de la méthode

▪ 1) Formaliser le problème

C'est une étape cruciale dans la démarche de planification. Pratiquement tous les ouvrages qui traitent du sujet y font référence. Elle peut donner lieu à des séances de "Brainstorming", et les résultats sont représentés sous forme d'un diagramme causes à effets, ou diagramme d'Ishikawa.

Cette étape permet de recenser l'ensemble des facteurs qui interviennent dans la mesure. Elle peut permettre éventuellement de simplifier le modèle complet en éliminant par exemple des interactions improbables.

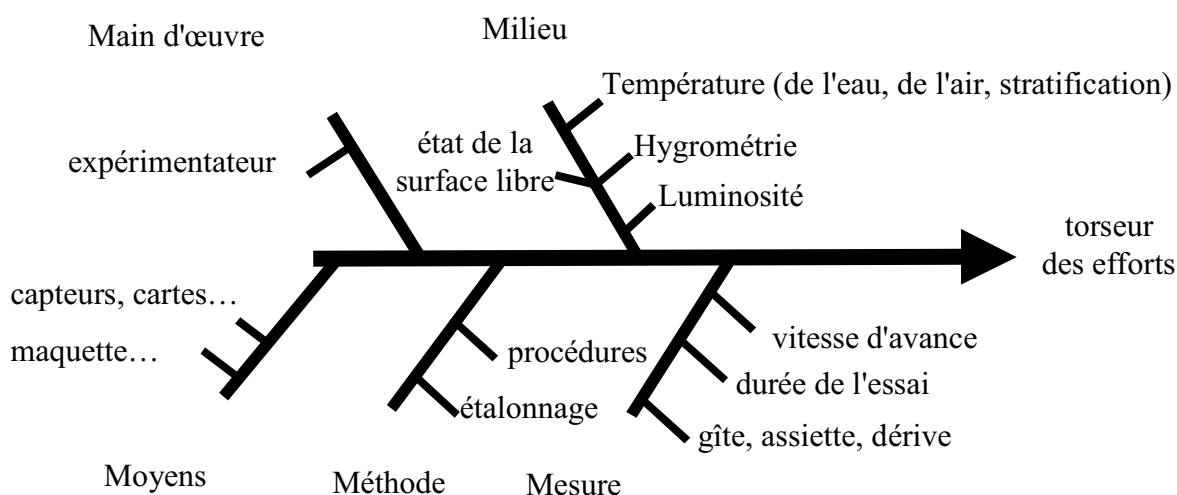


Figure 43 : diagramme de causes à effets

▪ 2) Sélectionner les facteurs influents et les interactions.

La démarche classique lorsque l'on aborde un phénomène mal connu se déroule en deux temps. On effectue d'abord un criblage des facteurs sous forme d'un plan complet à 2 niveaux par facteur. Le plan complet comprend toutes les combinaisons possibles des facteurs. On peut alors affiner le modèle en sélectionnant les interactions les plus significatives.

Les essais probatoires doivent permettre également de fixer les modalités par facteur. Nous emploierons dans les chapitres suivant le terme de niveau à la place de modalité car nos paramètres ont un caractère quantitatif. Nous donnons en annexe les définitions des termes propres à la théorie des plans d'expériences que nous employons ici.

Il existe un risque lors de l'étape de criblage des facteurs. Les modalités des facteurs doivent être représentatives du champ d'investigation. Si elles sont trop éloignées, on court le risque d'évaluer mal un effet quadratique. L'effet de l'assiette par exemple peut être sommairement représentée par une parabole centrée sur zéro. Si l'on fixe deux modalités pour l'assiette, une à -2 degré et l'autre à 2 degré, on mesurera un effet bien plus faible qu'il n'est en réalité, avec le risque d'éliminer à tort des termes significatifs du modèle.

- 3) Construire le plan

On classe ensuite les paramètres dans l'ordre de facilité de réglage décroissant. Il existe des recueils (Taguchi, Box...) [3] qui proposent des tableaux de plans d'expériences optimaux vis-à-vis de ces indications et du modèle choisi.

Chaque ligne du tableau représente une expérience avec la modalité de chaque facteur.

- 4) Réaliser les essais

L'étape suivante consiste en la réalisation des essais. Le chapitre III est consacré aux techniques que nous avons utilisées pour adapter les moyens d'essais dont nous disposions à notre étude.

- 5) Analyser les résultats. Modélisation de la solution

La cinquième étape fait l'objet du chapitre V.

II.3 Application de la théorie des plans d'expériences à une campagne d'essais en bassin des carènes

II.3.1 Campagne d'essais préliminaires

Trois campagnes d'essais préliminaires ont été réalisées. La première en juin 1998 avec une maquette de type Sélection³⁷ Jeanneau, les deux suivantes en octobre et en novembre 1998 avec une maquette de First Class⁸ Bénéteau. Les campagnes sont exploratoires à plusieurs titres.

D' une part elles avaient pour but d' évaluer des réponses mal connues, d' autre part elles ont permis de choisir et de valider un système et une technique de mesure adaptés.

La première campagne a également permis de valider les modèles et les relations de la littérature. Elle a été menée sur une maquette du Jeanneau Sélection en attendant la livraison de la maquette du First Class⁸. Les formes du Sélection sont assez voisines de celles du First Class⁸. Ces essais nous ont permis de tirer des conclusions d' ordre général sur la validité des modèles pour les carènes de voiliers modernes, et sur les hypothèses à adopter dans une problématique de simulation du fonctionnement de ces voiliers. Ces enseignements sont présentés au chapitre IV.

Les deux premières campagnes sur le First Class⁸ sont réalisées en carène nue et sans quille pour évaluer séparément les modèles sur la carène et sur les appendices.

La méthode des plans d' expériences impose à priori le choix d' une méthode d'essais dans laquelle la maquette est fixe, car les paramètres d' attitudes et de position doivent avoir des modalités maîtrisées et en nombre limité. Cette méthode n' a jamais été réalisée en bassin et nécessite la mise au point préalable d' une technique de mesure particulière.

Pour les deux premières campagnes sur le First Class⁸ nous avons utilisé deux systèmes de mesure différents. Etant donné les dimensions importantes de la maquette du First Class⁸, le système de mesure couramment utilisé pour les voiliers au bassin des carènes de l' Ecole Centrale de Nantes s' est avéré trop faible pour permettre des essais de maquette en attitude fixe. Nous l' avons néanmoins utilisé avec une technique de mesure classique en octobre 1998 pour avoir une base de validation.

En novembre 1998 nous avons utilisé un deuxième système de mesure qui est nommé par opposition "grande balance". Cette campagne de mesure a été essentiellement consacrée au

choix et à l'élaboration de la technique d'essai. La technique avec un modèle complètement bridé s'est révélée en fin de compte impraticable. Les détails sont donnés aux chapitres III et IV.

Les campagnes préliminaires n'ont pas été construites selon un plan d'expériences et on vérifie bien qu'elles ne permettent pas de mettre en œuvre un modèle simple. Si nous détectons par exemple qu'un paramètre avait une influence négligeable sur une réponse, soit il devenait important pour une autre réponse soit il possédait une interaction importante avec d'autres facteurs. C'est par exemple le cas de la gîte dont l'effet moyen est faible sur la traînée, mais dont les interactions avec l'assiette et la vitesse sont fortes (§V.2.9). D'autre part l'effet de la gîte sur la portance ne peut pas être négligé (§IV.3.1).

En fait, les plans des trois premières campagnes sont un compromis intuitif entre des balayages fins et de criblage incomplet à 2 niveaux des facteurs. Les balayages fins ont servi à la détermination du coefficient de forme et à la validation de formules empiriques, le criblage sert à la détection d'actions significatives, effets simples ou interactions de facteurs. La mise en œuvre de la méthode des plans d'expériences commence réellement avec la construction des plans pour les deux campagnes de 1999.

Pour la suite des essais nous avons donc choisi d'utiliser un modèle relativement plus complexe. Nous avons construits un plan de résolution 5 qui nous permet de calculer tous les coefficients du modèle synergique ou modèle d'ordre 2. Nous revenons sur la notion de modèle d'ordre 2 et de résolution en II.3.2 et en annexe.

Nous avons volontairement choisi de ne pas réaliser d'essais avec safran. Cela impliquerait le réglage de l'angle de barre. Comme nous ne sommes pas réellement parvenus à réduire notre modèle, le champ d'investigation devient trop vaste pour ajouter un nouveau paramètre de réglage. Les premiers résultats indiquent, en outre, que les modèles empiriques sur les ailes [79] peuvent être utilisés de façon satisfaisante pour l'effet des appendices.

II.3.2 L'étude

Les réponses mesurées sont:

les efforts dans le repère Re :

- la traînée : F_x
- la portance : F_y

les moments dans (Re) :

- le moment de roulis : M_x
- le moment de tangage : M_y
- le moment de lacet : M_z

et l'enfoncement ξ .

Les facteurs à prendre en compte sont les suivants :

- la vitesse : V_B
- la gîte : ϕ
- l'assiette : θ
- la dérive : β
- le déplacement : Δ

On associe les cinq paramètres à cinq indicateurs de niveau V, G, A, D, F . Ce sont des vecteurs colonnes dont la taille est le nombre de niveaux de chaque facteur. Ils sont remplis de 1 et de 0. Si l'on estime une réponse lorsque le facteur V est à son deuxième niveau, et D à son troisième, les vecteurs colonnes V et D prennent les valeurs suivantes :

$$V = \begin{pmatrix} 0 \\ 1 \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix} \text{ et } D = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \\ 0 \end{pmatrix}$$

II.3.2.1 Limitation du champ d'investigation

Nous n'avons exploré dans nos campagnes d'essais qu'un quart de l'espace vectoriel des 5 paramètres retenus en considérant que les efforts sont symétriques par rapport à la gîte et par rapport à la dérive. Cette hypothèse ne devrait pas être trop pénalisante car le voilier ne parcourt pas souvent les zones du domaine que nous n'avons pas explorées (gîte et dérive de signe opposé). Toujours est-il que pour les fonctions impaires (la portance et certains moments) le modèle additif simple ne peut garantir une continuité à zéro.

Les symétries postulées sont:

- (i) Symétries des actions mécaniques par rapport à la gîte

$$F_x(\phi) = F_x(-\phi)$$

$$F_y(\phi) = -F_y(-\phi)$$

$$F_z(\phi) = F_z(-\phi)$$

$$M_x(\phi) = -M_x(-\phi)$$

$$M_y(\phi) = M_y(-\phi)$$

$$M_z(\phi) = -M_z(-\phi)$$

- (ii) symétries des actions mécaniques par rapport à la dérive

$$F_x(\beta) = F_x(-\beta)$$

$$F_y(\beta) = -F_y(-\beta)$$

$$F_z(\beta) = F_z(-\beta)$$

$$M_x(\beta) = -M_x(-\beta)$$

$$M_y(\beta) = M_y(-\beta)$$

$$M_z(\beta) = -M_z(-\beta)$$

- (iii) symétries par rapport au sens de la marche

$$F_x(\beta + \pi) = F_x(\beta)$$

$$F_y(\beta + \pi) = F_y(\beta)$$

$$F_z(\beta + \pi) = F_z(\beta)$$

$$M_x(\beta + \pi) = M_x(\beta)$$

$$M_y(\beta + \pi) = M_y(\beta)$$

$$M_z(\beta + \pi) = M_z(\beta)$$

Il n'y a symétrie par rapport à la gîte que si la dérive est nulle et inversement il n'y a symétrie par rapport à la dérive que si la gîte est nulle. Nous effectuons les approximations ci-dessus pour nous cantonner au domaine d'évolution classique des voiliers, dans lequel la gîte et la dérive ont le même signe. Nous n'explorons qu'un quart du domaine total, celui où la gîte et la dérive sont négatives. Lorsque la gîte et la dérive sont de signe contraire on dit que le bateau contre gîte. Quelques mesures ont été effectuées en situation de contre gîte. Elles montrent qu'il n'y a pas symétrie entre la situation de navigation classique et la situation de contre gîte (Figure 44, Figure 45, Figure 46).

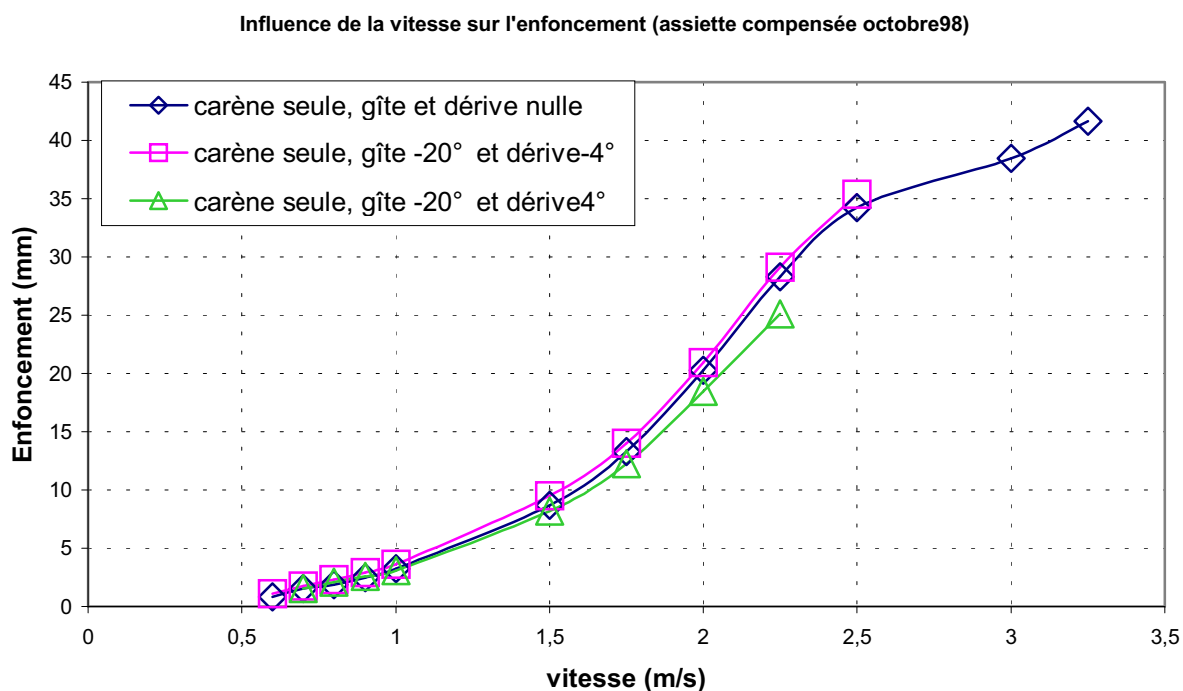


Figure 44 : situation de contre-gîte, influence sur l'enfoncement

La Figure 44 montre l'effet de la contre gîte sur l'enfoncement. Cet effet devrait s'inverser lorsque la carène est munie de sa quille. La portance qui s'exerce sur l'appendice diminue l'enfoncement lorsque le voilier gîte et l'augmente lorsque le voilier contre gîte.

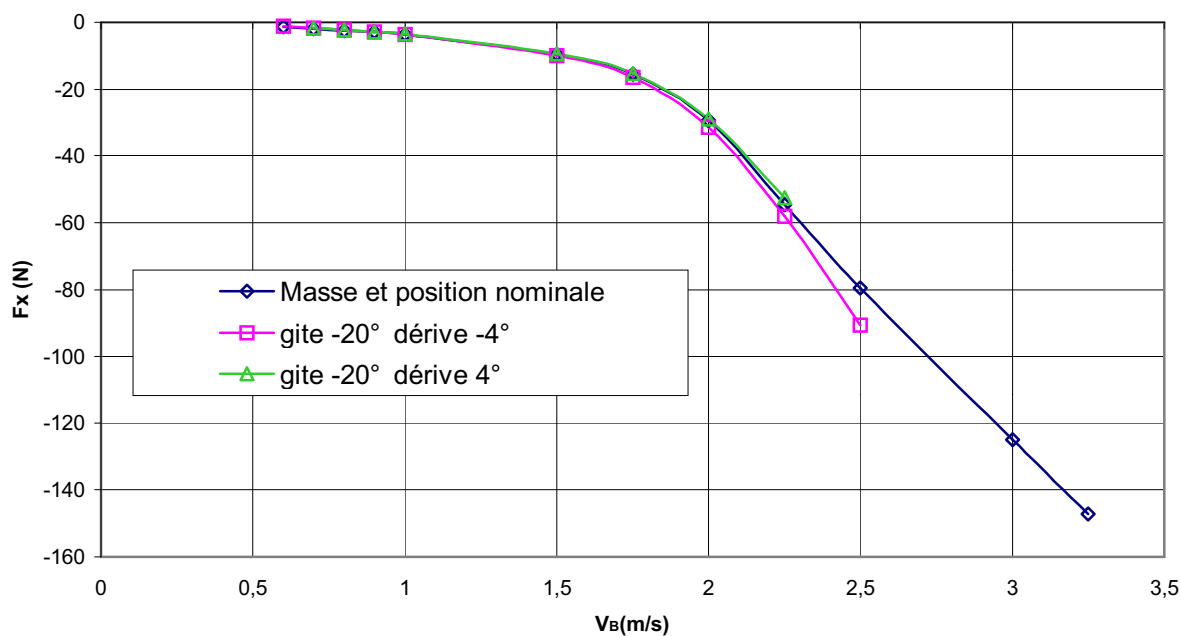


Figure 45 : situation de contre gîte, influence sur la traînée

La Figure 45 montre que la contre gîte a un effet favorable sur la traînée, celle-ci diminue légèrement. Par contre la Figure 46 montre que la contre gîte est défavorable du point de

vue de la portance. Les valeurs non nulles prises par la courbe " Masse et position nominale" reflètent le défaut d'alignement de la carène par rapport au fluide.

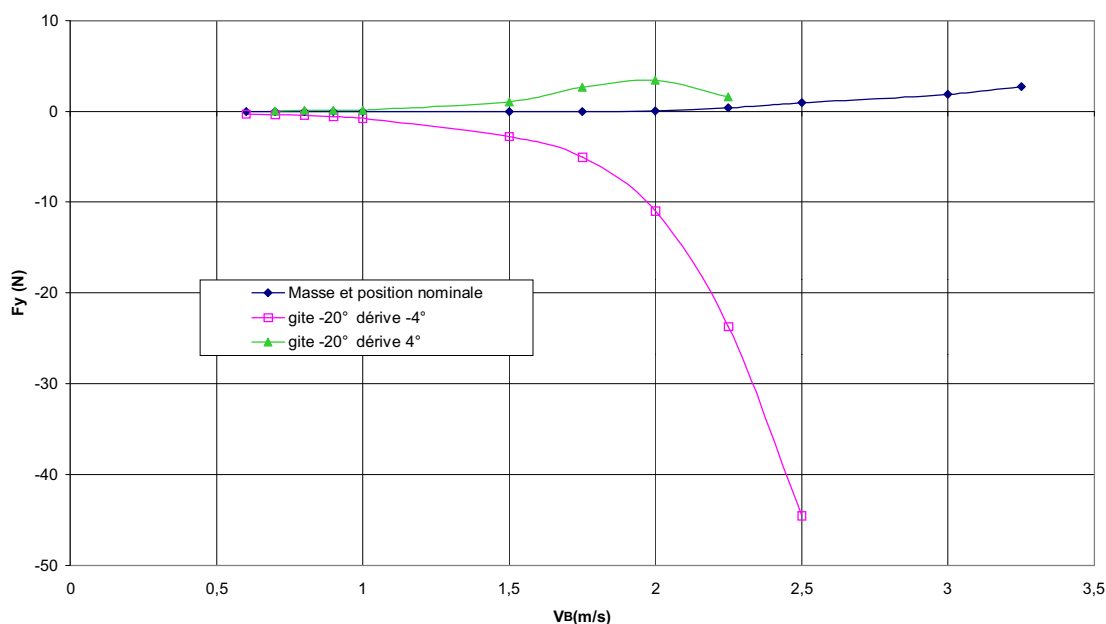


Figure 46 : situation de contre gîte, influence sur la portance

II.3.2.2 Choix du modèle et nombre d'essais

Le modèle choisi est un modèle synergique ou modèle d'ordre 2. Toutes les interactions d'ordre 2 sont prises en compte. On néglige les actions d'ordres supérieurs.

Le modèle symbolique a la forme suivante

$$Y = I + V_B + \phi + \beta + \theta + \Delta + V_B\phi + V_B\beta + V_B\theta + V_B\Delta + \phi\beta + \phi\theta + \phi\Delta + \beta\theta + \beta\Delta + \theta\Delta$$

$\begin{matrix} 1 & 3 & 3 & 1 & 3 & 1 & 3 \times 3 & 3 \times 1 & 3 \times 3 & 3 \times 1 & 3 \times 1 & 3 \times 3 & 3 \times 1 & 1 \times 3 & 1 \times 1 & 3 \times 1 \\ & 4 & 4 & 2 & 4 & 2 & 4 \times 4 & 4 \times 2 & 4 \times 4 & 4 \times 2 & 4 \times 2 & 4 \times 4 & 4 \times 2 & 2 \times 4 & 2 \times 2 & 4 \times 2 \end{matrix}$

On a noté en dessous du modèle le niveau de chaque action, et au-dessus le nombre de coefficients indépendants par action.

Notons que la somme des termes d'une action est nulle. Chaque terme représentant un écart à la moyenne I , en faire la somme revient, en fait, à ajouter les écarts pour la totalité des essais. Un effet simple avec n niveaux ne possède par conséquent que $n-1$ coefficients indépendants. Cette propriété s'étend naturellement aux actions d'ordre supérieure. Pour les actions d'ordre 2, on pourra notamment vérifier que la somme des termes d'une même ligne ou d'une même colonne est nulle. Une action d'ordre 2 entre un facteur avec n niveaux et un facteur avec m niveaux possèdera donc $(n-1) \times (m-1)$ coefficients indépendants.

Appliquer strictement la méthode des plans d'expériences aurait consisté en un criblage exhaustif avec un plan de Box à 2 niveaux par exemple. Le modèle aurait été simplifié en ne retenant ensuite que les effets et les interactions significatives. Etant donné le caractère notoirement non linéaire des influences de l'assiette et de la dérive, cette stratégie nous a paru trop risquée.

Deux aspects ont guidé le choix des modalités par facteur. Le nombre de niveaux a été limité de manière qu'il soit possible d'étudier toutes les interactions entre les facteurs avec un nombre raisonnable d'essais. La répartition du nombre de niveaux entre les facteurs et leurs valeurs est ensuite le résultat de l'analyse des premières campagnes.

Pour la vitesse par exemple on a considéré que l'on avait une bonne représentation de la traînée à l'aide de 4 points et d'une interpolation par des fonctions splines. Deux points sont placés aux abords de la vitesse limite ($F_n \neq 0.4$), à l'endroit où la traînée augmente rapidement. Deux autres sont placés pour les basses et haute vitesse ($F_n \neq 0.2$ et $F_n \neq 0.5$).

Les résultats des campagnes préliminaires montrent que les effets de la dérive sont bien décrits par les formules empiriques et les régressions linéaires et quadratiques paires. On se contentera donc de deux niveaux.

Codage	Facteur	Nombre de niveaux	Valeurs
V1	V_B (m/s)	4	(0);1;1,5;1.75;2,5
V2	ϕ (degrés)	4	0;-10;-20;-30
V3	θ (degrés)	4	(-)2;0;1;2
V4	β (degrés)	2	0;-4
V5	Δ (Kg)	2	94;99

Tableau 2 : niveaux des facteurs

Le nombre total de combinaisons correspond au produit des nombres de niveaux par facteur, soit 256.

Une fois le modèle symbolique posé, la taille du plan d'expériences peut être déterminée. Elle correspond au Plus Petit Commun Multiple du produit des niveaux de deux actions disjointes.

Le Plus Petit Commun Multiple vaut $n=8 \times 16=128$

Le nombre de coefficients indépendants vaut au total : $p=58$

Un plan à 128 combinaisons est nécessaire pour calculer l'ensemble des coefficients de notre modèle. Le résidu du modèle synergique possède 70 (128-58) degrés de liberté.

II.3.3 Interpolation des résultats

Le modèle explicite s'écrit sous forme littérale de la façon suivante :

$$\begin{aligned}
 Y = & I + [v_1 v_2 v_3 v_4]V + [g_1 g_2 g_3 g_4]G + [d_1 d_2]D + [a_1 a_2 a_3 a_4]A + [f_1 f_2]F \\
 & + {}^t G \begin{bmatrix} (gv)_{11} (gv)_{12} (gv)_{13} (gv)_{14} \\ (gv)_{21} (gv)_{22} (gv)_{23} (gv)_{24} \\ (gv)_{31} (gv)_{32} (gv)_{33} (gv)_{34} \\ (gv)_{41} (gv)_{42} (gv)_{43} (gv)_{44} \end{bmatrix} V + {}^t D \begin{bmatrix} (dv)_{11} (dv)_{12} (dv)_{13} (dv)_{14} \\ (dv)_{21} (dv)_{22} (dv)_{23} (dv)_{24} \end{bmatrix} V \\
 & + {}^t A \begin{bmatrix} (av)_{11} (av)_{12} (av)_{13} (av)_{14} \\ (av)_{21} (av)_{22} (av)_{23} (av)_{24} \\ (av)_{31} (av)_{32} (av)_{33} (av)_{34} \\ (av)_{41} (av)_{42} (av)_{43} (av)_{44} \end{bmatrix} V + {}^t F \begin{bmatrix} (fv)_{11} (fv)_{12} (fv)_{13} (fv)_{14} \\ (fv)_{21} (fv)_{22} (fv)_{23} (fv)_{24} \end{bmatrix} V \\
 & + {}^t D \begin{bmatrix} (dg)_{11} (dg)_{12} (dg)_{13} (dg)_{14} \\ (dg)_{21} (dg)_{22} (dg)_{23} (dg)_{24} \end{bmatrix} G + {}^t A \begin{bmatrix} (ag)_{11} (ag)_{12} (ag)_{13} (ag)_{14} \\ (ag)_{21} (ag)_{22} (ag)_{23} (ag)_{24} \\ (ag)_{31} (ag)_{32} (ag)_{33} (ag)_{34} \\ (ag)_{41} (ag)_{42} (ag)_{43} (ag)_{44} \end{bmatrix} G \\
 & + {}^t F \begin{bmatrix} (fg)_{11} (fg)_{12} (fg)_{13} (fg)_{14} \\ (fg)_{21} (fg)_{22} (fg)_{23} (fg)_{24} \end{bmatrix} G + {}^t A \begin{bmatrix} (ad)_{11} (ad)_{12} \\ (ad)_{21} (ad)_{22} \\ (ad)_{31} (ad)_{32} \\ (ad)_{41} (ad)_{42} \end{bmatrix} D \\
 & + {}^t F \begin{bmatrix} (fd)_{11} (fd)_{12} \\ (fd)_{21} (fd)_{22} \end{bmatrix} D + {}^t F \begin{bmatrix} (fa)_{11} (fa)_{12} (fa)_{13} (fa)_{14} \\ (fa)_{21} (fa)_{22} (fa)_{23} (fa)_{24} \end{bmatrix} A
 \end{aligned}$$

La constante **I** du modèle correspond au terme constant du modèle. Elle est la moyenne arithmétique de tous les résultats **y**.

$$I = \bar{y} = \sum_{i=1}^{128} y_i / 128$$

Les effets moyens représentent les écarts entre valeurs moyennes de la réponse et la constante **I** du modèle.

La moyenne générale correspond au point central du domaine étudié.

- Calcul des effets moyens

On calcule d'abord la moyenne de tous les résultats lorsque le facteur **V** (par exemple) est fixé au niveau **k** dans le plan :

$$\overline{y(V_k)} = \sum \text{des résultats } y \text{ associés à } V_k / \text{nombre de résultats associés à } V_k$$

Pour un plan orthogonal au sens strict, L'effet moyen du facteur **V** au niveau **k** est estimé par :

$$v_k = \overline{y(V_k)} - I$$

Par construction, la somme des effets d' un facteur est nulle.

$$\sum_{k=1}^{n_v} v_k = 0$$

Pour un facteur à deux niveaux, le calcul des effets moyens ne possède qu' un degré de liberté, c' est-à-dire qu' il ne possède qu' une seule valeur indépendante, la seconde est l' opposée de la première.

▪ Formule générale de calcul des interactions

On appelle interaction d' ordre 2 les actions entre deux facteurs (GV, DV, ...) et interaction d' ordre 3 celle intervenant entre trois facteurs, etc.

Le terme $(gv)_{kl}$ de l'interaction **GV** lorsque **G** est au niveau **k** et **V** au niveau **l** est estimé par l'expression :

$$(gv)_{kl} = \overline{y(G_k; V_l)} - I - g_k - v_l$$

où $\overline{y(G_k; V_l)}$ représente la moyenne de tous les résultats y lorsque **G** est à la fois au niveau **k** et **B** au niveau **l**, soit :

$$\overline{y(G_k; V_l)} = \frac{\sum_{i=1}^{r(G_k; V_l)} y_i(G_k; V_l)}{r(G_k; V_l)}$$

$r(G_k; V_l)$ étant le nombre de résultats associés à la combinaison $G_k V_l$ présente dans le plan d' expériences.

Pour un plan orthogonal cette expression correspond à la régression des moindres carrés.

La somme des coefficients d'une ligne ou d'une colonne est nulle par construction, comme pour les effets moyens.

On peut à partir des 128 réponses du plan d' expériences, estimer les résultats pour les 256 combinaisons possibles des niveaux des facteurs. Il suffit pour cela de modifier la valeur des indicateurs de niveaux.

Les résultats obtenus sont en outre interpolés à toutes les valeurs intermédiaires des niveaux des différents facteurs, à l'aide de fonctions splines.

Au chapitre V une représentation graphique des effets permet de faciliter l' interprétation des résultats expérimentaux.

II.3.4 Construction du plan

Deux options sont possibles à ce stade. Soit on se reporte aux recueils de la littérature pour y choisir un plan existant. Soit on en construit un. La construction d'un plan se révèle assez simple. Le paragraphe qui suit (§II.3.4.1) en présente un exemple lié à notre étude.

Un modèle construit a l'avantage d'être directement adapté à l'étude mais demande une validation. Les modèles de la littérature ont pour eux l'avantage d'être éprouvés. Notre expérience étant limitée, il nous est encore difficile d'apprécier l'étendue des propriétés statistiques d'un plan d'expériences. Pour la campagne de juin 1999, nous avons adopté un plan de la littérature, d'autant plus que le temps nous manquait pour réaliser l'étape de validation (§II.3.5).

Nous choisissons le plan HGLG15 de l'ouvrage de D. Benoist et al.[3]. Il s'agit d'un plan $L_{128}2^34^3$ ce qui signifie qu'il est constitué de 128 combinaisons de 3 facteurs à 2 niveaux et de 3 facteurs à 4 niveaux. Notre étude ne comporte que cinq facteurs, ce plan permettrait d'étudier l'influence d'un paramètre supplémentaire à deux niveaux comme l'inclinaison de la quille ou l'angle d'un safran sans que cela nécessite d'essai supplémentaire. La première colonne du plan est affectée au déplacement, la deuxième est affectée à l'assiette, la troisième à la gîte, la quatrième à la dérive, la sixième colonne est affectée à la vitesse. La cinquième colonne n'est pas utilisée.

Un plan de résolution 5, par définition, ne permet pas d'étudier les interactions d'ordre 3. Or rien ne nous permet d'affirmer que celles-ci sont négligeables. Teeters [77], par exemple, emploie un modèle de lissage composé en partie de termes produits entre 3 facteurs qui équivalent à des interactions d'ordre 3.

Afin de valider l'utilisation d'un plan de résolution 5 nous décidons de réaliser un plan complet sur 4 facteurs. Le plan complet comprend toutes les combinaisons possibles entre les 4 facteurs. Il permet d'établir une hiérarchie entre les actions et de mesurer l'erreur commise en négligeant les interactions d'ordres supérieurs (§V.2.9).

Au final, nous réalisons un plan constitué de 3 séries de 64 combinaisons chacune. Le plan complet est obtenu en associant le premier et la troisième série. Le plan de résolution 5 est obtenu en associant les deux dernières séries.

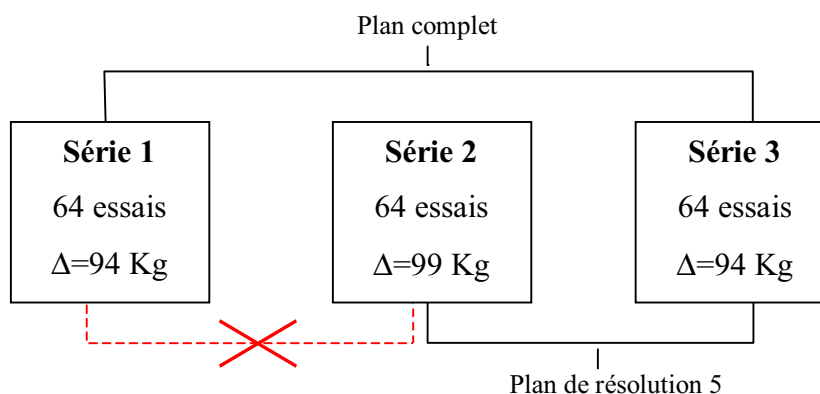


Figure 47 : structure des plans d'expériences

II.3.4.1 Exemple de construction à partir des plans Hyper Greco Latins Géométriques (HGLG)

La construction simple d'un plan adapté à notre étude est décrite dans ce paragraphe. Les règles auxquelles il est fait appel sont énoncées en annexe.

- Construction par séquences

En utilisant la propriété de séquentialité des plans HGLG, il est possible à l'aide des plans de base d'obtenir des plans plus complexes et acceptant un plus grand nombre de facteurs. Chaque séquence ou chaque pliage permet d'augmenter la résolution et le nombre de facteurs d'une unité.

Par exemple en pliant le plan $L_4 2^3$ de résolution 3 cinq fois on obtient un plan de résolution $3+5=8$ comportant $3+5=8$ facteurs en $4*2^5=128$ essais. Nous utilisons ici la notation disjonctive ou notation de Yates, pour laquelle on définit deux niveaux avec -1 et 1 .

$L_4 2^3$	3 Facteurs		
C ₁	-1	-1	-1
C ₂	-1	1	1
C ₃	1	1	-1
C ₄	1	-1	1

Tableau 3 : $L_4 2^3$ 4 combinaisons pour 3 facteurs

Le plan plié Q réunit le plan original P et une seconde partie de même dimensions P' . P' est obtenu en permutant les niveaux de chaque facteurs. une colonne est ajoutée. Le niveau du nouveau facteur est fixé à -1 pour la première partie P et il est fixé à 1 pour la partie pliée P' .

$$Q = \begin{bmatrix} & & -1 \\ & P & \vdots \\ & & -1 \\ & & 1 \\ & P' & \vdots \\ & & 1 \end{bmatrix}$$

C ₁	-1	-1	-1	-1
C ₂	-1	1	1	-1
C ₃	1	1	-1	-1
C ₄	1	-1	1	-1
C ₅	1	1	1	1
C ₆	1	-1	-1	1
C ₇	-1	-1	1	1
C ₈	-1	1	-1	1

Tableau 4 : $L_4 2^3$ plié une fois

Pour obtenir un facteur à 4 niveaux, on applique la règle de fusion sur deux colonnes du plan choisies arbitrairement. Le problème est que la résolution n'est pas systématiquement conservée par cette transformation. Le nouveau facteur déterminé à partir de deux facteurs originaux du plan de résolution r est équivalent à une action d'ordre 2, par application de la règle simplifiée de détermination des alias associé à la règle de fusion. Si l'on veut former une interaction entre ce facteur et un facteur original, elle sera équivalente à une action d'ordre 3, etc.

Si on veut obtenir 3 facteurs à 4 niveaux, on appliquera cette opération trois fois. L'interaction entre ces trois facteurs sera donc équivalente à une action d'ordre 6 et sera confondue avec une action d'ordre $8-6=2$.

Sans vraiment pouvoir parler de résolution pour ce plan, puisque la conservation de la résolution dans ces opérations n'est pas démontrée, on peut dire que ce plan ne permet pas à priori d'étudier un modèle d'ordre plus élevé qu'avec un plan de résolution 5 comme le HGLG15 : $L_{128} 2^3 4^3$ cité dans [3] par exemple.

Cependant certaines interactions d'ordre 3 peuvent être évaluées. Si l'on applique la règle simplifiée de confusion des alias, une interaction d'ordre 3 entre deux facteurs à deux niveaux et un facteur à quatre niveaux sera confondue avec une action d'ordre 4.

II.3.5 Validation - Vérification de l'orthogonalité

On se propose de vérifier dans quelle mesure le principe d'orthogonalité est respecté par le plan et notamment vis-à-vis du modèle proposé.

II.3.5.1 Orthogonalité du plan vis-à-vis du modèle

Le calcul des effets nécessite que le plan soit orthogonal vis-à-vis du modèle utilisé, notamment pour que l'effet calculé corresponde à l'optimisation des moindres carrés. Pour évaluer l'orthogonalité de notre plan nous construisons pour chaque terme du modèle proposé un tableau d'incidence.

- Codage des actions.

Pour construire les tableaux d'incidence chaque action est codée en niveaux. Le codage des facteurs est direct. Au premier niveau de valeur du facteur on affecte 0, au deuxième niveau de valeur, on affecte 1, et ainsi de suite pour chaque niveau. Pour une interaction entre un facteur à 4 niveaux et un facteur à 2 niveaux, la vitesse et la dérive par exemple, on codera l'action sur $4 \times 2 = 8$ niveaux. On note V14 l'interaction entre la vitesse, noté V1, et la dérive notée V4.

Chaque case C_{ij} du tableau d'incidence entre l'action A et l'action B représente le nombre de fois qu'apparaît la combinaison entre le $i^{\text{ème}}$ niveau de l'action A et le $j^{\text{ème}}$ niveau de l'action B dans le plan d'expériences.

Le Plan est orthogonal vis-à-vis du modèle si tous les termes du modèle sont orthogonaux deux à deux.

Selon M. Pillet [62] deux actions sont orthogonales si et seulement si les termes de leur tableau d'incidence sont non nuls et tous égaux.

D'autres auteurs [3] indiquent que cette condition est trop restrictive et qu'il suffit au tableau d'être dyadique, c'est-à-dire que ses termes sont des puissances de 2 (orthogonalité au sens large). Pour notre étude la première définition est suffisante.

V23⇒ V14⇓	0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
0	2	2	2	2	0	0	0	0	0	0	0	0	2	2	2	2
1	0	0	0	0	2	2	2	2	2	2	2	2	0	0	0	0
2	2	2	2	2	0	0	0	0	0	0	0	0	2	2	2	2
3	0	0	0	0	2	2	2	2	2	2	2	2	0	0	0	0
4	0	0	0	0	2	2	2	2	2	2	2	2	0	0	0	0
5	2	2	2	2	0	0	0	0	0	0	0	0	2	2	2	2
6	0	0	0	0	2	2	2	2	2	2	2	2	0	0	0	0
7	2	2	2	2	0	0	0	0	0	0	0	0	2	2	2	2

Tableau 5 : tableau d'incidences entre deux actions

Utilisons par exemple le tableau des incidences entre les actions V23 et V14 pour les deux premières séries du plan d'expériences réalisés lors de la campagne d'essais de juin 1999. V23 représente l'interaction entre la gîte et l'assiette et V14 représente l'interaction entre la vitesse et la dérive.

Des termes du tableau d'incidence sont nuls. Il y a confusion d'actions, pour le plan proposé, entre les interactions V23 et V14. Ce plan à ce stade ne permet donc pas leur étude et il ne sera exploitable que si elles peuvent être négligées.

II.3.5.2 Alias ou confusion d'actions

	V1	V2	V3	V4	V5	V12	V13	V14	V15	V23	V24	V25	V34	V35	V45
V1	alias														
V2	o	alias													
V3	o	o	alias												
V4	o	o	o	alias											
V5	o	o	o	o	alias										
V12	alias	alias	o	o	o	alias									
V13	alias	o	alias	o	o	alias	alias								
V14	alias	o	o	alias	o	alias	alias	alias							
V15	alias	o	o	o	alias	alias	alias	alias	alias						
V23	o	alias	alias	o	o	alias	alias	alias	o	alias					
V24	o	alias	o	alias	o	alias	alias	alias	o	alias	alias				
V25	o	alias	o	o	alias	alias	o	o	alias	alias	alias	alias			
V34	o	o	alias	alias	o	alias	alias	alias	o	alias	alias	o	alias		
V35	o	o	alias	o	alias	o	alias	o	alias	alias	o	alias	alias	alias	
V45	o	o	o	alias	alias	o	o	alias	alias	o	alias	alias	alias	alias	alias

Tableau 6 : tableau des alias pour le modèle proposé

Le tableau d'alias synthétise la vérification de l'orthogonalité. Toutes les actions de premier et de second ordre y sont représentées. On retrouve un résultat trivial, à savoir que toutes les actions jointes sont alliacées. On comprend facilement par exemple qu'un facteur ne peut pas prendre deux valeurs différentes en même temps. Deux actions sont jointes si elles

ont en commun un ou plusieurs facteurs. Par exemple, V1 et V12 ont en commun le facteur V1, quant à V23 et V34 ils ont en commun le facteur V3, etc.

On remarque dans le tableau d'alias qu'il y a trois confusions d'actions disjointes, entre les actions V12 et V34, entre V13 et V24, et entre V14 et V23.

L'association des deux premières séries de 64 essais ne permet la construction et le calcul d'un modèle fiable que si les actions disjointes alliées sont négligeables.

On observe facilement que le plan est répété en bloc du premier au second niveau du déplacement (V5), par application de la règle de fission (cf. annexes). Intuitivement on remarque que cette répétition entraîne un déséquilibre au niveau du facteur V4 (la dérive).

La troisième série de 64 essais réalisée en octobre 1999 est obtenue en modifiant légèrement ce facteur, c'est-à-dire en ne répétant pas systématiquement le plan du niveau 2 au niveau 1 de V5, mais en inversant alors symétriquement V4 sur la première partie du plan, on réalise ainsi un pliage et on élimine les confusions entre les actions disjointes d'ordre 2. La table d'alias de ce deuxième plan, constitué des séries 2 et 3 (Figure 47), correspond à celle d'un plan orthogonal de résolution 5, il n'y a aucune confusion ou alias entre les actions disjointes d'ordre 2 et 3.

actions	V1	V2	V3	V4	V5	V12	V13	V14	V15	V23	V24	V25	V34	V35	V45
V1	alias														
V2	o	alias													
V3	o	o	alias												
V4	o	o	o	alias											
V5	o	o	o	o	alias										
V12	alias	alias	o	o	o	alias									
V13	alias	o	alias	o	o	alias	alias								
V14	alias	o	o	alias	o	alias	alias	alias							
V15	alias	o	o	o	alias	alias	alias	alias	alias						
V23	o	alias	alias	o	o	alias	alias	o	o	alias					
V24	o	alias	o	alias	o	alias	o	alias	o	alias	alias				
V25	o	alias	o	o	alias	alias	o	o	alias	alias	alias	alias			
V34	o	o	alias	alias	o	o	alias	alias	o	alias	alias	o	alias		
V35	o	o	alias	o	alias	o	alias	o	alias	alias	o	alias	alias	alias	
V45	o	o	o	alias	alias	o	o	alias	alias	o	alias	alias	alias	alias	alias

Tableau 7 : tableau d'alias du plan constitué des séries 2 et 3

De plus en associant la série 1 à la série 3 on construit un plan complet sur 4 paramètres (vitesse, gîte, dérive, assiette) à déplacement fixe ($\Delta = 94$ Kg) (Figure 47). On observe lors des campagne d'essais préliminaires que, d'une part, l'influence du déplacement sur les efforts hydrodynamiques n'est pas prépondérante et que, d'autre part l'interaction avec les autres paramètres est encore plus ténue.

II.4 Conclusion

Nous concluons sur les limites de la méthode des plans d'expérience. On a vu dans les paragraphes précédents que la technique des plans d'expériences, bien qu'elle apparaisse au premier abord systématique et générale, contient des hypothèses sous-jacentes qui ne sont pas toujours formulées clairement. Les hypothèses sont finalement relativement restrictives. Les modélisations présentées sont des formes d'évolution tout à fait particulières. Elles reviennent en quelque sorte à représenter une grandeur en développement polynomial restreint par morceaux de variables sélectionnées. Elles constituent des hypothèses fortes vis à vis d'un phénomène. C'est dans la restriction du polynôme que se trouvent les hypothèses simplificatrices qui permettent de réduire le nombre d'essais. Les promoteurs de la technique assurent qu'elle suffit à résoudre la plupart des problèmes industriels. Pourtant les précisions de modélisation annoncées dans la littérature semblent bien modestes (quelques % à quelques dizaines de %) et personne ne prétend détenir la méthode universelle.

Un travail d'optimisation sur un modèle empirique pourrait donner de meilleurs résultats, en tout cas on ne peut pas en faire l'économie. Cela fera l'objet du chapitre V.

Une autre limitation de la méthode des plans d'expériences est liée au codage des variables en niveaux strict de valeurs, mais il est parfois difficile de maîtriser les conditions expérimentales. Tout facteur est réglé à un niveau avec une certaine précision. Une partie de cette erreur est aléatoire, mais une autre partie peut être quantifiée à partir de la connaissance des conditions d'expérimentation. Cette seconde partie de l'erreur si elle peut être quantifiée peut aussi s'avérer très coûteuse à corriger (réglages des niveaux des facteurs par itérations successives et répétitions d'expériences).

Nous rencontrons ce problème à cause des déformations de notre montage. La position de la maquette est un facteur de notre phénomène, il ne peut être réglé à des niveaux stricts du fait des déformations. Nous proposerons en §III.6.1 une méthode pour tenir compte de la partie déterministe de la variation des facteurs.

Chapitre III : Techniques expérimentales pour la
détermination des efforts hydrodynamiques

III. Techniques expérimentales pour la détermination des efforts hydrodynamiques

Malgré les progrès des calculs numériques, les essais en bassin des carènes demeurent aujourd'hui encore un moyen fiable et précis pour évaluer les efforts hydrodynamiques.

Si le bassin des carènes est un moyens d'essais performant, il est aussi un outils complexe dont l'utilisation est parsemé d'écueils. Les expérimentateurs spécialisés dans ce moyen d'essais ne se sont pas encore rejoints pour en établir un mode d'emploi universel.

Nous exposons ici la technique expérimentale que nous avons mise en œuvre. Les approximations qui sont faites pour exploiter les résultats des essais et permettre leur extrapolation au réel sont présentées ensuite. Nous apportons en fin de chapitre les éléments concernant l'estimation de la précision de nos mesures.

III.1 Les techniques d'essais de voiliers en bassin des carènes

De nombreuses techniques ont été mises en œuvre pour tester les voiliers en bassin. Elles vont de la technique en navigation libre (“ free sailing technique ”) dont le principe est d'appliquer au bateau une force sensée reproduire l'effort vélique, à la technique captive, qui consiste à tracter le bateau à une vitesse donnée en bloquant tous ses degrés de liberté pour lui imposer une attitude fixe. Avec la première méthode, on mesure, lorsque qu'elle est stabilisée, l'attitude prise par le bateau. Avec la deuxième, on mesure le torseur des efforts appliqués au bateau.

Dans la pratique les techniques de mesure adoptées sont des variantes de ces deux méthodes extrêmes. Elles sont obtenues, suivant le cas, en bridant ou en relâchant certains degrés de liberté.

La méthode en navigation libre a été introduite par Alan et al. en 1957 [1]. L'avantage recherché est d'obtenir des combinaisons réalistes des paramètres d'attitude et de diminuer ainsi le nombre d'essais nécessaires pour tester une carène. La technique la plus récente est développée au MARIN [24]. La maquette n'est pas tout à fait libre puisque l'angle de dérive est imposé. Le point de traction se déplace horizontalement grâce à des moteurs asservis pour éliminer la composante de moment de lacet. Le temps de stabilisation est de 15 à 20 secondes.

Bien que séduisantes ces méthodes présentent quelques inconvénients. En premier lieu les attitudes obtenues dépendent de suppositions sur la force propulsive appliquée et en

particulier sur le point d'application de cette force. Elles dépendent aussi de l'orientation du safran qui parfois est introduite comme paramètre indépendant. D'autre part, la méthode ne peut pas fournir de données pour des combinaisons de paramètres d'attitudes correspondant à un bateau en manœuvre. Enfin, l'état stable du système, qui parfois n'est pas atteint, met un certain temps à s'établir. D'un point de vue technique ces méthodes obligent à respecter la position verticale du centre de gravité sur la maquette et demandent des dispositifs expérimentaux sophistiqués.

Après dix ans d'expérience de ce type d'essais Murdey au NRC[54] conclut que les méthodes d'essais "semi-captive" sont en définitives plus productives à condition de les associer avec un VPP. Elles permettent de tester plusieurs états d'équilibre pour une carène.

Les méthodes "semi-captive" reviennent à fixer le bateau sur un dynamomètre à l'aide d'un dispositif qui permet de libérer un ou plusieurs degrés de liberté. Ces degrés de liberté correspondent évidemment aux mouvements qui présentent une raideur de sorte qu'un état d'équilibre puisse être atteint en cours de mesure. Il s'agit donc du pilonnement, du tangage et éventuellement du roulis.

A l'E.C.N. C. Talott[74] [75] a mis au point une technique laissant libre ces trois degrés de liberté et appliquant la force de traction à une hauteur proche de celle du point d'application des efforts véliques. Les instabilités se sont avérées trop importantes. Dans la plupart des cas l'état stationnaire ne pouvait pas être atteint sur la longueur du bassin. D'autre part la gîte obtenue dépend d'une supposition sur la hauteur du centre vélique et du centre de gravité. Les résultats ne peuvent pas être étendus à des cas de chargement différents. Cette technique ne pourra donc pas s'inscrire dans une démarche d'optimisation ou de détermination de l'influence de paramètres de réglage. Elle a été abandonnée.

III.2 Les méthodes expérimentales utilisées

III.2.1 La méthode «modèle fixe»

Cinq paramètres influencent le torseur des efforts hydrodynamiques sur une carène en traction rectiligne et uniforme : la vitesse d'avance, l'enfoncement par rapport à la surface libre, et trois angles caractérisant l'attitude du modèle : la gîte, l'assiette et la dérive.

Dans un premier temps nous voulons faire varier ces cinq paramètres indépendamment afin de mesurer l'influence de chacun d'entre eux. Pour chaque essai le modèle est lié rigidement au système de mesure. Avec cette technique on a donc cinq paramètres de réglage et six mesures pour la détermination complète du torseur des efforts sur la carène dans chaque configuration. L'influence de l'enfoncement sur les efforts hydrodynamiques n'est pas linéaire. Elle est, de plus, fortement corrélée avec les autres facteurs notamment l'assiette et la vitesse. Pour nombre d'essais le déplacement effectif du modèle s'avère irréaliste. Il faut de nombreuses valeurs de l'enfoncement si l'on veut obtenir une représentation assez précise. Cela conduit à un nombre élevé d'essais. Nous donnons à la Figure 90 une illustration de la complexité de la relation entre l'enfoncement et les autres facteurs.

Afin de limiter le nombre d'essais nous avons essayé de remplacer l'enfoncement par le déplacement comme cinquième facteur. L'enfoncement reste le paramètre de réglage. Il est ajusté pour obtenir le déplacement souhaité. La mise en œuvre de cette méthode est délicate. La composante verticale des efforts hydrodynamiques sur la maquette diffère grandement selon la valeur des autres facteurs.

Une méthode itérative est mise en œuvre. On réalise pour chaque configuration un premier essai en réglant à l'arrêt l'enfoncement correspondant au déplacement visé. L'effort hydrodynamique est mesuré pendant cet essai. Nous modifions ensuite l'enfoncement initial avec cette mesure, l'objectif étant d'obtenir le déplacement nominal pendant l'essai. Mais l'influence de l'enfoncement n'est pas linéaire et deux essais suffisent rarement à obtenir le déplacement visé.

En outre la balance est insuffisamment précise pour mesurer l'effort statique vertical. Nous montrons en §III.6.3 des fluctuations importantes qui se révéleront liées à la température.

Toutes ces raisons nous ont fait abandonner ce type de méthode.

III.2.2 La méthode "semi-captive" avec pilonnement libre et assiette compensée

C. Talotte au cours de sa thèse [74] a utilisé un dispositif composé d'un dynamomètre à six composantes sur lequel la maquette est fixée par un orienteur. Le pilonnement et l'assiette sont libres. Le point de poussée est abaissé au niveau du pont et le problème est donc de compenser le déficit de moment piqueur pour que l'assiette en essai soit proche de l'assiette en fonctionnement réel. La procédure impose donc une série d'essais préalables en traction droite à assiette fixe et à différente vitesse pour obtenir une courbe de traînée qui permet de calculer une compensation de moment. Ce calcul dépend du modèle vélique pour évaluer l'altitude du centre d'efforts. La compensation est ensuite obtenue en déplaçant longitudinalement une masse sur le pont. Cette méthode « semi-captive » est intéressante lorsqu'il s'agit de comparer rapidement et au moindre coût des carènes entre elles à des points de fonctionnement donnés. Elle ne permet pas de déterminer l'influence de l'assiette sur la performance alors que nous avons montré l'importance de ce paramètre [68].

Le point d'application des efforts correspond au centre de la rotule de l'orienteur. Un système de masses mobiles permet d'appliquer un moment de tangage correctif afin de simuler l'effet des efforts véliques sur l'assiette.

On peut utiliser les formules de P. Van Oossanen [79] pour évaluer l'altitude du centre de poussée vélique :

- pour la grand voile : $CE = A/3 + F_M + MSBH$

où A est la hauteur au point de drisse de la Grand Voile,

F_M est le franc bord au pied de mât,

MSBH est la hauteur de la bôme au-dessus du pied de mât.

- pour le génois : $CE = I/3 + F_M$

où I est la hauteur au point de drisse du génois,

- pour le spinnaker : $CE = SL/2 + F_M + SPBH$

où SL est la hauteur du spinnaker,

SPBH est la hauteur du tangon au-dessus du pied de mât.

Deux associations de voiles sont possibles, la grand voile est grée avec le spinnaker ou avec le génois. Cela donne deux altitudes différentes du centre d'effort vélique. Pour la campagne d'essais préliminaire sur le Sélection (cf. §V.1), par exemple, nous prenons une

valeur intermédiaire de 1m52. Pour réaliser la correction d'assiette, nous déplaçons deux masses $m_1=2.95\text{Kg}$ et $m_2=2.4\text{Kg}$.

Une première série d'essais est effectuée en assiette non compensée, c'est-à-dire en mettant la maquette dans ses lignes à l'arrêt. Elle permet d'évaluer grossièrement la courbe de traction. On déduit à partir des résultats de cette série le déplacement des masses mobiles dans la maquette, afin de simuler un point de traction voisin du centre de poussée vélique. Cette seconde série d'essais est dite en assiette compensée.

En définitive, après avoir réalisé quelques essais avec cette méthode nous avons préféré nous orienter vers des méthodes, qui conformément à notre démarche, permettent de caractériser la carène indépendamment de tout modèle d'effort vélique.

III.2.3 La méthode "semi-captive" avec pilonnement libre et assiette fixe

Seul le degré de liberté de translation verticale est laissé au modèle. L'assiette est fixe, ce qui d'une part permet de caractériser son influence et d'autre part donne des mesures plus stables. Nous avons adopté un point de traction fixe au niveau du centre de gravité de la carène. Les déformations engendrées par les moments de torsion sont évaluées et on en tient compte dans le dépouillement. Il demeure cinq paramètres de réglage. On règle directement le déplacement du modèle et non plus l'enfoncement. Ce qui permet d'obtenir des résultats pour des configurations plus réalistes.

Les masses mobiles de la méthode précédente peuvent être utilisées pour diminuer le moment de tangage pendant l'essai et réduire ainsi les déformations du montage.

III.3 Installation expérimentale

Le bassin des carènes de l'Ecole Centrale, au moment de nos essais, a une longueur de 70 m pour une largeur de 5m et une profondeur de 3.5m. l'utilisation de cet outil a fait l'objet de longues années de recherche et d'optimisation au sein du laboratoire de Mécanique des Fluides, il évolue et s'améliore avec le progrès des techniques de mesure, des moyens technologiques et des connaissances. Bien que performant cet outil est toutefois relativement complexe. Un essai représente un nombre important de mesures de différentes natures (efforts, vitesse, température, distance, angle...) Il faut donc en évaluer avec soin la précision pour chaque mesure et apporter des corrections quand cela est possible.

Les mesures effectuées comprennent :

- 3 efforts.
- 3 moments.
- La position de la carène et notamment l'enfoncement.
- Les 3 angles d'attitude..
- Les températures de l'eau au niveau de la quille et au niveau de la carène qui sont différentes du fait de la stratification de la température du bassin. Pour les deux dernières campagnes, après que nous ayons détecté une influence sur les capteurs, nous effectuons également des relevés de la température de l'air.

III.3.1 Dynamomètre à 6 composantes

Il existe deux modèles de dynamomètres à 6 composantes au bassin d'essais des carènes de l'Ecole Centrale de Nantes. On les distingue en les dénommant "petite" et "grande balance".

La première, plus légère, permet de réaliser des essais en "maquette libre", la deuxième nécessite dans certains cas un système de compensation de la masse de l'orienteur pour les essais en pilonnement libre.

Les dimensions de la "grande balance" rendent nécessaire une correction de fardage, alors qu'elle n'est pas nécessaire pour la "petite balance".

Les déformations de la petite balance sont importantes pour les essais que nous avons effectués, et elles doivent être quantifiées. Pour les mêmes raisons de rigidité les essais en assiette et en pilonnement fixe ne sont pas réalisables avec la petite balance.

Mis à part les dimensions et la structure, les composants des dynamomètres sont les mêmes.

La mesure de la traînée est généralement la plus importante lors des essais en bassin. Les instruments de mesure sont donc conçus pour obtenir la plus grande précision possible sur la traînée. Un seul capteur est placé dans la direction de l'avance, deux sont placés dans la direction de la portance tandis que les trois derniers sont placés verticalement.

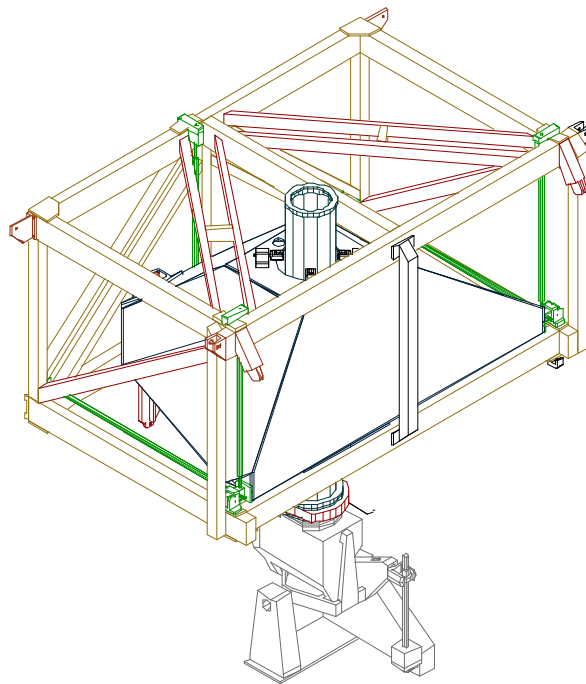


Figure 48 : dynamomètre 6D, "grande balance"

III.3.2 Stimulateur de turbulence

Sur une maquette la position de la zone de transition entre l'écoulement laminaire et l'écoulement turbulent est fortement instable et dépend très sensiblement de paramètres expérimentaux que l'on ne peut pas complètement maîtriser (température, pureté de l'eau, état de surface de la carène). Pour avoir des mesures reproductibles et fiables nous utilisons des bandes de sables comme stimulateur de turbulence afin d'être sûr d'être en présence d'un écoulement pleinement turbulent.

Les grains de sable utilisés ont un diamètre compris entre 0.63 et 0.8 mm.

La bande de sable a une largeur de 15 mm. Elle est placée sur la coque à 200 mm de la perpendiculaire avant qui correspond au début de la zone de transition lorsque la maquette est tractée à une vitesse moyenne.

Il n'a pas été placé de stimulateur de turbulence sur la quille car, conformément aux indications de P. Van Oossanen [79], nous supposons que l'écoulement y est complètement laminaire ($R_n < 5 \cdot 10^5$) pour la presque totalité des vitesses de traction.

Les stimulateurs de turbulences sur les appendices sont connus pour perturber l'écoulement. Les auteurs [74][75][44] indiquent que des décollements engendrés par les stimulateurs conduisent à des mesures erronées sur la portance.

III.4 Procédures expérimentales

III.4.1 Etalonnage et alignement

La procédure d'étalonnage a été décrite par C. Talotte [74]. On effectue l'étalonnage de la balance en la soumettant à des efforts de référence (huit environ) en six points et dans les trois directions à l'aide de masses et de poulies de renvoi. On définit ainsi complètement la matrices d'étalonnage qui donnent le torseur des efforts en fonction des signaux des six capteurs.

Pour aligner la maquette par rapport à l'écoulement, c'est-à-dire pour régler le zéro de la dérive, on applique une procédure expérimentale de détermination de l'axe à portance nulle. Les détails en sont donnés en annexe. Nous sommes conscient que cette procédure présente des inconvénients. Elle est notamment tributaire des défauts géométriques de la maquette.

D'autres techniques sont possibles. Teeters [77] ne cherche pas à annuler la portance. Il utilise une méthode géométrique d'alignement. Il attribue la portance mesurée à dérive nulle au défaut d'alignement entre la quille et la carène. Une correction est faite ensuite à l'aide des résultats d'essais pour aligner mathématiquement la quille. Teeters calcule des défauts d'alignement de l'ordre d'un quart à un demi-degré pour des maquettes de sept mètres.

Les essais préliminaires montrent qu'un jeu d'un dixième de degré peut altérer significativement la mesure d'un effet (Figure 81) et que le défaut de symétrie de la maquette peut entraîner une interprétation erronée de certaines courbes (Figure 84).

La résolution de ces problèmes passe nécessairement par l'amélioration de la précision géométrique. Si l'on conserve la procédure à portance nulle, il faudra améliorer la symétrie de la maquette. Le défaut d'alignement entre la quille et la carène devra être de l'ordre du centième de degré. Sinon il faudra mettre en place un système métrologique d'alignement

de la maquette, avec la même précision, pour mettre en œuvre une technique du type de celle utilisée par Teeters.

La fiabilité de la première solution dépend du sous-traitant qui réalise la maquette et de sa capacité à respecter les tolérances du cahier des charges. L'expérimentateur maîtrisera davantage les incertitudes de la deuxième solution. Mais elle est plus lourde à mettre en œuvre.

III.4.2 Procédure d'Acquisition

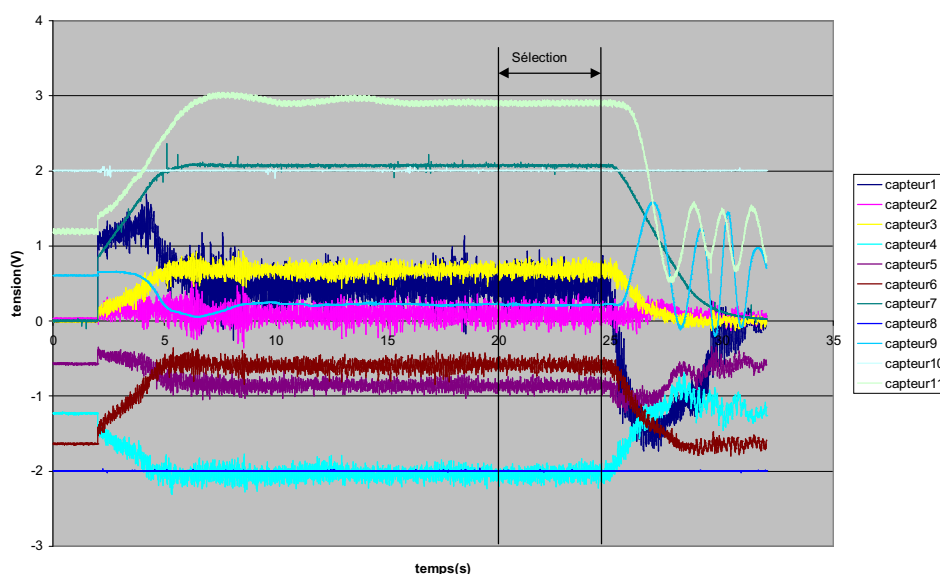


Figure 49 : essai 167, juin 1999

La durée d'acquisition approximative pour un essai est de 10 à 30 secondes. Nous attendons 20 à 25 minutes entre deux essais pour que la surface libre redevienne lisse et plane. Le contrôle est visuel. Teeters [77] a notamment développé un algorithme qui optimise le temps d'attente. Il évoque des intervalles de 7 à 10 minutes, ce qui montre que notre critère visuel est largement suffisant. Nous avons choisi une fréquence d'échantillonnage de 200 Hz. Les moyens informatiques fournissent une facilité de stockage. Dans le souci de ne pas compliquer notre système de mesure, nous préférons donc traiter le signal bruité directement sans le filtrer. En toute rigueur il faudrait appliquer un filtre anti-repliement à 100Hz. Nous ne l'avons pas fait dans la mesure où le traitement se résume la plupart du temps à des moyennes sur la plage sélectionnée.

La procédure d'essai se déroule en deux temps. On réalise d'abord la mesure des zéros sur toutes les voies de mesure. On stocke ces mesures dans les 400 premières lignes du fichier d'acquisition.

On réalise ensuite l'essai proprement dit. Le chariot est asservi suivant une rampe d'accélération linéaire jusqu'à ce qu'il atteigne la vitesse cible, la vitesse est alors maintenue constante pendant 10 à 30 secondes et vient la phase de décélération. Les données brutes des capteurs, qui constituent environ 6000 points, sont stockées dans le fichier d'acquisition.

On contrôle alors visuellement les signaux sur chaque voie, puis on sélectionne la partie stable de la mesure.

III.4.3 Procédure de dépouillement pour les essais hydrodynamiques

Les mesures des efforts dynamiques sont obtenues en multipliant par la matrice d'étalonnage, le vecteur obtenu par la différence des tensions entre la sélection et la moyenne des zéros. Le dépouillement est réalisé entre deux essais et les résultats sont analysés pour détecter d'éventuelles anomalies. Le fichier traité contient les données dynamiques au format ASCII.

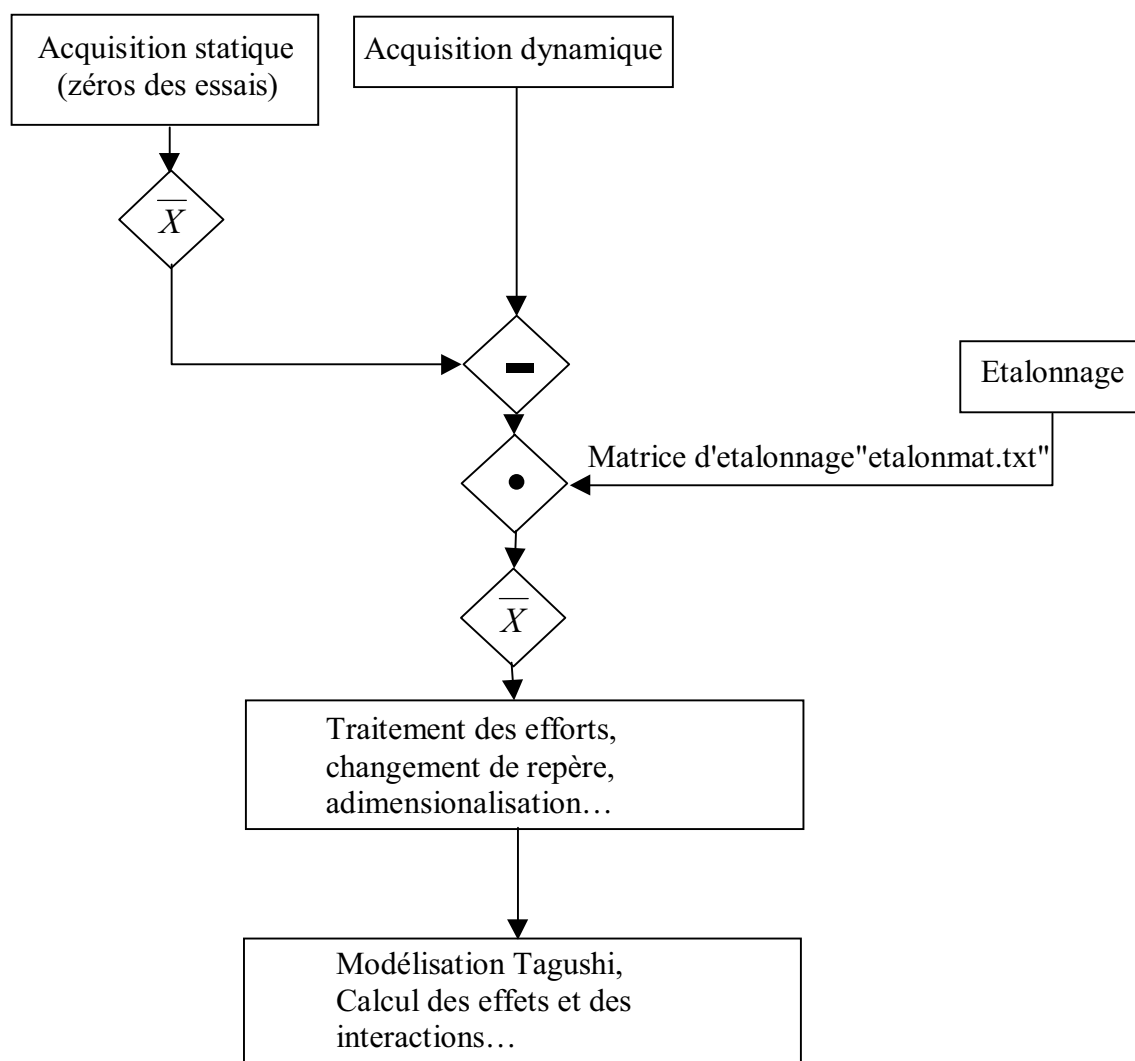


Figure 50 : dépouillement hydrodynamique

III.4.4 Procédure de dépouillement pour les essais hydrostatiques

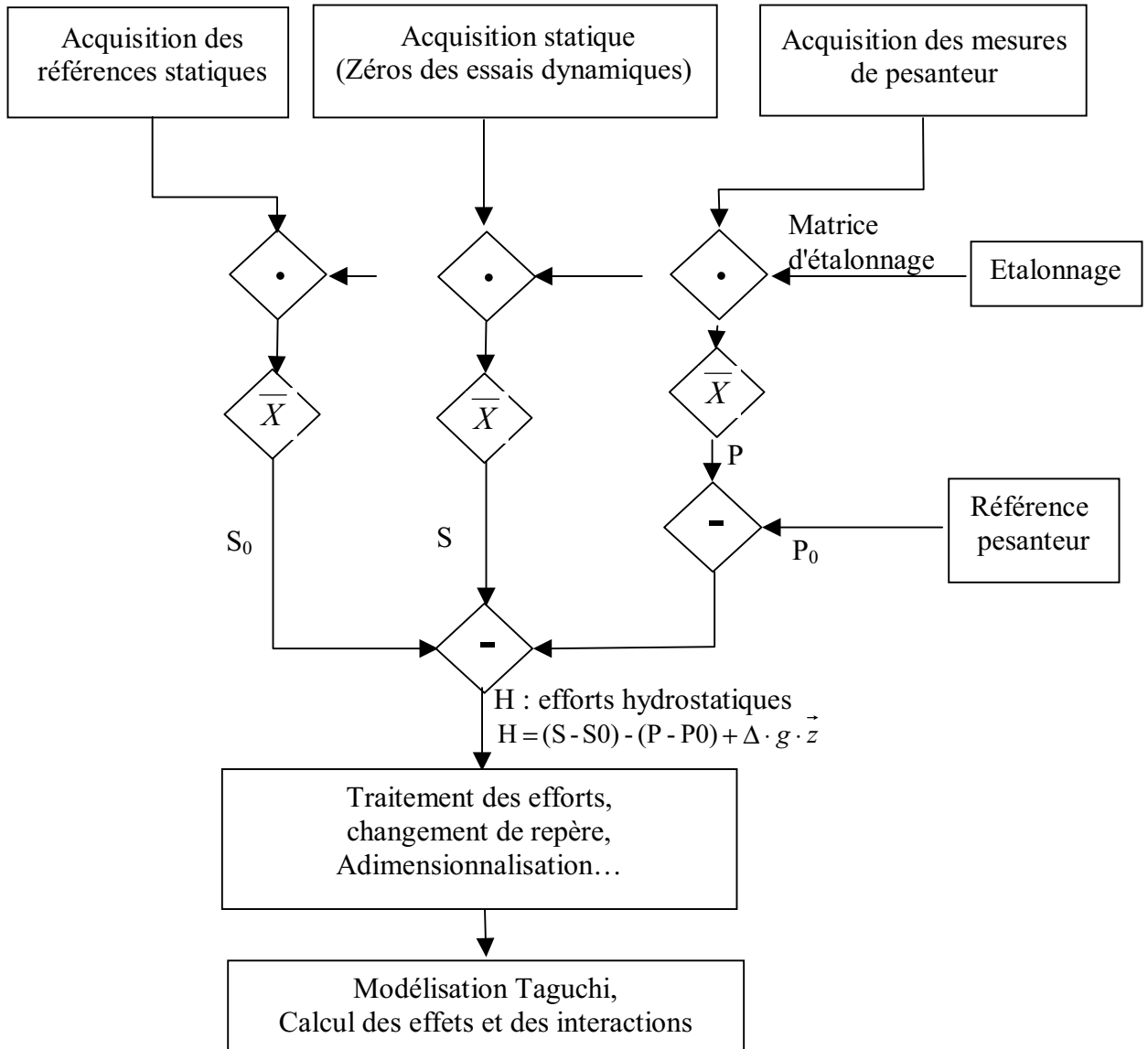


Figure 51 : dépouillement hydrostatique

Nous avons réalisé des essais pour évaluer les efforts hydrostatiques. Il s'agit en quelque sorte d'un exercice de style. L'objectif était moins de mesurer des efforts hydrostatiques qui peuvent être calculés relativement facilement que d'avoir un point de référence pour évaluer la précision de notre système de mesure, et de vérifier la validité de la modélisation Taguchi sur un cas "simple".

La balance permet de mesurer l'ensemble des actions mécaniques qui s'y appliquent. C'est-à-dire :

- Les actions mécaniques de pesanteur
- Les actions mécaniques hydrostatiques
- Les actions mécaniques hydrodynamiques

Plutôt que de refaire une série d'essais hydrostatiques spécifiques, nous réutilisons les « zéros » des essais hydrodynamiques, c'est-à-dire les valeurs mesurées à l'arrêt que nous retranchons des mesures à vitesse constante pour éliminer les actions hydrostatiques et les actions de pesanteur (cf. §III.4.3). La vitesse et la dérive ne constituent pas des facteurs significatifs pour les efforts hydrostatiques qui s'expriment dans le repère intermédiaire (R1). Pour chaque facteur on utilise les niveaux fixés pour les essais hydrodynamiques. Un plan complet pour les facteurs significatifs, la gîte, l'assiette et le déplacement compte 32 essais. Pour mesurer les actions hydrostatiques on est donc conduit à effectuer une série de 32 essais de pesanteur, maquette hors de l'eau. Ainsi nous pouvons connaître les variations de l'effort de pesanteur qui s'exercent sur la balance pour toutes les positions et attitudes du plan hydrodynamique. La série d'essais de pesanteur a été menée à la fin de la campagne de juin 1999.

Une campagne d'essais se déroule typiquement sur une dizaine de jours et nous avons constaté que la répétabilité que notre système de mesure pouvait être sensible à des paramètres comme la température ou encore que le niveau de l'eau dans le bassin pouvait fluctuer légèrement. On réalise tous les quatre essais un essai statique de référence pour éviter d'effectuer des opérations de comparaison sur des essais réalisés dans des conditions trop différentes.

Les essais statiques de référence consistent simplement à replacer la carène en position nominale (gîte, assiette et dérive nulles) et à lancer une acquisition à vitesse nulle.

L'essai de référence de pesantueur est également réalisé en position nominale, on considère alors que l'effort est vertical descendant qu'il passe par G, le centre de gravité nominal, et que son module est égal au déplacement multiplié par la constante de gravité g. Le centre de gravité du dessin d'architecte et O_B sont sur l'axe de la colonne du système de mesure pour la campagne d'essais concernée (campagne de juin 1999).

Pour l'essai de référence statique on considère que le système est alors en équilibre, c'est-à-dire que les actions mécaniques qui s'exercent sur la carène sont nulles.

On a :

$$H = (S - S_0) - (P - P_0) + \Delta \cdot g \cdot \vec{z}$$

Avec

H la mesure hydrostatique

S la mesure statique qui correspond au zéro d'un essai hydrodynamique

S_0 la mesure statique de référence (gîte assiette et dérive nulles)

P la mesure de pesantueur

et P_0 la mesure de pesantueur de référence (gîte assiette et dérive nulles)

Les mesures hydrostatiques confirment l'influence de la température sur la mesure. Elles nous ont conduit à mettre au point une correction spécifique que nous développons par la suite (§III.6.3.2).

Le modèle synergique, avec effets simples et interactions de deuxième ordre permet de retrouver les résultats expérimentaux avec une adéquation de moins de 1% sur l'enfoncement et moins de 0,4% sur les moments.

III.5 Traitement des efforts hydrodynamiques

III.5.1 Efforts sur la carène

Les efforts hydrodynamiques peuvent s'exprimer par l'intégrale des contraintes sur la carène (C).

$$\vec{T} = \int_C \boldsymbol{\sigma} \cdot \vec{n} \cdot ds, \text{ avec } \vec{n} \text{ la normale à la carène au point d'intégration.}$$

$\boldsymbol{\sigma}$ le tenseur des contraintes s'exprime à l'aide de la loi de comportement pour les fluides newtonien : $\boldsymbol{\sigma} = -p \cdot \mathbf{I} + 2 \cdot \mu \cdot \mathbf{D}$

On y distingue la contrainte normale p (la pression), et la contrainte tangentielle $\tau = 2 \cdot \mu \cdot \mathbf{D}$:

$$\vec{T} = \int_C p \cdot \vec{n} \cdot ds + \int_C \tau \cdot \vec{t} \cdot ds$$

III.5.1.1 Hypothèse de Froude

L'hypothèse de Froude consiste à décomposer les efforts de traînée en une résistance de frottement superficiel (R_{f0}) et une résistance dite résiduaire (R_r) constituée essentiellement de la résistance de vague (R_w).

La résistance résiduaire est supposée ne dépendre que de la géométrie et du nombre de Froude :

$$R_r = f(F_n)$$

La résistance de frottement est supposée ne dépendre que de la géométrie et du nombre de Reynolds :

$$R_{f0} = f(R_n)$$

Froude considère que, pour une vitesse donnée, la résistance de frottement sur une carène est la même que sur une plaque plane ayant la même qualité de surface, la même longueur à la flottaison, donc le même nombre de Reynolds, et la même surface mouillée. La résistance résiduaire de la plaque plane est négligée.

Pour une carène, connaissant la résistance totale, on peut donc déterminer la résistance résiduaire en lui retranchant la résistance totale de la plaque plane correspondante.

Lorsque l'on change d'échelle, les nombres adimensionnels sont modifiés indépendamment. On peut reproduire à échelle réduite un écoulement en conservant le

même nombre de Froude, mais si l'on ne modifie pas les caractéristiques du fluide ou l'accélération de la gravité, le nombre de Reynolds sera nécessairement différent. C'est le choix que l'on fait pour les essais en bassin. Selon l'hypothèse de Froude, le modèle et le réel ont alors la même résistance résiduaire adimensionnée, leur résistance de frottement diffère mais elles peuvent être évaluées indépendamment à l'aide d'essais de référence sur des plaques planes.

III.5.1.2 Adimensionnalisation des efforts et de la vitesse.

Nous adimensionnons de façon classique les efforts et la vitesse à l'aide

- d'une longueur caractéristique de l'écoulement,
- d'une surface caractéristique de l'écoulement.

La longueur à la flottaison et la surface mouillée nominales sont prises respectivement comme longueur et surface caractéristique. Elles correspondent à la carène placée en position nominale. Ce choix est discutable, il serait intéressant d'évaluer les variations de la surface mouillée effective en fonction de la position et de la vitesse du bateau. Pour le voilier, dont les formes sont particulièrement élancées et évasées, ces grandeurs varient de façon significative. Suivant son attitude et sa position la carène "vue" par l'écoulement peut être très différente. Il est donc délicat et souvent arbitraire de choisir une caractéristique géométrique fixe pour un voilier. Nous reviendrons sur ce point lors de la détermination du facteur de forme k en §III.5.3.2.

III.5.2 Décomposition de la résistance à la marche.

Tanigushi [76] propose différentes façons de décomposer la traînée sur une carène que la Figure 52 synthétise. Dans cette présentation l'hypothèse de Froude figure sur la première ligne. C'est une approximation qui peut être complétée par d'autres notions qu'il est parfois difficile de prendre en compte dans une démarche expérimentale. La présentation la plus utilisée est celle préconisée par l'ITTC (1957)

$$R_T = R_f \cdot (1 + k) + R_w.$$

Où k est appelé facteur de forme.

Où R_f est calculé par une formulation empirique proposée par l'ITTC.

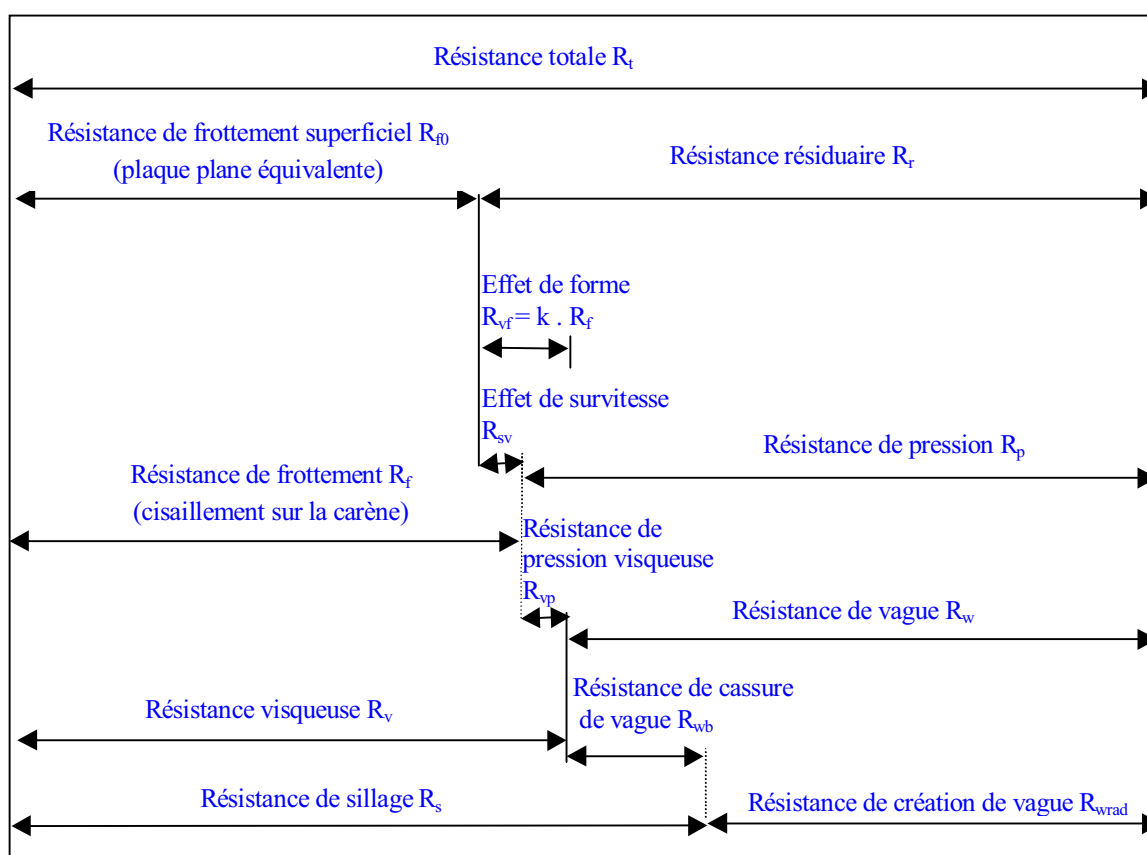


Figure 52 : décomposition de la Résistance à la marche selon Tanigushi

L'étude des voiliers diffère en bien des points de celle des navires à moteur dont on évalue généralement la résistance à l'avancement sans gîte ni dérive. Elle a nécessité des formulations spécifiques de la résistance à la marche. Les paragraphes suivants donnent un bref aperçu de l'évolution des modèles au cours des dernières années.

- Décomposition de la résistance à la marche de P. Van Oossanen [79]

$$R_T = R_{R\phi} + R_F + R_i + R_{\text{fardage}}$$

$R_{R\phi}$: résistance résiduaire à la gîte ϕ

$$R_{R\phi} = \frac{R_R}{\cos^2(\phi)}$$

R_R : résistance résiduaire en traction droite (gîte nulle)

R_F : résistance de friction

R_i : résistance induite

R_{fardage} : résistance aérodynamique des œuvres mortes (coques, grément).

- Décomposition de la résistance à la marche de J. Gerritsma [24]

$$R_T = R_R + R_F + R_{\phi} + R_i$$

R_{ϕ} : résistance résiduaire à la gîte ϕ

R_R : résistance résiduaire en traction droite (gîte et dérive nulle)

R_i : résistance induite

R_F : résistance de friction

La résistance de friction est calculée sur la base de la formule ITTC57 en prenant :

- 70% de la longueur à la flottaison. $L = 0.7 \cdot L_{wl}$ pour la carène,
- La corde moyenne du profil, pour la quille et le safran.

Gerritsma ne mesure pas de facteur de forme significatif [24][23][22].

III.5.2.1 Résistance de frottement superficiel

pour un écoulement laminaire ($R_n < 5 \cdot 10^5$) on utilise la formule de Blasius (1908)

$$C_F = \frac{1.327}{\sqrt{R_N}}$$

pour un écoulement transitoire et turbulent ($R_n > 5 \cdot 10^5$), beaucoup d'auteurs utilisent la formule suivante * [24][3][79]:

$$C_F = C_{\text{fitc57}} - \frac{1800}{R_N}$$

Le phénomène de transition est très instable et par conséquent très peu répétable on pourra noter sur la Figure 53 la divergence qui existe dans ce domaine entre les modélisations pour un écoulement pleinement turbulent on utilise la formule de l'ITTC57

$$C_{\text{fitc57}} = \frac{0.075}{(\text{Log}R_N - 2)^2}$$

* BELVAL A. "Résistance à la marche". Cours. Ecole Centrale de Nantes. 1995.

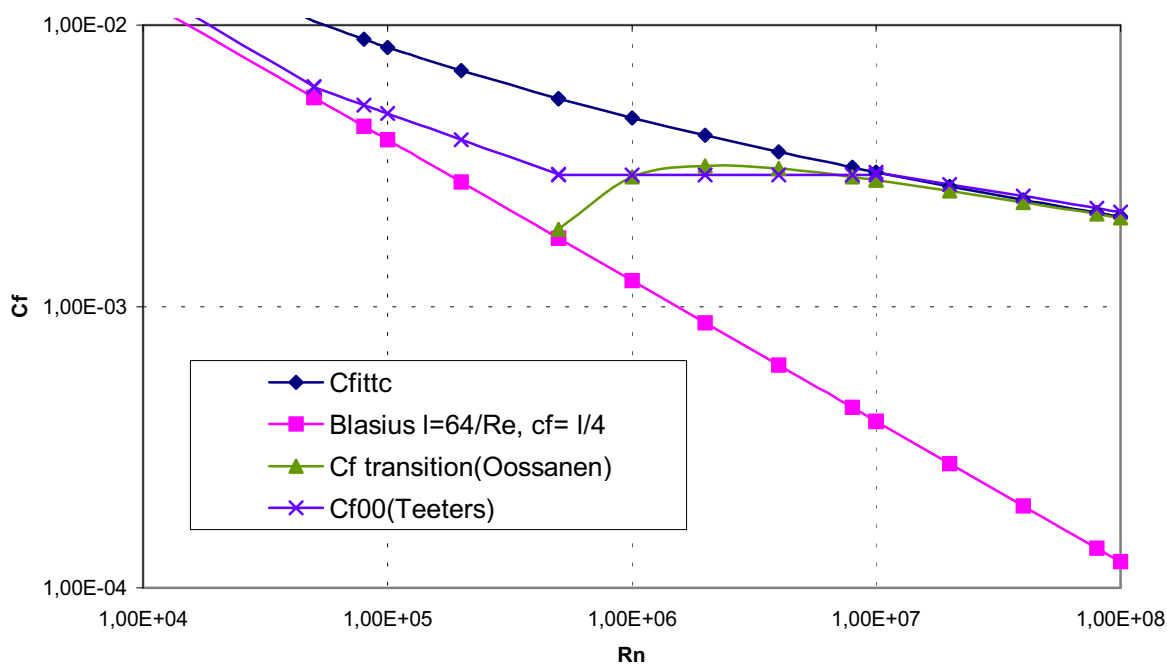


Figure 53 : modèles pour le coefficient de frottement

III.5.2.2 Facteur de forme

L'hypothèse de Froude contient des approximations. Une carène n'est pas une plaque plane et l'effort de friction qui s'exerce sur une carène n'est pas tout à fait le même que celui qui s'exerce sur une plaque plane. La précision des essais en bassin exige que l'on apporte une correction, pour obtenir des résultats suffisamment fiables, lorsque l'on passe du modèle au réel. Cette correction est apportée à l'aide du facteur de forme, noté k .

$$C_T = (1 + k) \cdot C_f + C_w$$

Cette technique a été mise au point pour des navires à déplacement. S'il est permis de parler d'une carène dans le cas d'un navire à moteur, on devrait parler des carènes d'un voilier. La géométrie "vue" par l'écoulement diffère significativement selon l'attitude du bateau et cela d'autant plus que la carène est large et peu profonde.

La détermination du facteur de forme pour les voiliers est assez délicate. Elle est très sensible à la technique employée. Elle est aussi relativement controversée. En s'appuyant sur les travaux de Larsson [43] P. Van Oossanen évoque des mesures de coefficients de forme négatifs [80]. Ce qui signifierait que l'effort de frottement sur la carène est inférieur à l'effort de frottement sur une plaque plane de surface équivalente. Notons que la formule utilisée pour déterminer le coefficient de frottement n'est plus une formule empirique sur des plaques planes. Fixée lors de l'International Towing Tank Conference de 1957

(«ITTC57»), c'est une formule de corrélation sur des essais de carènes. Il n'est par conséquent pas si choquant de trouver un facteur de forme négatif.

Pour beaucoup d'auteurs [44][23], ces "aberrations" sont imputables au choix de la longueur à la flottaison comme longueur de référence pour le nombre de Reynolds. Pour une plaque plane rectangulaire la longueur du bord d'attaque au bord de fuite vue par l'écoulement est égale quelle que soit la profondeur. Il n'en va pas de même pour une carène de voilier munie d'appendices. A titre d'exemple, la corde moyenne de la quille du class8 est 15 fois plus petite que la longueur à la flottaison.

P. Van Oossanen [79][80] et Gerritsma [24][23][22] donnent une formulation de la résistance de frottement sans introduire de facteur de forme.

P. Van Oossanen propose de ne prendre que 80% de la longueur à la flottaison, tandis que Gerritsma propose 70%.

$$R_n = \frac{V_b \cdot 0.8 \cdot L_{wl}}{\nu}$$

Cette approximation se justifie en considérant que l'écoulement autour d'une carène et de ses appendices est complexe. Contrairement à une plaque plane pour laquelle on peut considérer que le nombre de Reynolds peut s'exprimer localement à l'aide de la distance au bord d'attaque. En prenant la longueur à la flottaison comme longueur de référence on surestime le nombre de Reynolds, notamment sur les appendices.

Toutefois on ne peut faire cette approximation que dans la mesure où l'on traite le coefficient de friction globalement sur la carène et ses appendices. Elle ne se justifie plus à priori lorsqu'on utilise une méthode par tranche ou qu'on les traite séparément en distinguant :

le nombre de Reynolds sur la carène :

$$R_n = \frac{V_b \cdot L_{swl}}{\nu}$$

le nombre de Reynolds sur la quille :

$$R_n = \frac{V_b \cdot \bar{c}_k}{\nu}$$

le nombre de Reynolds sur le safran :

$$R_n = \frac{V_b \cdot \bar{c}_r}{\nu}$$

Les auteurs ne sont pas toujours très clairs à ce sujet. Certains mélangent les genres en appliquant un coefficient pour le calcul du nombre de Reynolds et en distinguant les nombres de Reynolds sur la coque et sur les appendices.

Si utiliser un coefficient de 70% sur la longueur à la flottaison pour calculer le nombre de Reynolds est une approximation satisfaisante pour des yachts classiques, munis d'une quille longue et d'un safran attaché, Teeters montre que ce n'est plus le cas pour des voiliers modernes. Nos mesures attestent qu'un tel coefficient ne permet pas de faire l'économie du facteur de forme de façon satisfaisante (Figure 62). Teeters a réalisé une des études les plus abouties sur les essais de voiliers en bassin [77]. L'influence de la gîte sur le facteur de forme a notamment été étudiée. Il a montré que la prise en compte des modifications de la surface mouillée et de la longueur à la flottaison en fonction de l'attitude et de la vitesse d'avance du navire permet d'aboutir à une modélisation étonnamment consistante lorsqu'elle est associée à une méthode des tranches. Il propose l'application de la méthode des tranches associée à une modélisation du coefficient de frottement très complète pour les différents régimes d'écoulement (Figure 53).

Les trois aspects qui caractérisent cette technique sont les suivants :

- Mesurer la surface mouillée et la longueur à la flottaison dynamique, à l'aide de clichés pris de plusieurs points de vue sous la surface libre pendant la campagne d'essais.
- Appliquer une méthode des tranches pour calculer le coefficient de frottement sur la carène.
- Evaluer les effets de survitesse sur les appendices au moyen des formules de Hoener (§III.5.3)

La méthode des tranches n'est pas sans poser quelques problèmes. Elle ne se justifie que si les lignes de courant suivent approximativement la direction de découpe. Dans le cas d'un voilier plat et large doit-on trancher la carène dans le sens de la hauteur ou de la largeur?

III.5.2.3 Résistance de pression visqueuse

On fait souvent l'amalgame entre la résistance résiduaire, la résistance de vague, la résistance de pression. La Figure 52 permet d'en faire la distinction.

La Résistance de pression visqueuse est la somme des contraintes d'origine visqueuses normales à la carène. Sa contribution est prise en compte dans le facteur de forme k .

III.5.2.4 Effet de survitesse

Autour d'un obstacle la vitesse d'un écoulement est accélérée. En prenant pour vitesse de référence de l'écoulement la vitesse d'avance du corps on sous-estime la vitesse, et donc le nombre de Reynolds sur la carène et sur les appendices.

Ce phénomène est nommé effet de survitesse et il est également compris dans le facteur de forme. Les formules empiriques de Hoener [32] évaluent l'effet de survitesse pour les appendices, elles sont données en §III.5.3. Teeters [77] donnent une modélisation plus complexe associée à la nature de l'écoulement, transitionnel, turbulent ou laminaire, dont on donne une représentation Figure 54.

Sur la Figure 54 sont représentés les modèles pour une plaque plane (suffixe 00) et sur une aile de ratio $\frac{\text{épaisseur}}{\text{corde}}$ de 20% (suffixe 20). Le modèle de Teeters [77] pour un écoulement transitionnel a un comportement assez inattendu. Autour d'un nombre de Reynolds de 10^5 environ, le coefficient de frottement transitionnel dépasse le modèle turbulent. Nous constatons un phénomène analogue en tendance lors de nos expériences à basse vitesse sur une carène munie d'appendices.

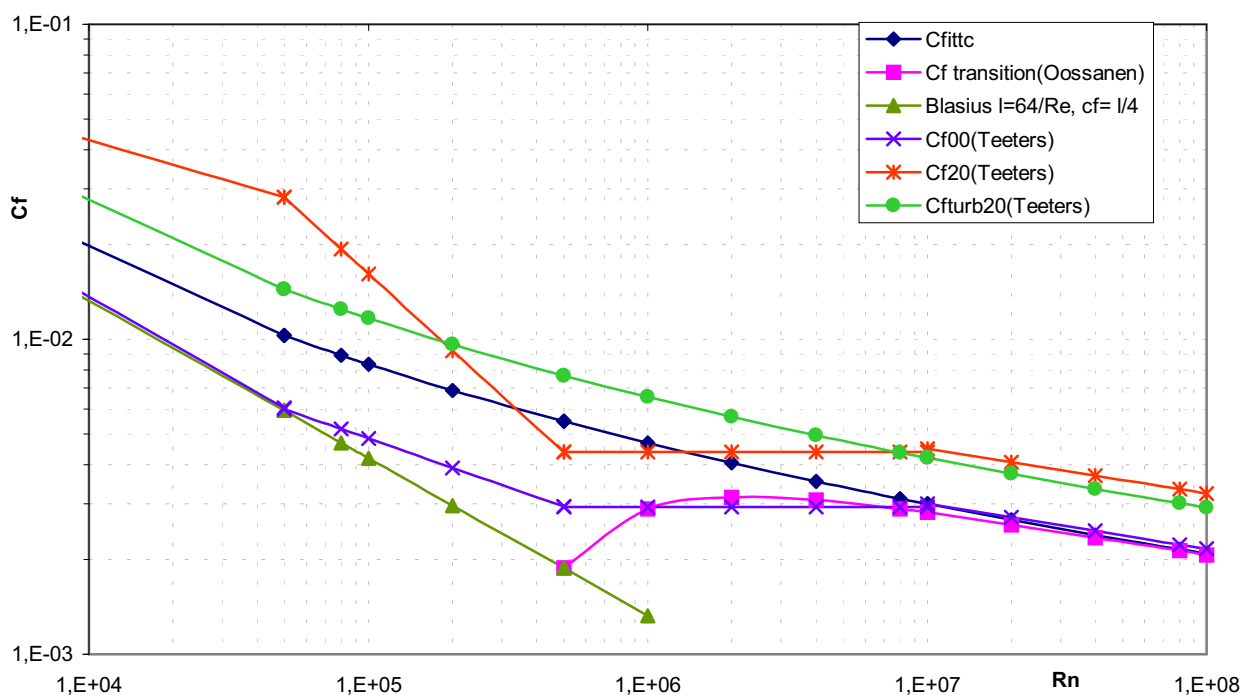


Figure 54 : modèles pour le coefficient de frottement avec prise en compte de l'effet de survitesse

III.5.2.5 Effets de bords ou effets de blocage

La présence du fond et des parois dans un bassin des carènes modifie l'écoulement. Il est couramment admis de négliger cet effet lorsque la section d'aire maximale ne dépasse pas 1% de celle du bassin. Cette condition est largement remplie dans notre cas, puisque nous avons un rapport de section de 0,3%.

Pour évaluer cet effet on peut réaliser des calculs avec un code numérique comme REVA, qui offre la possibilité d'effectuer des calculs en milieu infini et en canal. Cela nécessite toutefois une connaissance fine du code et une mise en œuvre soignée pour atteindre le degré de précision requis. Nos tentatives pour discerner les différences induites par le confinement pour de faibles rapports des surfaces des sections transverses sont à notre avis peu fiables.

III.5.2.6 Résistance de la bande de sable

Le stimulateur de turbulence engendre naturellement une résistance parasite. Une technique existe pour évaluer la résistance de bande de sable. Elle consiste à effectuer plusieurs séries d'essais pour les largeurs de bandes de sable différentes. La résistance de référence est alors calculée en extrapolant les résultats pour une bande de sable de largeur nulle. Les auteurs [77] préconisent qu'en toute rigueur il faut appliquer cette méthode pour chaque bateau. Aucune loi générale ne peut être utilisée.

Dans la pratique la résistance de bande de sable est souvent négligée. On considère que le surcroît de résistance engendré est compensé par le défaut de résistance sur la partie de la carène en amont du stimulateur pour laquelle l'écoulement est encore laminaire.

III.5.2.7 Fardage

L'utilisation de la grande balance a nécessité la prise en compte du fardage, on a vérifié qu'il pouvait être négligé avec la petite balance. La mesure a été réalisée sur deux campagnes d'essais.

La première, en novembre 1998, a permis d'évaluer le fardage de la carène et de la balance. Plusieurs essais sont réalisés pour des vitesses différentes. La carène est soulevée quelques centimètres au-dessus de la surface libre.

Cette mesure implique quelques approximations. D'un côté l'élévation réduit la surface de la partie sensible de la balance offerte au fardage. De l'autre, la surface de la maquette émergée est plus grande. On suppose que les deux effets se compensent. Pendant les essais l'interaction entre la carène et la surface libre est visible. Outre la traînée, nous mesurons

des efforts verticaux, latéraux et des moments importants. Nous ne savons pas qu'elle signification leur accorder. Qu'elle est l'importance exacte de l'écoulement de l'air entre la carène et la surface libre?

La seconde, en Juin 1999, a été réalisée pour la balance seule. La colonne est réglée à une altitude moyenne correspondant aux essais hydrodynamiques nominaux.

Nous n'avons tenu compte du fardage que pour la mesure de traînée. Le fardage représente jusqu'à 2% de la traînée.

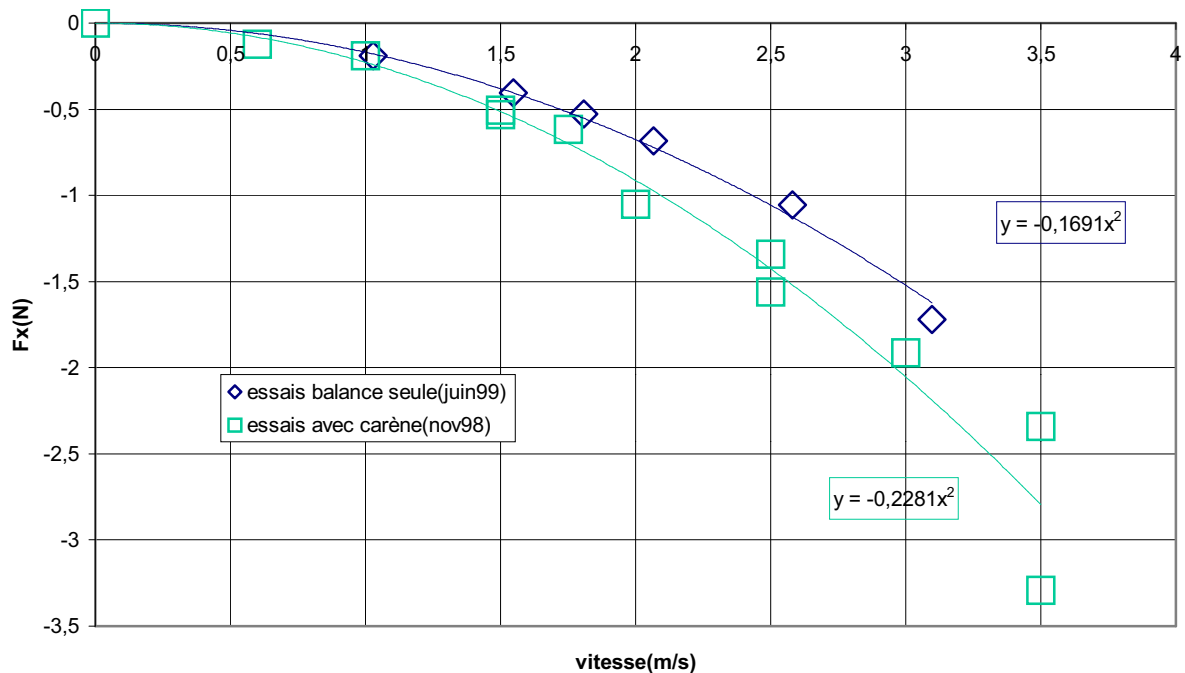


Figure 55 : mesure du fardage

III.5.2.8 Résistance induite

La résistance induite est un effet provoqué par le sillage tourbillonnaire des corps et profils portants. C'est un effet que l'on peut mettre en évidence en fluide parfait.

Le coefficient de résistance induite pour une aile vaut [31]:

$$C_{xi} = (1 + k^0) \cdot \frac{C_z^2}{\pi \cdot \lambda}, \text{ avec } \lambda = 2 \cdot \frac{T_k^2}{S_{lk}} \cdot \cos^2 \phi,$$

où T_k représente l'envergure de l'aile, ou du voile de quille,

et où S_{lk} représente la surface latérale projetée.

k^0 est un facteur de correction qui varie suivant la forme de l'aile.

Forme de l'aile[31]	Elliptique	triangulaire	rectangulaire
k^0	0	0.01	0.012

Si on fait l'hypothèse que la quille et le safran sont les principaux responsables de la traînée induite on obtient :

$$R_i = (1 + k^0) \cdot \frac{F_y^2}{\pi \cdot \lambda \cdot \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot V_b^2 \cdot S_{lk}}$$

Cette formulation utilisée par Gerritsma [24][23][22] permet d'évaluer la résistance induite à partir de la mesure de la force latérale F_y .

III.5.3 Détermination du facteur de forme pour le First Class8

III.5.3.1 Les modèles empiriques

Il existe dans la littérature de nombreux modèles empiriques du facteur de forme. Leur utilisation est aujourd'hui contestée. Nous donnons ici quelques exemples qui fournissent des éléments de comparaison.

– *Modèle de Holtrop [33]*

Ce modèle est utilisé par P. Van Oossanen ([79]). Il est connu pour donner de bons résultats avec des voiliers classiques de type 12 m JI., mais son application à des voiliers modernes est contestée par L. Larsson [44].

Pour la carène :

$$K_c = -0.07 + \left(\frac{T_c}{L_{wl}} \right)^{0.2228} \cdot \left(\frac{B_{wl}}{L_{run}} \right)^{0.9250} \cdot (0.95 - C_p)^{-0.5215} \cdot (1 - C_p + 0.0225 \cdot L_{cb})^{0.6906}$$

avec $L_{run} = L_{wl} \cdot \left(1 - C_p + \frac{0.06 \cdot C_p \cdot L_{cb}}{4 \cdot C_p - 1} \right)$

Pour la quille (formule de Hoener) [32]:

$$K_k = K_1 = 1.2 \cdot \left(\frac{\bar{e}_k}{\bar{c}_k} \right) + 70 \cdot \left(\frac{\bar{e}_k}{\bar{c}_k} \right)^4$$

Pour le safran (formule de Hoener):

$$K_r = K_2 = 2 \cdot \left(\frac{\bar{e}_r}{\bar{c}_r} \right) + 60 \cdot \left(\frac{\bar{e}_r}{\bar{c}_r} \right)^4$$

En appliquant ces formules aux caractéristiques du class8 on trouve :

$$K_c = 0.21, K_k = 0.18, K_r = 0.28$$

Teeters donne une adaptation de ces formules pour les appendices de voilier modernes (IACC) :

$$K_k = (\cos^2(\Lambda_k)) * K_1 + (1 - \cos^2(\Lambda_k)) * K_2$$

Λ_k représente l'angle de flèche du profil portant

– *Modèle de Prohaska* * [3]

$$K_c = 0.11 + 0.128 \cdot \frac{B_{wl}}{T} - 0.0157 \cdot \left(\frac{B_{wl}}{T}\right)^2 - 3.10 \cdot \left(C_B \frac{B_{wl}}{T}\right) + 28.8 \cdot \left(C_B \frac{B_{wl}}{T}\right)^2$$

En appliquant ces formules aux caractéristiques du class8 on trouve :

$$K_c = 0.37$$

– *Modèle de Granville par extrapolateur de Schoenherr* * [3]

$$K_c = 18.7 \cdot \left(C_B \frac{B_{wl}}{T}\right)^2$$

En appliquant ces formules aux caractéristiques du class8 on trouve :

$$K_c = 0.27$$

On constate une grande dispersion pour les facteurs de forme donnés par les différents modèles empiriques. On peut citer plusieurs raisons pour expliquer cet état de fait :

Ces formules anciennes ont été établies, par régression, pour des carènes qui diffèrent en bien des points par rapport à la carène du class8. Les carènes anciennes ont notamment un déplacement et un creux plus important pour une même longueur. La carène du Class8 se trouve en dehors du domaine de validité de la plupart de ces formules. Larsson [43] mesure pour Antiope une carène à déplacement lourd, un facteur de forme de 0.07 alors que la formule de Holtrop ([33][79][80]) donne 0.23. Ce qui montre que même pour des carènes à déplacement la dispersion est encore importante.

III.5.3.2 Détermination expérimentale par la méthode de Prohaska

En 1966, lors de la onzième ITTC*, Prohaska propose une méthode de détermination du coefficient de forme qui depuis lors fait référence.

Les hypothèses de cette méthode sont :

* BELVAL A. "Résistance à la marche". Cours. Ecole Centrale de Nantes.1995.

* BELVAL A. "Résistance à la marche". Cours. Ecole Centrale de Nantes.1995.

* International Towing Tank conference

- (i) L'écoulement est pleinement turbulent sur la carène. Dès lors la formule de l'ITTC57 s'applique pour déterminer le coefficient de frottement.
- (ii) La résistance de vague aux faibles vitesses s'exprime sous la forme

$$C_w = a \cdot F_n^n$$

- (iii) Le rapport entre la résistance visqueuse et la résistance de frottement superficiel ne dépend pas du nombre de Froude.

Aux faibles vitesses, les auteurs ([74][75][77]) constatent que pour des voiliers de la classe America's cup (ACC) la résistance de vague évolue proportionnellement à F_N^4 , d'où

$$C_T = (1 + k) \cdot C_f + a \cdot F_n^4$$

$$\Rightarrow (1 + k) = \lim_{F_N \rightarrow 0} \left(\frac{C_T}{C_f} \right)$$

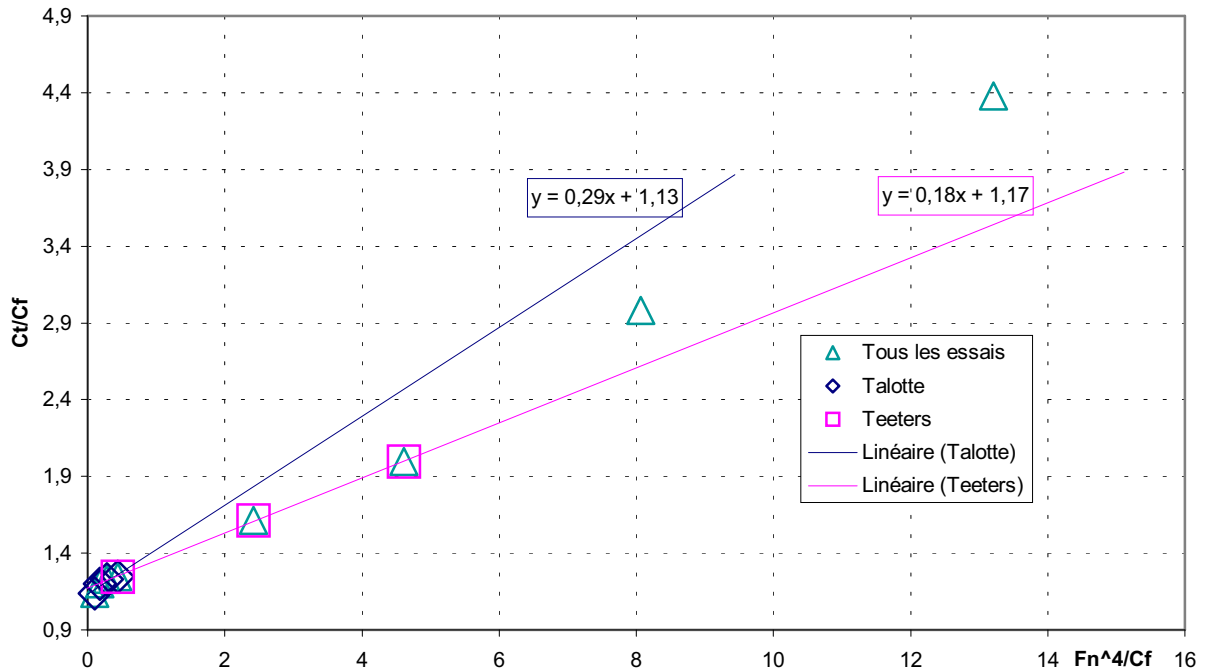


Figure 56 : méthode de Prohaska, choix des bornes

La méthode s'applique pour des nombres de Froude compris entre 0.1 et 0.25 pour C. Talotte [74] et entre 0.42 et 4.2 pour Teeters [77]. Les auteurs précisent que ces limites ne sont qu'indicatives. Le choix se fait arbitrairement en fonction de l'observation des mesures. En dessous de cette délimitation l'écoulement peut redevenir laminaire sur des zones de la carène. Au-dessus la résistance de vague est sous-estimée par $C_w = a \cdot F_n^n$. La Figure 56 montre que pour la carène seule les bornes indiquées par C. Talotte conduisent à prendre en compte dans la régression des points pour lesquels l'écoulement n'est plus

complètement turbulent. Ces points se situent alors systématiquement en dessous de la droite de régression (Figure 57). Les bornes de J. Teeters donnent des résultats plus consistants.

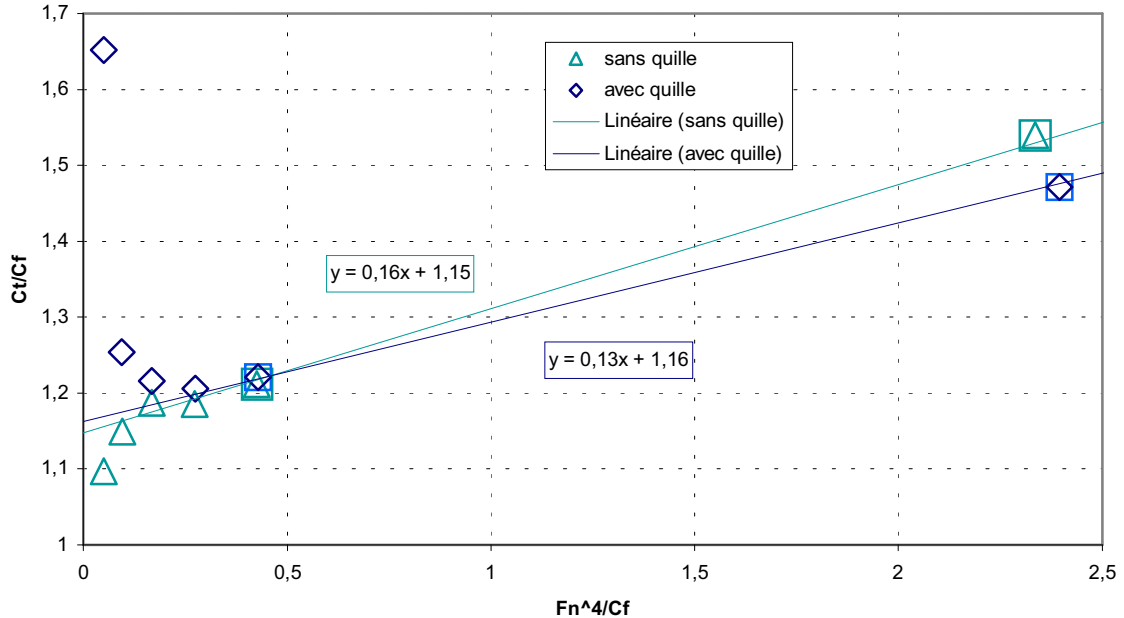


Figure 57 : méthode de Prohaska, influence de la structure de l'écoulement

Pour les essais avec la carène munie de sa quille on ne peut pas non plus descendre en dessous de la borne inférieure définie par J. Teeters, car la traînée est systématiquement au-dessus de la droite de régression (Figure 57). L'explication de ce phénomène est probablement liée à une structure transitionnelle complexe de l'écoulement à la jointure de la carène et de la quille. La Figure 54 montre une modélisation du coefficient de frottement transitionnel pour une aile qui corrobore cette observation. Aux nombres de Reynolds correspondants, le coefficient de frottement pour l'écoulement transitionnel prend une valeur supérieure à celle du modèle turbulent. Malheureusement l'application de ce modèle ne donne pas de résultat satisfaisant dans notre cas (Figure 58). Sans doute est-il trop ambitieux de modéliser un phénomène aussi complexe par des formules empiriques. La Figure 57 montre cependant que l'évolution des résultats aux basses vitesses est régulière et n'a rien d'aléatoire.

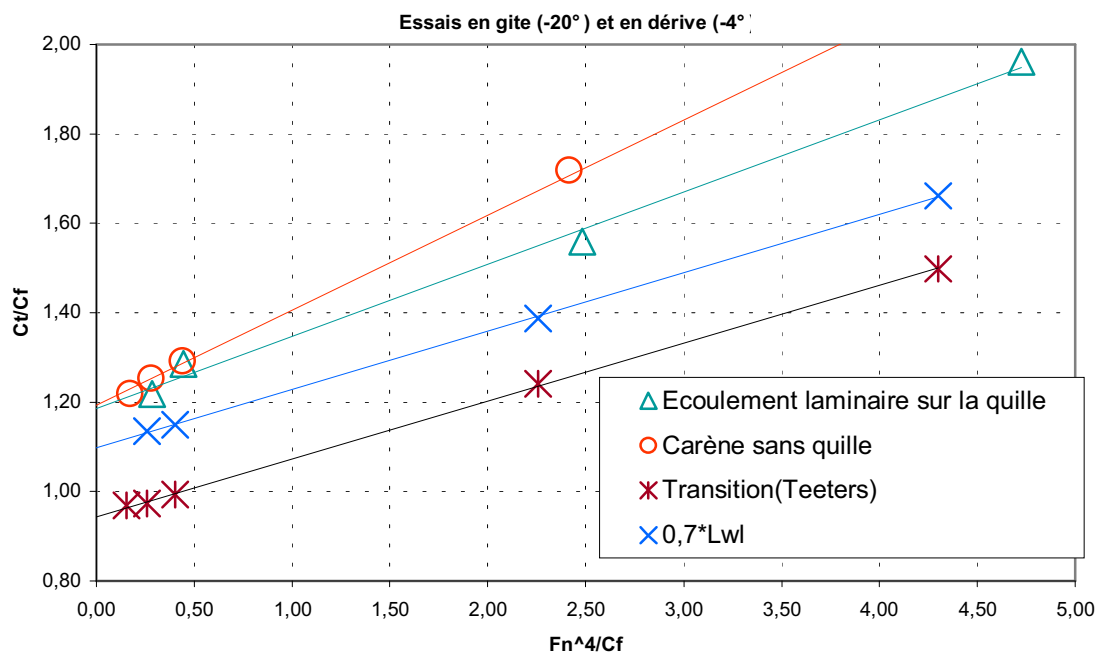


Figure 58 : nature de l'écoulement sur la quille

Pour des raisons exposées en §III.3.2, aucun stimulateur de turbulence n'a été placé sur la quille. Le nombre de Reynolds pour la quille étant compris entre 10^5 et $5 \cdot 10^5$, nous supposons conformément au modèle utilisé par P. Van Oossanen (Figure 53) que l'écoulement y est laminaire et appliquons la formule de Blasius. Le modèle transitionnel pour ces nombres de Reynolds ne donne pas de résultats consistants. L'hypothèse laminaire permet de retrouver le facteur de forme de la carène sans la quille (Figure 58). C'est donc cette dernière qui est retenue.

Les essais sont réalisés avec un déplacement nominal, c'est-à-dire 91,4 Kg pour la carène seule et 94 Kg pour la maquette munie de sa quille.

$\phi(^{\circ})$	0	-20
$L_{WL}(m)$	2,625	2,575
$S_k(m^2)$	0,302	0,302
$S_c(m^2)$	1,471	1,347

Tableau 8 : longueur à la flottaison et surface mouillée statiques

Nous utilisons la surface mouillée et la longueur à la flottaison statiques calculées par le module hydrostatique du logiciel REVA [16]. Nous faisons cela dans l'espoir de diminuer les variations du facteur de forme en fonction de la gîte. Cette prise en compte se révèle

vaine puisque la Figure 61 montre qu'elle ne permet pas de retrouver le facteur de forme en traction droite.

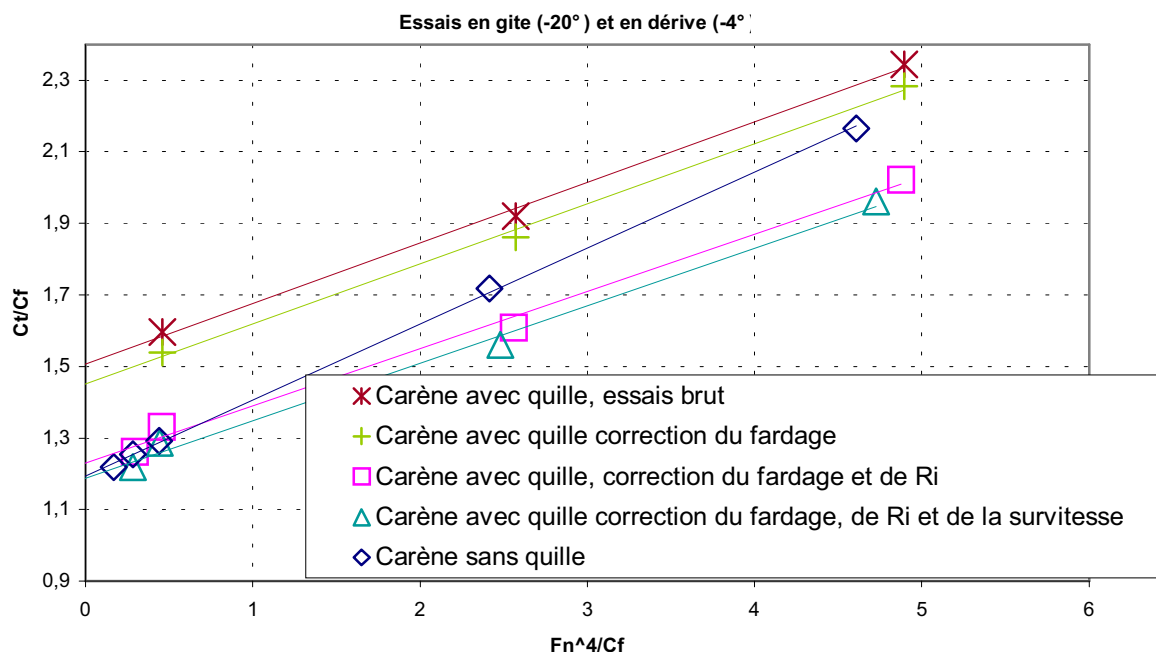


Figure 59 : méthode de Prohaska, les corrections

La Figure 59 illustre les différentes corrections qui sont apportées aux mesures.

- Une correction de fardage est apportée pour les essais réalisés avec la grande balance (campagne de novembre 1998, juin 1999 et octobre 1999). La mesure du fardage est présentée en §III.5.2.7.
- Une correction de la résistance induite est apportée à l'aide des formules pour une aile elliptique en utilisant la mesure de portance. La méthode est donnée en §III.5.2.3.
- Une correction pour l'effet de survitesse sur les appendices est donnée à partir des formules adaptées par Teeters et données en §III.5.3.

L'application de ces corrections permet d'aboutir à la même conclusion que J. Teeters : les appendices n'influencent pas le facteur de forme de la carène. Cette observation constitue un bon indice de la validité des éléments de la méthode employée, c'est-à-dire le calcul de la résistance induite, le calcul de l'effet de survitesse et l'hypothèse d'écoulement laminaire sur la quille.

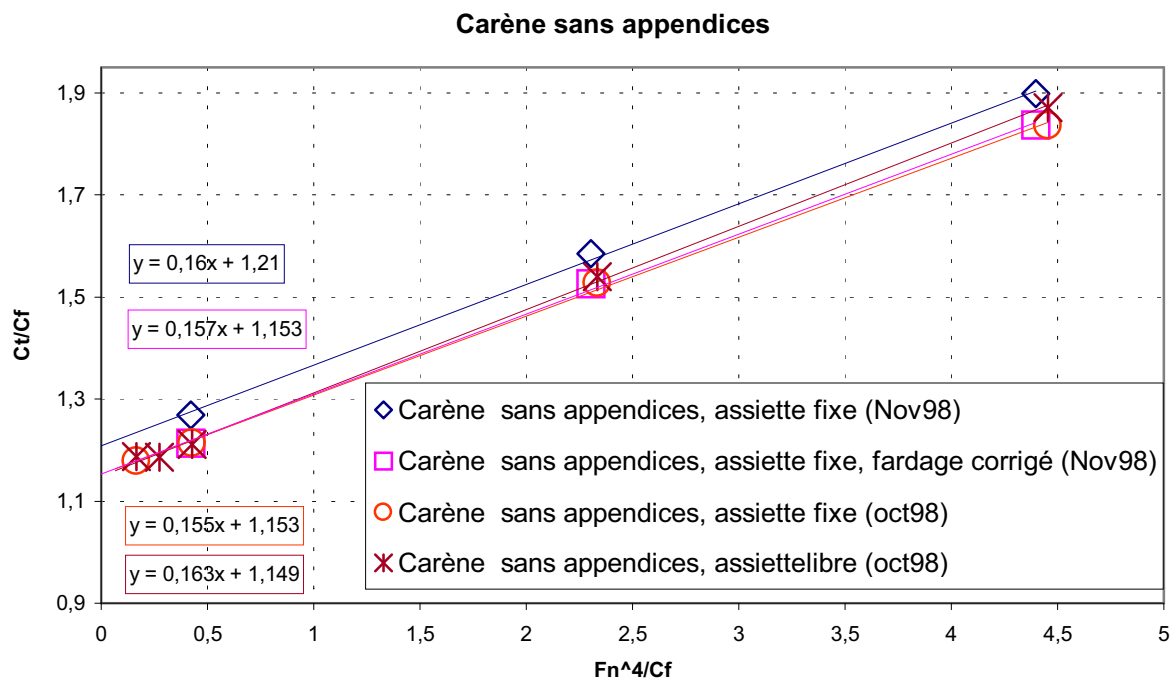


Figure 60 : facteur de forme, influence de l'assiette et du fardage

Teeters n'a étudié que l'influence de la gîte sur le facteur de forme. La Figure 61 montre que la dérive a une influence tout aussi significative. Il ne nous est pas possible de conclure quant à l'influence de l'assiette. Des essais ont été effectués en assiette libre et en assiette fixe, mais les valeurs du paramètre sont trop proches dans les deux cas pour les valeurs du nombre de Froude significatives vis-à-vis du facteur de forme. La Figure 60 donne toutefois une illustration du degré de reproductibilité des mesures. Rappelons que les campagnes d'octobre et de novembre 1998 ont été réalisées avec des dynamomètres différents.

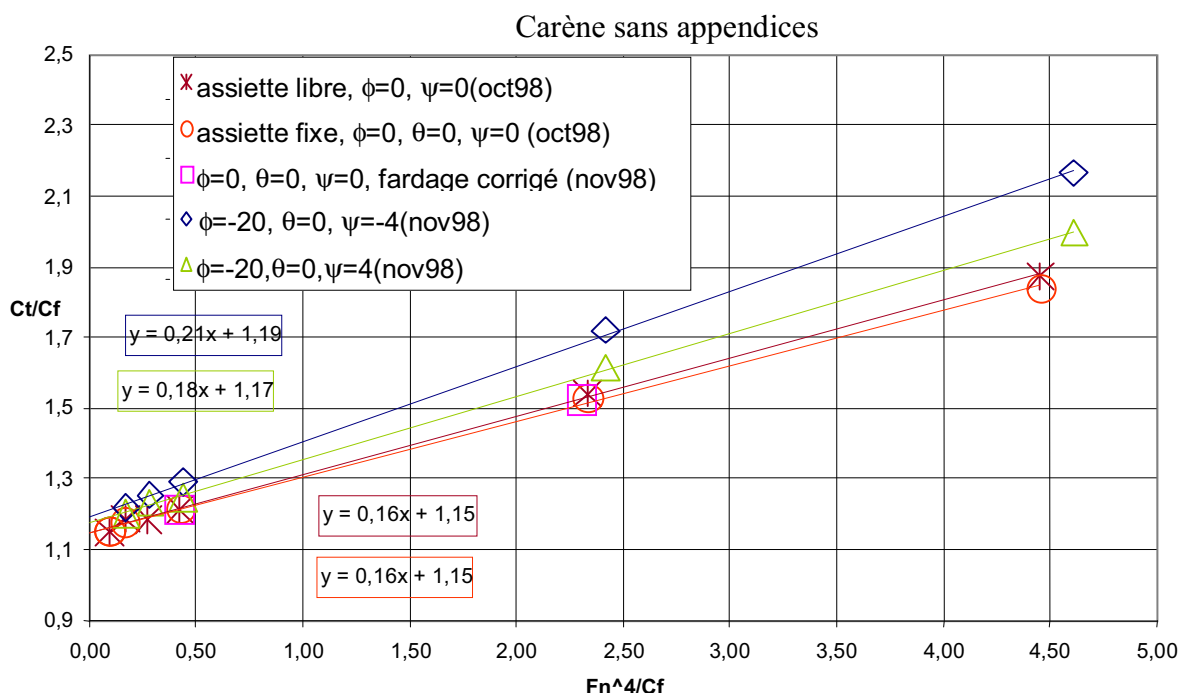


Figure 61 : détermination du facteur de forme, influence de la gîte et de la dérive

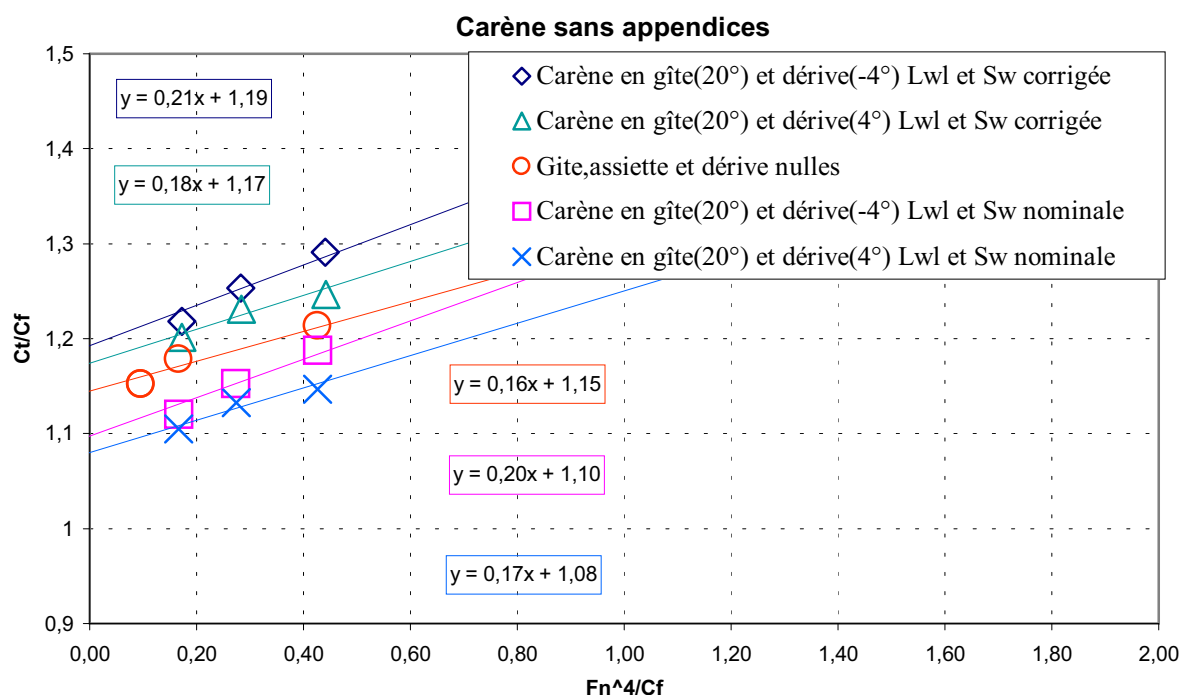


Figure 62 : prise en compte des variations de L_{wl} et de S_w en fonction de la gîte

La Figure 62 montre que la prise en compte des variations de la surface mouillée et de la longueur à la flottaison ne permet pas de modéliser l'influence de la gîte sur le coefficient de frottement de façon satisfaisante. Certes une partie du phénomène est représentée. Lorsque la carène gîte, sa surface mouillée diminue, par conséquent la résistance de

frottement diminue aussi. Mais résistance et surface ne diminuent pas dans les mêmes proportions.

Lorsque la carène gîte, une dissymétrie apparaît et engendre une portance à dérive nulle. L'influence de la dérive sur le facteur de forme est également mise en lumière par la Figure 62.

ϕ	β	k
0	0	0.15
-20	-4	0.10
-20	4	0.08

Tableau 9 : récapitulatif des valeurs du facteur de forme k

III.5.3.3 Modélisation du facteur de forme

La prise en compte des variations de la surface mouillée n'étant pas suffisante, il est nécessaire d'introduire un modèle de variation du facteur de forme en fonction de la gîte et de la dérive. Un modèle pour la surface mouillée et un autre pour le facteur de forme serait surabondants. Nous proposons, par souci de simplification, de ne pas tenir compte directement des fluctuations de la surface mouillée. Nous prenons désormais comme surface de référence la surface mouillée qui correspond à la surface mouillée de la carène en position nominale.

Teeters propose de représenter l'influence de la gîte sur le facteur de formes par une droite de régression [77].

$$\delta k_1(\phi) = k_{|\phi|} \cdot |\phi|$$

Par analogie avec la résistance induite nous proposons de représenter l'influence de la dérive par une parabole. Il ne s'agit là que d'une analogie. Confondre l'influence de la dérive sur le facteur de forme avec la résistance induite serait une erreur.

$$\delta k_2(\beta) = k_{\beta^2} \cdot (\beta - \beta_0(\phi))^2$$

$\beta_0(\phi)$ représente l'angle pour lequel la traînée est minimale. Par hypothèse il correspond à l'angle de portance nulle. Il est nul pour une gîte nulle et il est déterminé grâce aux courbes de portance en fonction de la dérive pour une gîte de -20° (Figure 63). Ce terme provient de la dissymétrie de la carène qui apparaît avec la gîte. Sa valeur évolue légèrement avec la vitesse, de plus ou moins 1 degré environ. Ces variations sont négligées.

Supposons que l'évolution en fonction de la gîte soit proportionnelle :

$$\beta_0(\phi) = \beta_{0|\phi|} \cdot |\phi|$$

L'introduction de cette modélisation engendre l'apparition d'un terme en ϕ^2 . Le terme mesuré expérimentalement étant faible devant $k_{|\phi|}$, il n'y a pas véritablement de contradiction avec l'hypothèse de Teeters citée plus haut.

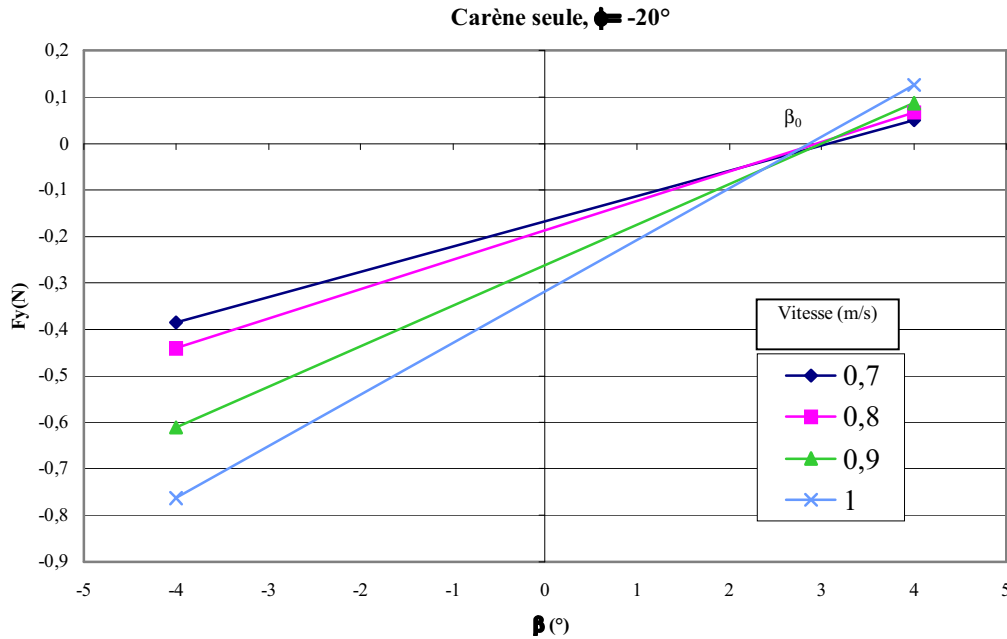


Figure 63 : détermination de l'angle de portance nulle β_0 pour la carène en gîte

L'influence de la gîte et de la dérive sur le facteur de forme est alors représentée par :

$$k = k_0 + \delta k(\phi, \beta)$$

$$\text{avec } \delta k(\phi, \beta) = k_{|\phi|} \cdot |\phi| + k_{\phi^2} \cdot \phi^2 + k_{\beta^2} \cdot \beta^2 + k_{\beta\phi} \cdot \beta \cdot \phi$$

Les coefficients du modèle sont calculés par identification avec les résultats expérimentaux. Ils sont représentés dans le Tableau 10

k_0	$k_{ \phi }$ (rad ⁻¹)	k_{ϕ^2} (rad ⁻²)	k_{β^2} (rad ⁻²)	$k_{\beta\phi}$ (rad ⁻²)
0.15	-0.19	0.02	1.3	0.35

Tableau 10 : facteur de forme, les coefficients du modèle

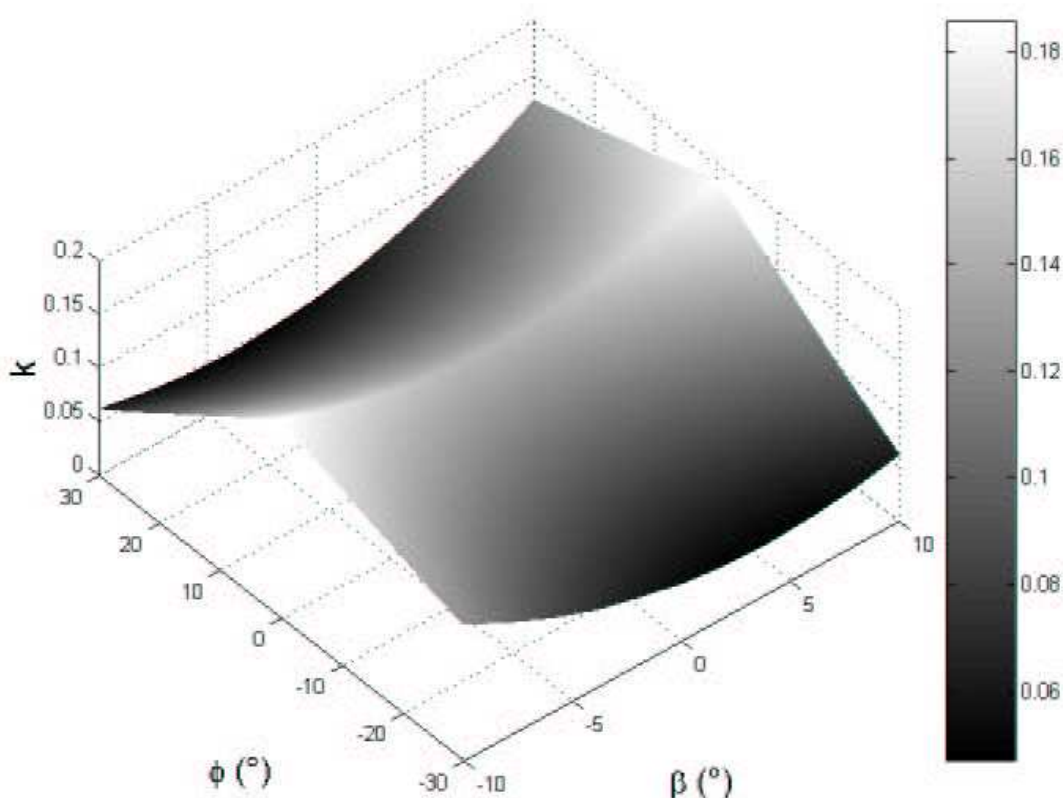


Figure 64 : modélisation de l'influence de la gîte et de la dérive sur le facteur de forme

Notre modèle ne tient pas compte de l'influence de la vitesse sur la résistance de frottement. La méthode préconisée par Teeters [77] nécessite la mise au point d'un matériel photographique étanche et d'un traitement des données assez lourd. Elle est pleinement justifiée lorsque l'on est dans une optique d'optimisation au stade de la conception, lorsque l'on chasse le dixième de % entre différents modèles testés.

Notre objectif n'est pas ici, nous préférons conserver ce coefficient d'approximation qui suffit au stade de notre étude. Rappelons que le facteur de forme n'a d'intérêt que lorsque l'on change d'échelle, c'est-à-dire lorsque l'on passe du modèle au réel. Sa fonction est de préciser la proportion de résistance due aux effets visqueux et la proportion due aux effets de vague. Tout effet pris en compte dans le facteur de forme serait par défaut pris en compte par le modèle global des efforts hydrodynamiques. Il faut par ailleurs garder à l'esprit l'importance relative du facteur de forme. L'erreur d'extrapolation en ne tenant pas compte du facteur de forme est au maximum de 3% dans notre cas.

D'autre part, la troisième des hypothèses de Prohaska reste la plus controversée. Il n'est pas établi que les variations de la surface mouillée suffisent à modéliser l'influence du nombre

de Froude sur la résistance de frottement. La réponse à cette question souvent posée ne peut venir que du calcul numérique tridimensionnel en fluide réel.

III.6 Éléments sur la précision des mesures

III.6.1 Erreur systématique - erreur aléatoire

Avec la théorie des plans d'expériences nous faisons l'hypothèse que la mesure est une somme d'une part déterministe et d'une part aléatoire. La part déterministe dépend des facteurs contrôlés et la part aléatoire est associée à l'erreur de mesure. P. Schimmerling et al. donne :

$$Y_i = Y_{prev,i} + \varepsilon_i$$

Y_i , réponse mesurée pour la combinaison i du plan d'expériences

$Y_{prev,i}$, partie déterministe de la réponse donnée par le modèle

ε_i , partie aléatoire de la réponse

Ce raccourci est un peu brutal car il existe une part déterministe de l'erreur de mesure. Les efforts, par exemple, engendrent des déformations de notre système de mesure. Ces déformations sont des fonctions déterministes des facteurs contrôlés, elles font partie cependant de l'erreur de mesure.

M. Neuilly[58] donne une modélisation plus complète de l'erreur de mesure. La mesure y_i est exprimée par $y_i = y_0 + \varepsilon + \delta_i$

où ε représente l'erreur systématique,

et δ_i représente l'erreur aléatoire.

La part aléatoire de l'erreur est couramment modélisée avec la loi de distribution de Laplace-Gauss. Elle comprend une partie des erreurs de réglage et des influences parasites liées à des paramètres mal maîtrisés ou négligés.

La méthode des plans d'expériences permet d'évaluer la part aléatoire de l'erreur de mesure en faisant l'hypothèse qu'elle se confond avec les interactions d'ordre élevé.

D'un côté cette évaluation surestime l'erreur de mesure car elle inclut des interactions d'ordre élevé qui peuvent faire partie de la réalité du phénomène mesuré.

D'un autre côté, elle sous-estime l'erreur de mesure, car elle n'en comprend pas la part déterministe.

Nous parlons dans nos résultats (§V.2.2) "d'erreur de modélisation" puisqu'elle exprime la différence entre la réponse du modèle et la mesure. On peut vérifier qu'elle s'apparente à la part aléatoire de l'erreur de mesure en observant que sa distribution respecte bien la loi de Laplace-Gauss.

La densité de probabilité de la loi normale $N(m,\sigma)$ de moyenne m et dont l'écart type est σ est de la forme:

$$f(x) = \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}} \exp\left[-\frac{(x-m)^2}{2\sigma^2}\right]$$

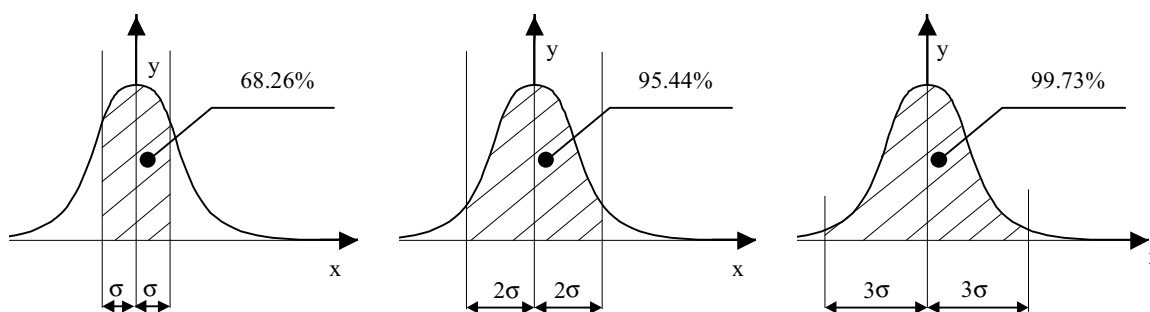


Figure 65 : écart type et intervalle de confiance

Pour une population statistique normale il existe un lien direct entre l'intervalle de confiance et l'écart type. Plus de 68% de la population est comprise entre $(m-\sigma)$ et $(m+\sigma)$. Au niveau expérimental il est souvent fait référence à l'intervalle compris entre $(m-2\sigma)$ et $(m+2\sigma)$ qui contient plus de 95% de la population [58]. Au niveau industriel, pour définir la capabilité des procédés, l'intervalle de référence est de 6 fois l'écart type. Cet intervalle comprend 99.73% d'une population normale.

L'erreur de modélisation n'est que très peu affectée par les corrections que nous apportons en déformation et en température. L'erreur due aux déformations est une fonction déterministe des paramètres de réglage, elle n'entre pas dans la part aléatoire et elle est directement répercutée sur le modèle.

III.6.2 Prise en compte des déformations

La méthode des plans d'expériences suppose que l'on affecte aux facteurs un nombre restreint de niveaux de valeurs. On doit donc négliger les variations des facteurs autour des niveaux fixés ou choisis.

Nous avons constaté que la variation des facteurs autour des niveaux fixés était significative, surtout pour les paramètres d'attitudes car les déformations du montage expérimental ne sont pas négligeables. Nous avons donc décidé de mettre en œuvre une technique simple pour tenir compte de ces écarts.

- Dans un premier temps nous évaluons le premier modèle R^1 comme s'il n'y avait pas de déformations.
- Par ailleurs nous calculons la déformation du montage pour chaque essai. Nous utilisons pour cela la matrice de raideur du montage. La méthode utilisée pour déterminer la matrice de raideur est précisée en annexe.
- Nous calculons ensuite à l'aide du premier modèle et de la déformation, la position réelle de la surface de réponse pour chaque essai. Nous obtenons ainsi de nouveaux résultats pour chaque essai.
- Enfin nous calculons les coefficients d'un second modèle Taguchi à l'aide des nouveaux résultats d'essais qui tiennent compte de la déformation du montage.

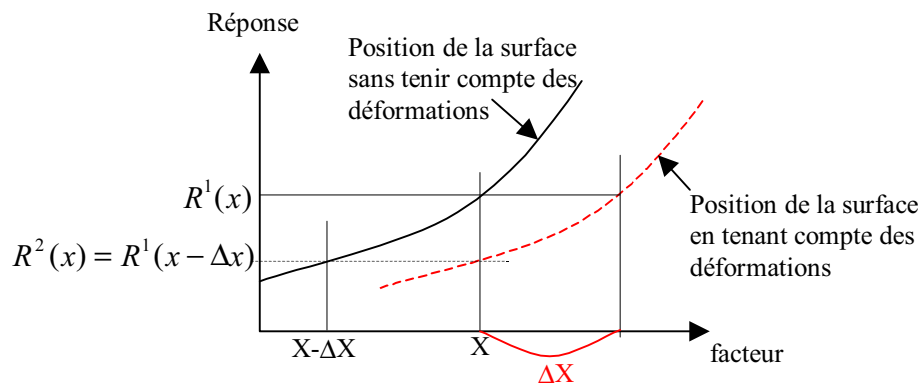


Figure 66 : prise en compte de la déformation

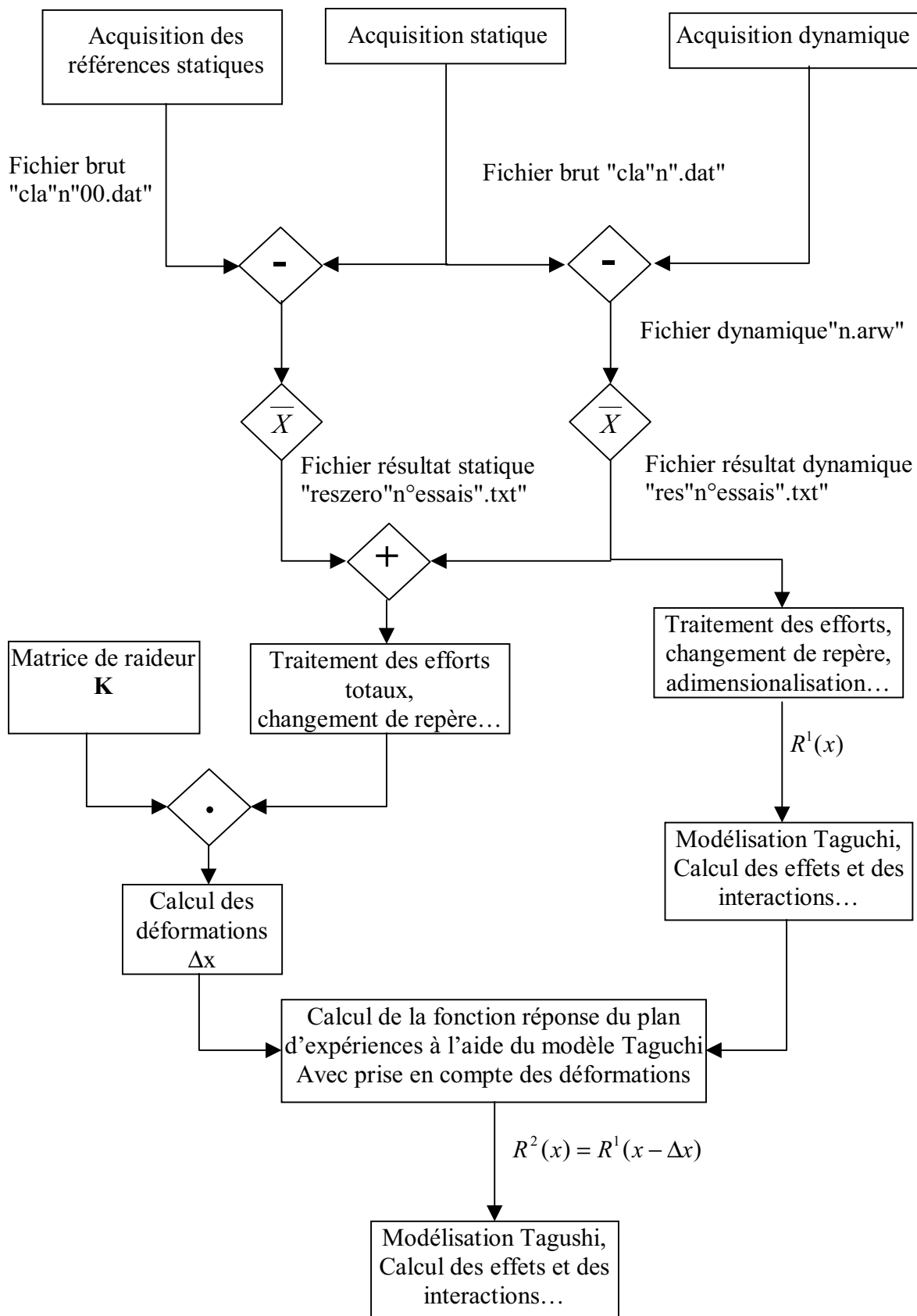


Figure 67 : correction des déformations

III.6.3 Prise en compte de la température

III.6.3.1 Effets sur la viscosité

La viscosité de l'eau du bassin dépend de la température. En utilisant la formule empirique suivante on peut estimer que les écarts dus à la température sur la force de frottement entre les campagnes d'essais de juin et d'octobre 1999 sont de l'ordre de 0.7 à 0.9%. Les écarts pour une même campagne d'essais sont de l'ordre de 0.2%..

$$\nu = (1.235 + ((T - 12) * ((0.000585 * (T - 12)) - 0.03361))) * 10^{-6};$$

où T représente la température de l'eau.

III.6.3.2 Influence sur les capteurs

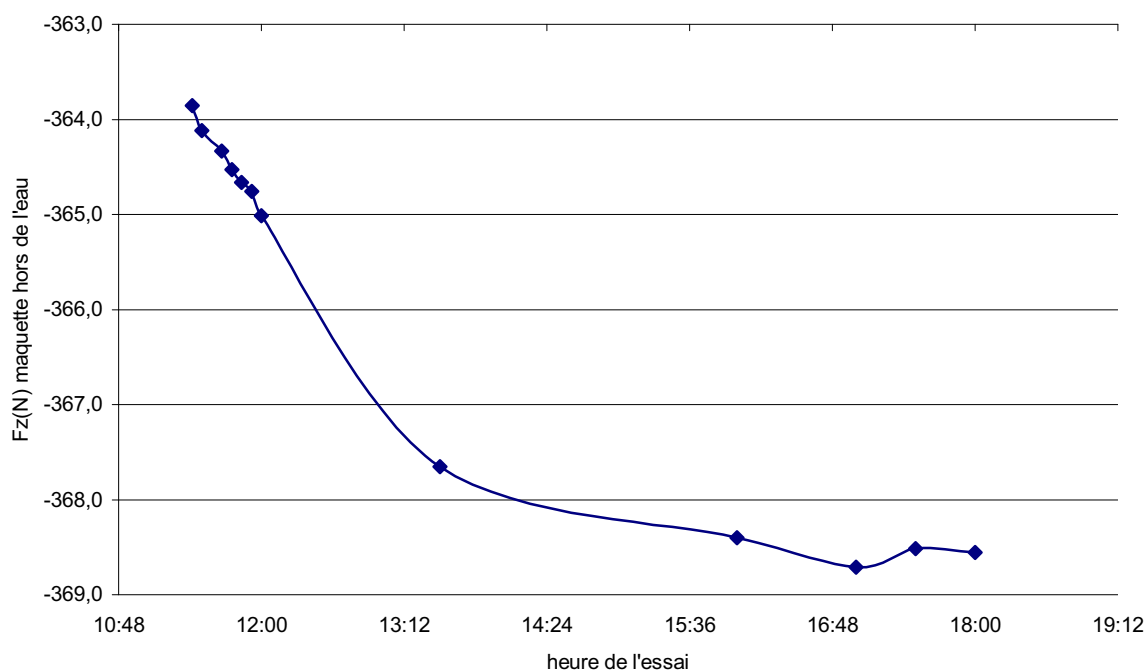


Figure 68 : dérive des mesures statiques (Novembre1998)

La courbe d'évolution de l'effort statique vertical au cours d'une journée lors de la campagne d'essais de novembre 1998 a une allure plutôt régulière et harmonieuse (Figure 68). En la comparant avec les relevés de température typiques du bassin on constate qu'il y a une corrélation avec la température de l'air ambiant. Nous décidons alors de relever la température pendant les essais. Les mesures statiques de la campagne de juin 1999 confirment la dérive de la mesure de l'effort statique vertical avec la température (Figure 69). Tous les points sont sur la courbe de régression en supposant la précision de 0.5°C sur

la température et de 1.5N sur la force statique verticale. Le même comportement est observé, au cours de la même campagne d'essais, lors des mesures de pesanteur (Figure 70).

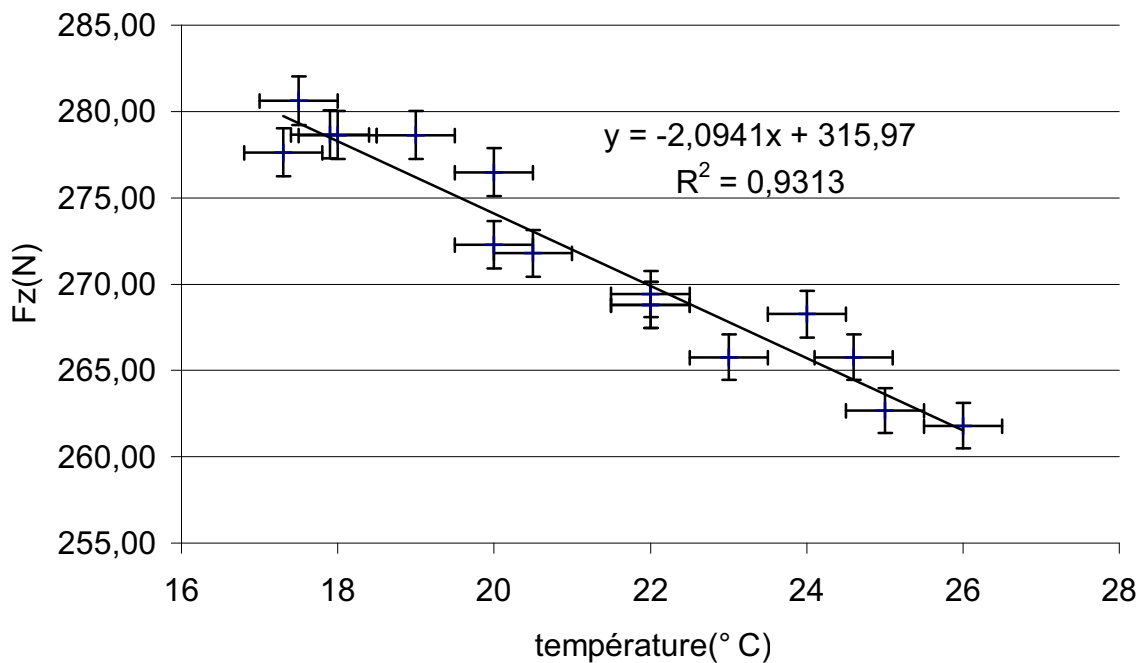


Figure 69 : corrélation entre la mesure de l'effort statique vertical et la température (juin99)

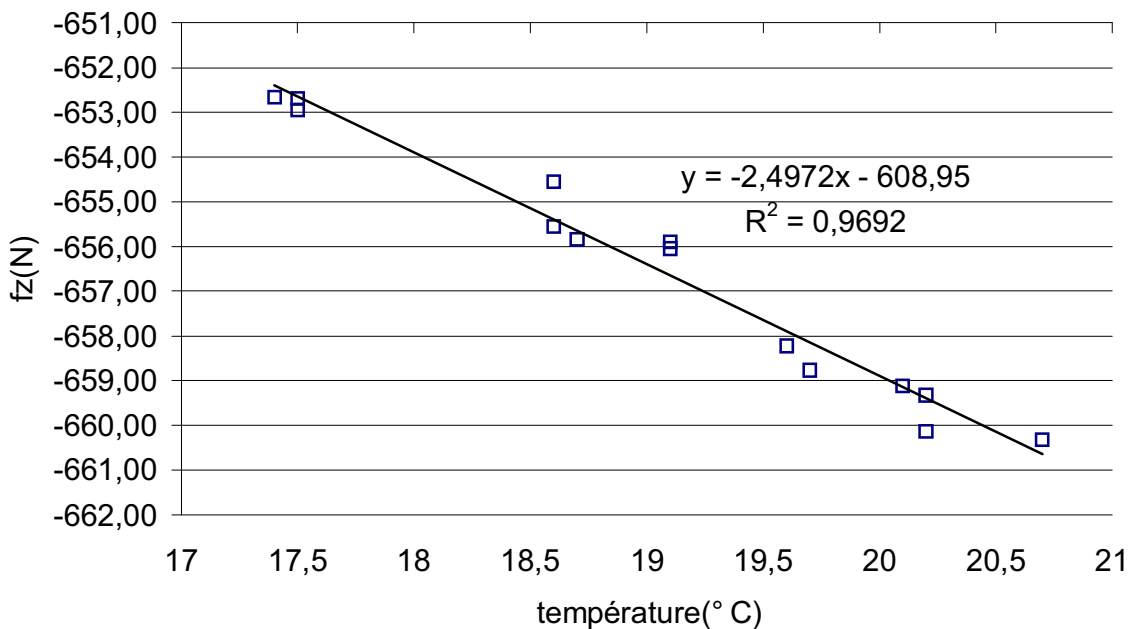


Figure 70 : corrélation entre la mesure de l'effort de pesanteur vertical et la température (juin99)

Nous réalisons une mesure hors bassin sur une trentaine d'heures, avec un relevé par minute, la balance étant soumise à son seul poids. La courbe de température et les variations de température se superposent presque parfaitement (Figure 71). L'appareil dont nous disposons semble sur cette courbe se rapprocher davantage du thermomètre que du dynamomètre.

On retrouve le même coefficient (-2.1 N/°C) entre la courbe de température et la courbe d'effort (Figure 69 et Figure 71).

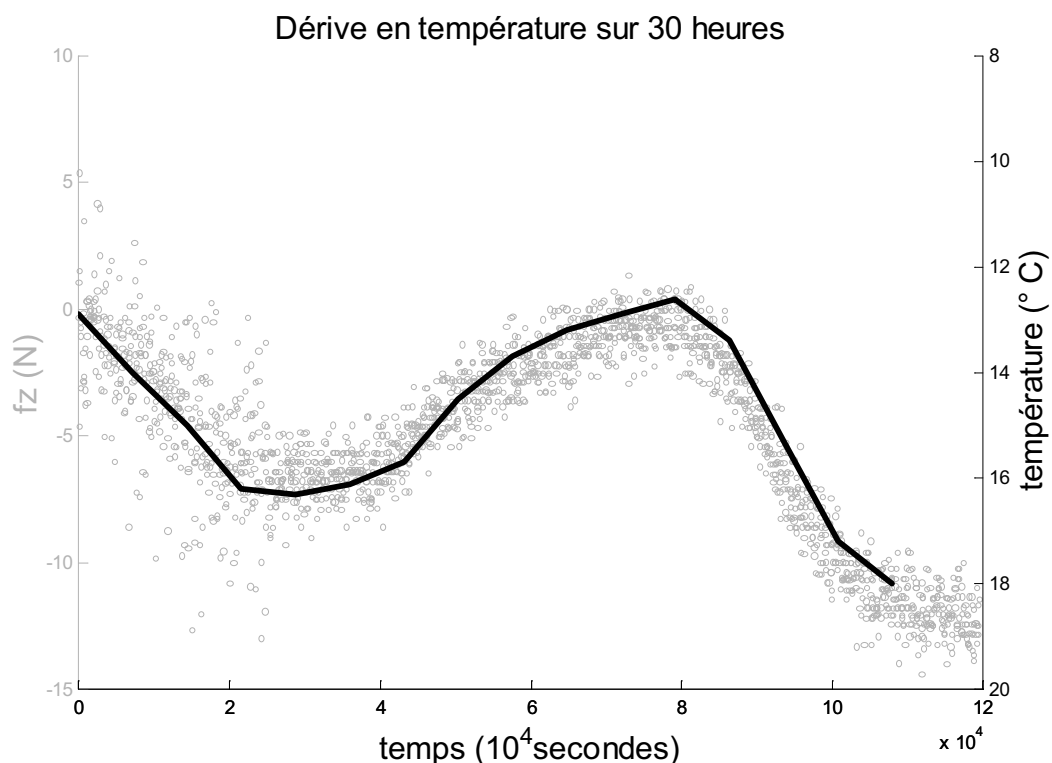


Figure 71 : dérive de l'effort vertical sur 30 heures

Nous construisons un modèle linéaire d'influence de la température sur notre système de mesure à l'aide des données constructeur des capteurs (cf. annexes).

La réponse R d'un capteur est supposée linéaire en fonction de l'effort F auquel il est soumis :

$$R(T,F) = E(T) \cdot F + R_0(T);$$

Les coefficients E et R_0 sont des fonctions linéaires de la température :

$$E(T) = a \cdot E_0 \cdot T + E_0;$$

$$R_0(T) = b \cdot E_0 \cdot T + R_{00};$$

Les trois capteurs horizontaux sont en acier inoxydable (F621 TC). Ils sont dits compensés en température, tandis que les trois capteurs verticaux en aluminium (F501TC) ne le sont pas. Le constructeur donne :

Erreur sur la sensibilité $a = \pm 0.02\%/^{\circ}\text{C}$; (capteurs F501 TC)

Erreur sur le zéro $b = \pm 0.015\% \cdot \text{EM}/^{\circ}\text{C}$;

EM représente l'étendue de mesure (100 daN)

Expérimentalement en effectuant une régression au sens des moindres carrés

- sur les essais de références hydrostatiques de juin 1999,
- sur deux mesures de dérive en température d'une trentaine d'heures effectuées le 20 mai et le 2 juillet,

On trouve :

- pour le capteur C4

Erreur sur la sensibilité $a_4 = 0.24\%/^{\circ}\text{C}$; (capteurs F501 TC)

Erreur sur le zéro $b_4 = 0.007\% \cdot \text{EM}/^{\circ}\text{C}$;

EM représente l'étendue de mesure (100 daN ou 13.6V)

- pour le capteur C5

Erreur sur la sensibilité $a_4 = -0.25\%/^{\circ}\text{C}$; (capteurs F501 TC)

Erreur sur le zéro $b_4 = 0.15\% \cdot \text{EM}/^{\circ}\text{C}$;

EM représente l'étendue de mesure (100 daN ou 14.2V)

- pour le capteur C6

Erreur sur la sensibilité $a_4 = 0.093\%/^{\circ}\text{C}$; (capteurs F501 TC)

Erreur sur le zéro $b_4 = -0.014\% \cdot \text{EM}/^{\circ}\text{C}$;

EM représente l'étendue de mesure (100 daN ou 12.1V)

On réalise finalement une étude systématique pour tous les capteurs, dont on montre les résultats dans le tableau suivant (Tableau 11). Les valeurs pour les trois premiers capteurs compensés en température sont plus faibles, mais elles demeurent significatives.

	$a_i^1 (^{\circ}\text{C})$	$b_i^2 (\text{V}/^{\circ}\text{C})$	$E_0 (\text{V/N})$	$R_{00} (\text{V})$
C1	0,00053	0,00044	-0,01356	0,00530
C2	0,00004	-0,00152	-0,01590	0,02123
C3	0,00060	-0,00049	-0,01603	0,00785
C4	0,00239	0,00099	-0,01306	-7,34134
C5	-0,00253	0,02078	-0,01480	-3,95813
C6	0,00094	-0,00171	-0,01196	-2,08448

Tableau 11 : coefficients des modèles de compensation en température par capteur

¹ Erreur de sensibilité

² Erreur sur le zéro

Le modèle construit par régression permet de retrouver les dérives constatées expérimentalement avec une erreur inférieure à $0.15\text{N}/^\circ\text{C}$.

Nous trouvons en définitive un facteur 10 entre nos mesures et les données du constructeur. Ce qui pose un sérieux doute sur ces dernières. Il faudrait toutefois effectuer d'autres mesures plus spécifiques à chaque capteur pour déterminer si la dérive provient effectivement des capteurs ou d'un autre élément de la chaîne de mesure. Comme il n'est plus temps de changer de capteur pour notre étude nous utilisons notre modèle de dérive en température pour apporter une correction.

Le modèle de correction de l'effet de la température permet de diviser la dispersion sur l'effort statique vertical par cinq. On passe d'une incertitude en reproductibilité de $\pm 10\text{N}$ sur l'effort statique vertical (Figure 69) à une incertitude de $\pm 2.5\text{N}$ (Figure 71).

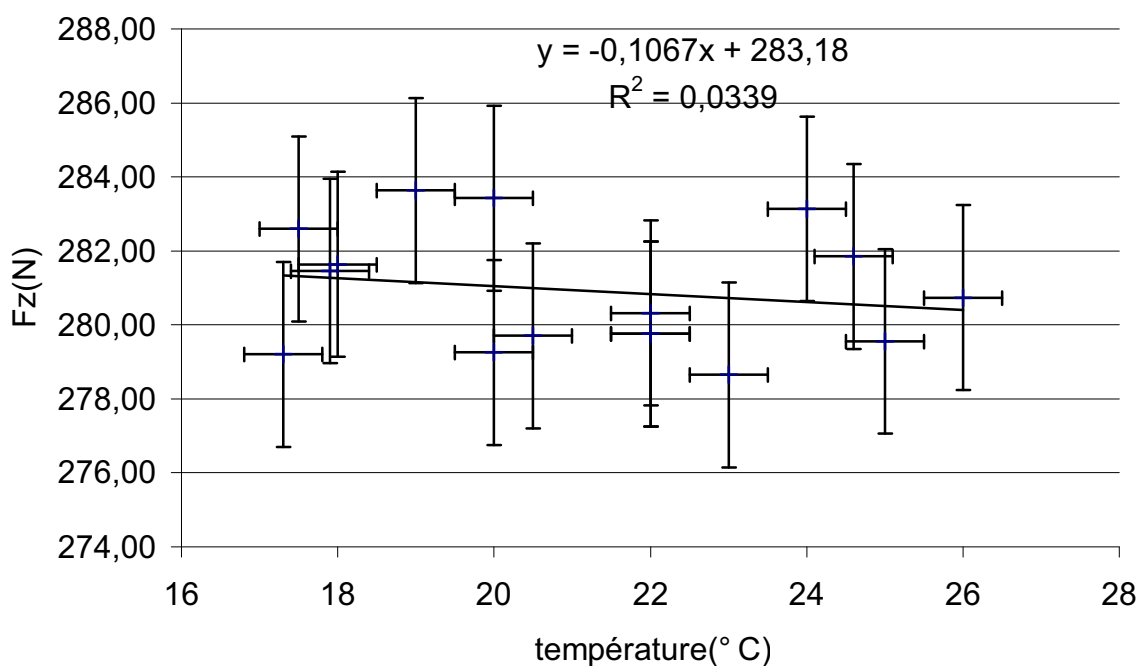


Figure 72 :corrélation entre la mesure de l'effort statique vertical et la température (juin99) après correction

III.6.4 Analyse spectrale du signal de mesure

Les mesures d'efforts en bassin des carènes se caractérisent par un niveau de bruit important. La cause en est simple et s'explique par les moyens techniques employés. La maquette est fixée à un dynamomètre par l'intermédiaire d'un orienteur et le dynamomètre est fixé sur la plate-forme de remorquage. Cette plate-forme roule sur des rails et sa vitesse est réglée par un asservissement. L'ensemble mécanique ainsi constitué se compose d'un grand nombre d'éléments ayant chacun leur fréquence propre, ce qui rend son impédance mécanique extrêmement complexe. On peut cependant supposer que le système mécanique est linéaire. Pour ce qui concerne l'excitation du système en cours d'essais, en plus des efforts hydrodynamiques sur la maquette que l'on cherche à déterminer, on trouve les efforts aérodynamiques sur la maquette, sur le dynamomètre et sur la plate-forme, les excitations mécaniques dues au roulement et provoquées par les irrégularités des roues, des rails de roulement et des organes de guidage. On peut également ajouter les vibrations des moteurs et les mouvements des expérimentateurs. Au final les six capteurs du dynamomètre enregistrent toutes les vibrations, qu'elles viennent en aval de la maquette via l'orienteur et la partie sensible du dynamomètre, ou de la plate-forme en amont via le châssis du dynamomètre.

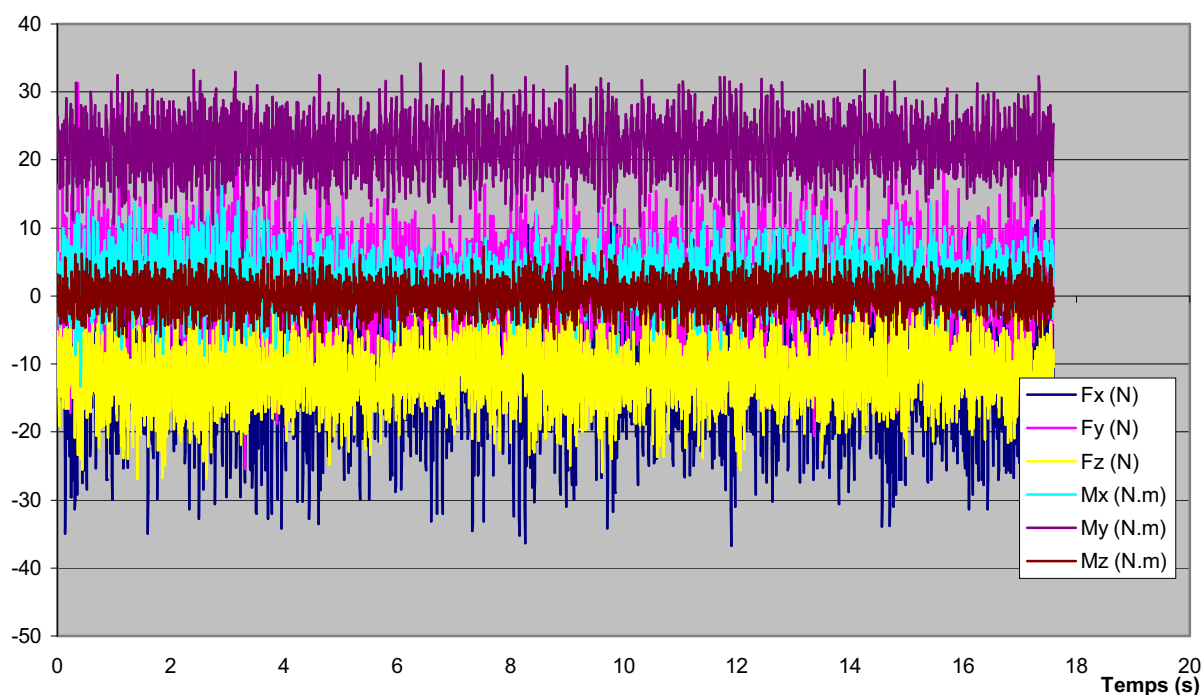


Figure 73 : signaux d'efforts pour l'essai n°24 de juin 1999 à 1.5m/s

A titre d'exemple la Figure 73 montre un exemple de signal brut échantillonné à 200 Hz et son spectre d'amplitude entre 0 et 100 Hz. On remarque que le spectre est particulièrement riche mais que la puissance est importante entre 10 et 30 Hz où se concentrent les fréquences propres du dynamomètre. (Notons que celles-ci dépendent de la raideur des capteurs et la masse de la maquette. Si on regarde de plus près sur la Figure 74, on s'aperçoit que le spectre présente des raies quasiment équidistantes. Ce phénomène est typique d'une excitation du système par une suite périodique d'impulsions de Dirac. En effet, la réponse du système étant la convolution de l'excitation par la réponse impulsionnelle du système, la transformée de Fourier de la réponse est le produit de la fonction de transfert par la transformée de Fourier de l'excitation. Comme la transformée de Fourier d'une suite périodique de Dirac de période T et une suite de Dirac de période 1/T, on trouve pour la transformée de Fourier de la réponse une forme échantillonnée de la fonction de transfert.

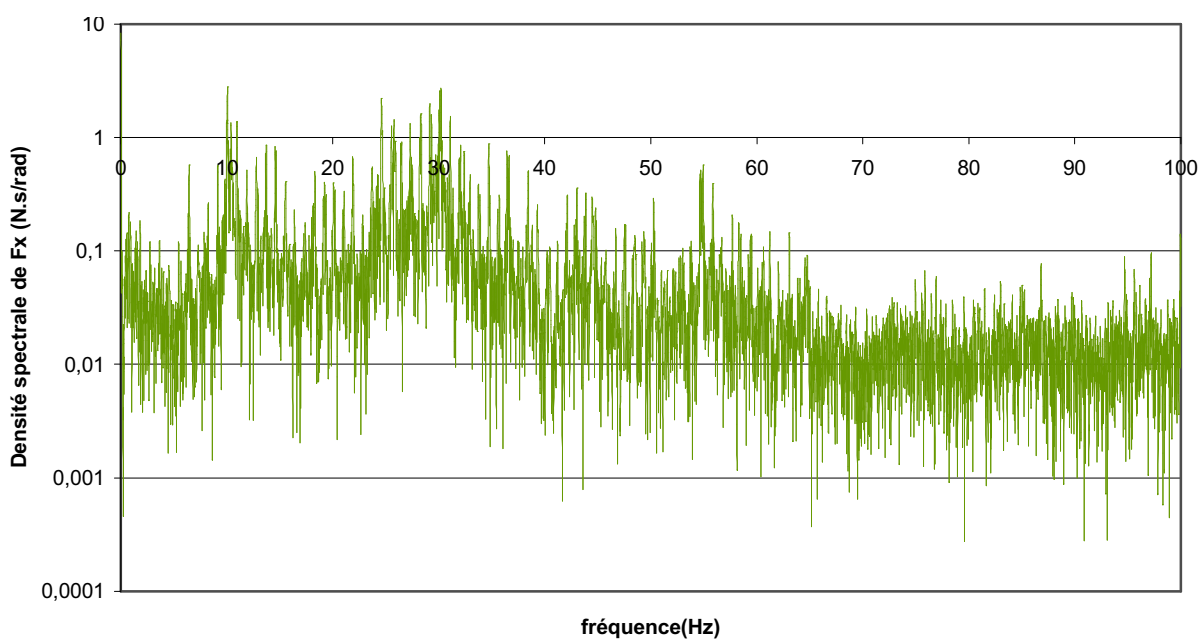


Figure 74 : analyse de Fourier du signal de traînée (1m/s)

Dans le cas présent le spectre du signal présente bien des raies équidistantes. En comparant plusieurs essais nous avons remarqué que l'intervalle de fréquence Δf entre les raies était proportionnel à la vitesse V de la plate-forme. Connaissant le diamètre D des roues et en appliquant la relation de roulement sans glissement $V = D \cdot \pi \cdot f$, on trouve l'intervalle de fréquence entre les raies à 1/1000 près. Nous comparons ici les résultats pour les essais numéro 23 et 24 de la campagne de juin 1999.

Pour l'essai 23 la vitesse est de 1m/s et la carène est en position nominale.

Pour l'essai 24 la vitesse est de 1,5m/s et la carène est en position nominale.

On observe sur la Figure 76 la reproductibilité de ce calcul d'un essai sur l'autre. Nous pouvons en conclure que l'excitation qui provoque le bruit vient en grande partie d'une excitation provoquée par un défaut sur les roues.

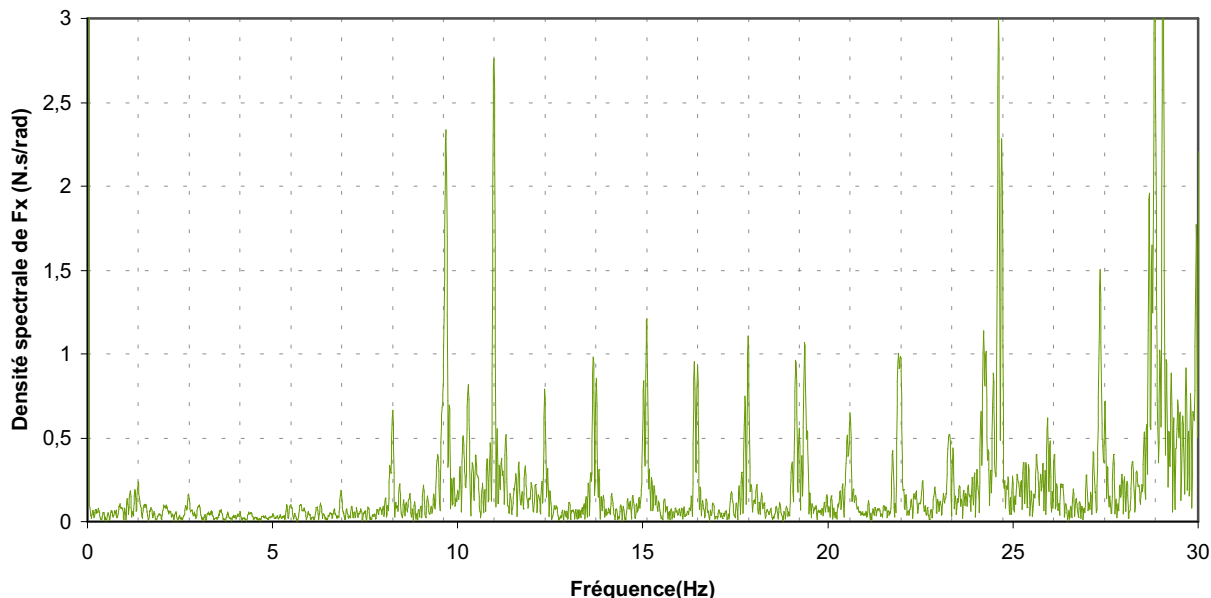


Figure 75 : analyse de Fourier, zoom entre 0 et 30 Hz (1m/s)

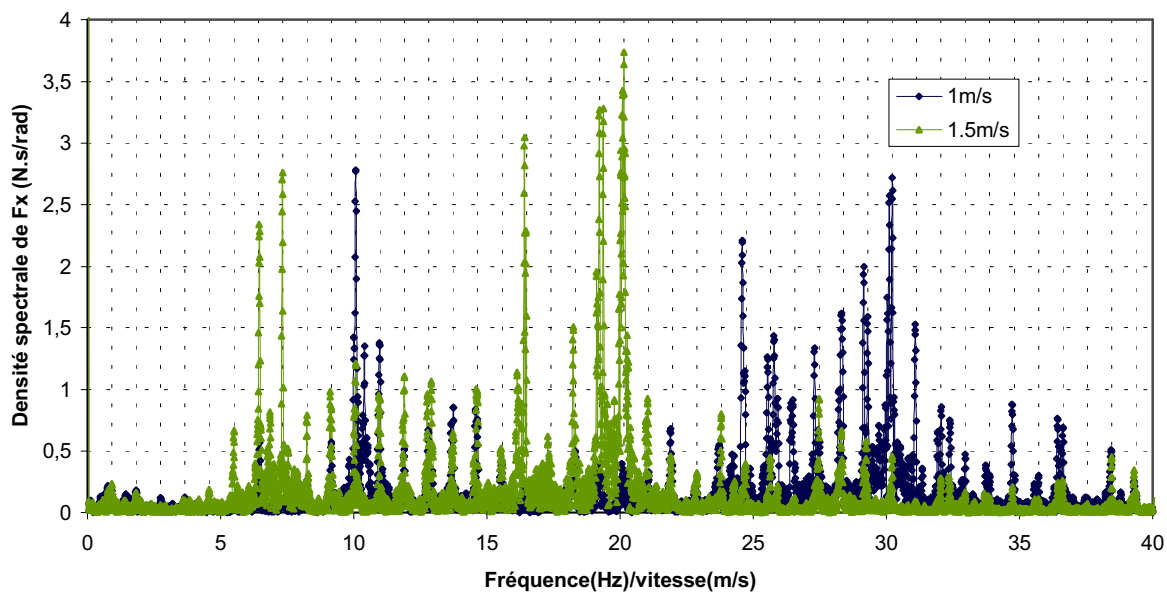


Figure 76 : analyse de Fourier, répétabilité des harmoniques

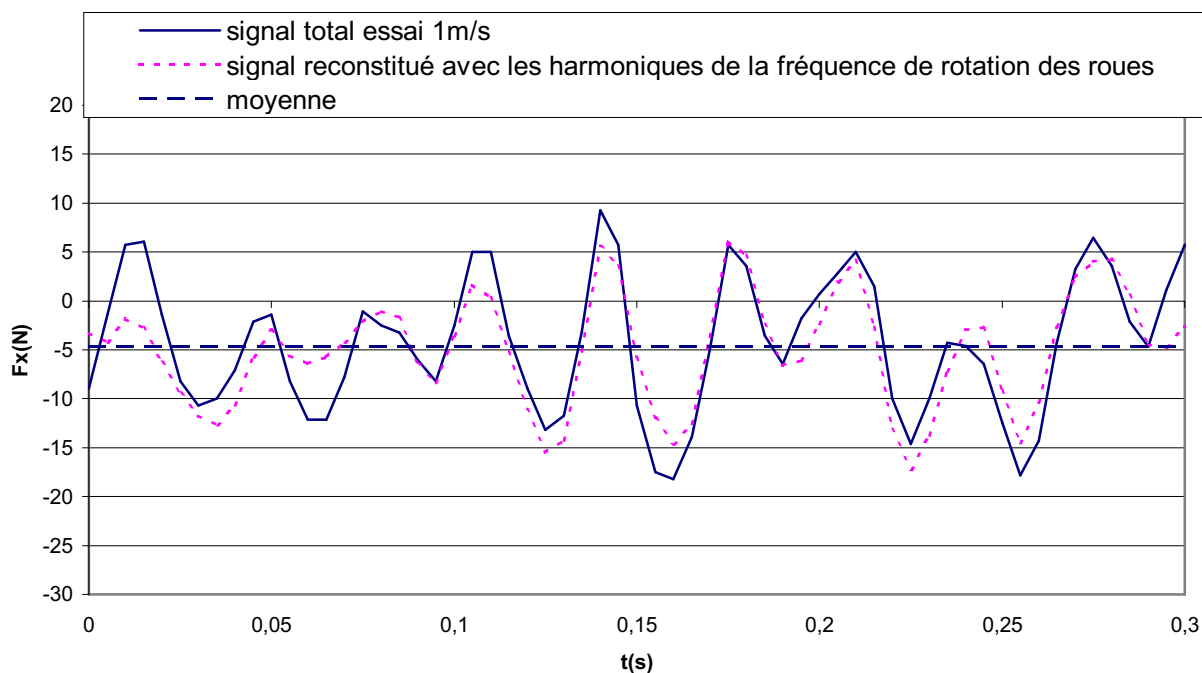


Figure 77 : reconstitution du bruit mécanique

En fait, les roues sont équipées de bandages en élastomère destinés à amortir les vibrations, à réduire les bruits de roulement et à augmenter l'adhérence pour les démarrages et les freinages. Malgré le dispositif qui soulève la plate-forme quand elle est à l'arrêt, l'élastomère garde la mémoire des déformations et un méplat subsiste même après un temps d'attente important entre chaque essai. On peut se demander si le choix de bandages en élastomère est vraiment adapté pour un équipement de mesure tel qu'une plate-forme de remorquage car si on reconstitue le bruit mécanique par transformée de Fourier inverse uniquement avec les raies qui correspondent à l'excitation par les roues on trouve une contribution au bruit total de 74% en terme d'écart type (Figure 77). Dans le domaine fréquentiel, l'ensemble du signal se situe en dessous de l'enveloppe des harmoniques de la fréquence de rotation des roues (Figure 78).

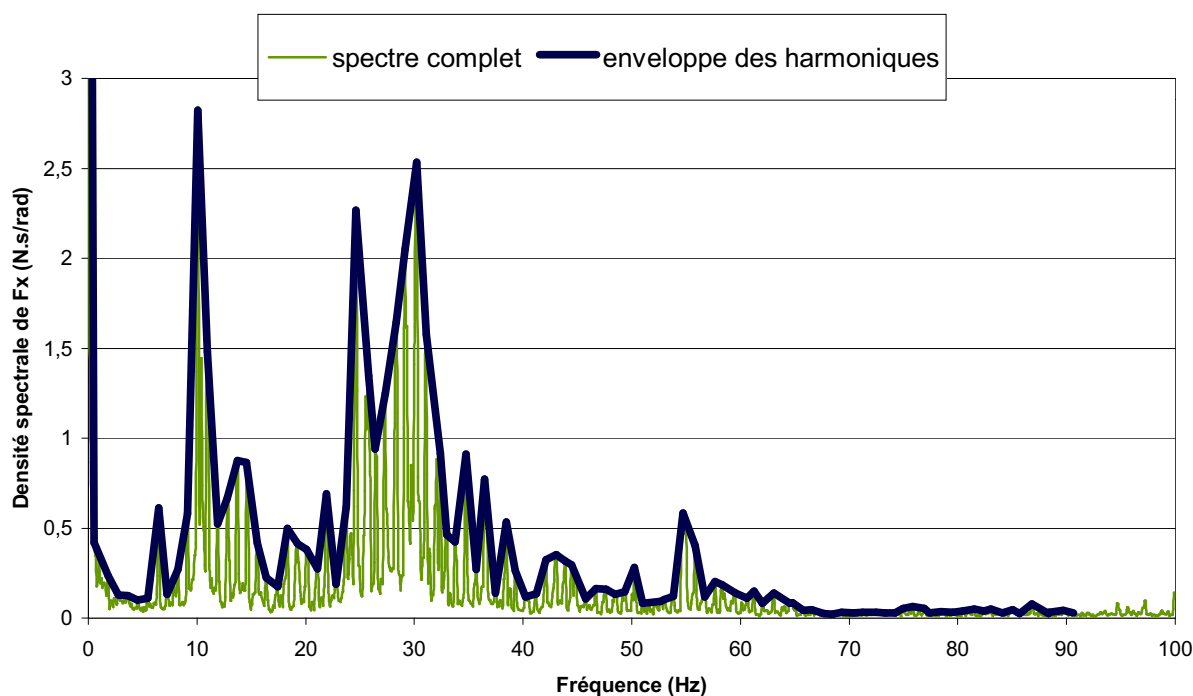


Figure 78 : harmoniques de la fréquence de rotation des roues du chariot de traction

Il faut cependant relativiser l'influence de ce bruit mécanique sur la précision de la mesure des efforts hydrodynamiques et en particulier de la résistance à l'avancement. La masse de la maquette, de l'orienteur et de la partie sensible du dynamomètre est d'environ 150 kg, si bien que pour obtenir le niveau de bruit constaté il suffit d'une faible accélération obtenue à 30 Hz (Figure 75) avec une amplitude vibratoire de quelques microns.

Dans ces conditions nous pouvons supposer que l'écoulement autour de la carène n'est pas perturbé de façon significative par les vibrations. Les bruits mécaniques ayant une moyenne nulle, la moyenne des signaux bruts, même très bruités donne une bonne mesure des efforts hydrodynamiques à vitesse constante sans qu'il soit nécessaire de recourir à des filtrages sophistiqués. La précision estimée lors des études des répétabilité et de reproductibilité corrobore cette hypothèse.

III.6.5 Répétabilité et reproductibilité

Nous cherchons à évaluer la précision par une analyse de la variabilité de nos mesures.

On distingue l'erreur due au bruit, la répétabilité et la reproductibilité.

Pendant un essai, on réalise un grand nombre de mesures (entre 1000 et 3000) dans des conditions opératoires constantes (même appareil de mesure, les facteurs sont bloqués) pendant un court espace de temps. Comme les erreurs aléatoires liées à la procédure de réglage et à la procédure de dépouillement (sélection de la plage de mesure) n'interviennent

pas dans ces conditions, on ne parlera pas d'erreur de répétabilité mais de l'erreur due au bruit. Pour notre système l'erreur due au bruit constitue probablement la part essentielle de l'erreur de répétabilité. Les écarts relatifs sont donnés à titre indicatif dans le Tableau 12. Pour la portance, les moments de lacet et de roulis on a tenu compte uniquement des mesures significatives, c'est-à-dire les mesures en dérive. Pour la traînée et le moment de tangage on mesure des valeurs faibles pour certains essais, notamment aux basses vitesses, c'est pourquoi les écarts relatifs sont plus élevés.

	Incertitude sur la moyenne				
	$\sigma(\overline{F_x})$ (N)	$\sigma(\overline{F_y})$ (N)	$\sigma(\overline{M_x})$ (N.m)	$\sigma(\overline{M_y})$ (N.m)	$\sigma(\overline{M_z})$ (N.m)
Ecart moyen	0,20	0,16	0,08	0,10	0,05
Ecart maximum	0,47	0,41	0,24	0,22	0,11
Ecart relatif	1,6%	0,2%	0,4%	2,5%	0,2%

Tableau 12 : erreur due au bruit

Le Tableau 13 présente une évaluation de l'erreur aléatoire pour des conditions intermédiaires entre la répétabilité et la reproductibilité. Il a été construit en comparant des essais réalisés avec la grande balance mais avec un intervalle de temps relativement long et des conditions expérimentales différentes puisqu'une première série d'essais a été réalisée en juin et une deuxième en octobre 1999. Entre les deux campagnes le montage expérimental n'a subi qu'une légère modification destinée à augmenter sa raideur. Les écarts relatifs sont encore donnés à titre indicatif. L'écart relatif pour le moment de tangage n'est pas significatif, car pour certains essais sa valeur est très faible. Une partie (0.3%) de l'écart mesuré sur la traînée et sur le coefficient de traînée est directement imputable à la variation de la température de l'eau entre les deux campagnes. On réduit d'autant cet écart en l'exprimant sur le coefficient de résistance de vague C_w . On relève des écarts d'environ 4% sur la portance et sur le moment de roulis que l'on peut lier en partie à l'incertitude de l'étalonnage sur les capteurs de positionnement (Tableau 18).

	Température		C_x	C_w	F_f (N)	F_x (N)	F_y (N)	M_x (N.m)	M_y (N.m)	M_z (N.m)
	air	eau								
σ	3,1	1,03	1,8E-04	1,6E-04	0,07	0,87	2,08	1,30	2,97	0,51
Ecart relatif			2,5%	2,2%	0,3%	2,5%	3,9%	4,5%	38,9%	0,9%

Tableau 13 : répétabilité à long terme pour la grande balance

Pour appliquer strictement les conditions de reproductibilité il faut renouveler le mode opératoire avec un opérateur et un système de mesure différent dans un lieu et à des moments différents. Ces conditions ne sont jamais réunies strictement pendant nos campagnes d'essais. Néanmoins on en a une approximation lors des campagnes d'essais en

carène seule d'octobre et de novembre 1998, pour lesquelles seul le changement de lieu n'est alors pas respecté. Nous utilisons deux systèmes de mesure différents, la petite balance en octobre et la grande balance en novembre. Les mesures sont effectuées par plusieurs opérateurs et les campagnes sont suffisamment espacées dans le temps pour que les conditions expérimentales, notamment de température, varient significativement.

Reproductibilité	F _x (N)	F _y (N)	F _z (N)	M _x (N.m)	M _y (N.m)	M _z (N.m)	ξ_d (mm)	θ_T (°)
σ	1,56	0,14	3,83	2,26	11,78	6,82	0,28	0,15
σ fardage corrigé	1,22	0,14	3,95	2,27	12,02	6,86		
σ fardage corrigé et My compensé	0,14	0,07	3,90	2,29	15,40	6,87		

Tableau 14 : reproductibilité entre la petite et la grande balance

Le Tableau 14 présente l'écart type entre des résultats d'essais pour lesquels les valeurs des facteurs sont identiques. On a réalisé cette comparaison pour des essais avec la maquette en position nominale (gîte, assiette et dérive nulle, et un déplacement de 91.4 Kg) et pour six vitesses (0.6;1;1.5;1.75;2;2.5m/s). La première ligne du Tableau 14 est établie en comparant les résultats sans correction, exprimés en O_B dans le repère écoulement (Re). La seconde ligne présente la comparaison des résultats après que l'on a effectué la correction de fardage. La dernière ligne présente la comparaison des résultats pour lesquels on a en plus corrigé en partie la déformation due au moment de tangage My.

Pour la campagne d'octobre 1998 nous utilisons la petite balance pour laquelle nous avons mesuré un fardage négligeable (inférieur à 0.2% de la traînée). Lorsque l'on apporte la correction de fardage on diminue significativement l'écart sur la traînée.

Seuls restent importants les écarts pour des essais dont la vitesse est supérieure ou égale à 2m/s. Pour ces vitesses, la longueur d'onde des vagues générées est supérieure à la longueur du bateau, on dépasse la vitesse limite et le bateau "monte" sur sa vague d'étrave. Le moment de tangage dynamique est alors très important, il engendre pour la petite balance une déformation parfois supérieure à 1 degré en assiette.

Ce problème est apparu de façon flagrante pendant la campagne d'octobre avec la petite balance pour les essais en assiette fixe, car une partie de la déformation était mesurée par le capteur d'assiette. Cela nous a permis d'envisager immédiatement un système de correction. Nous avons utilisé le système de compensation d'assiette pour corriger la déformation. En déplaçant les masses mobiles sur l'avant on déforme préalablement le montage, de façon à ce que pendant l'essai la déformation préalable et la déformation dynamique se compensent. Nous ne sommes pas parvenu à corriger complètement la

déformation de par les limites de notre système de compensation d'assiette qui n'était pas prévu pour cela, mais nous réduisons considérablement l'écart sur la traînée (Tableau 15).

	V_B (m/s)	ϕ (°)	θ_{Statique} (°)	β (°)	Δ (°)	F_x (N)	F_y (N)	M_x (N.m)	M_y (N.m)	M_z (N.m)	ξ_d (mm)	θ_{Total} (°)
\bar{x}	2,50	0,00	0,28	0	91,4	-80,76	0,85	1,23	-138,0	1,72	2,07	-0,16
σ	Essais sans correction					3,72	0,32	1,02	27,51	0,79	0,17	0,36
σ_{c1}	Fardage corrigé					2,97	0,32	0,98	28,20	0,89	0,17	0,36
σ_{c2}	My compensé					0,21	0,15	1,16	36,77	1,38	0,02	0,03

Tableau 15 : reproductibilité entre petite et grande balance pour un essai à 2.5m/s

Par contre cette correction ne diminue pas l'erreur sur le moment de tangage. L'écart provient de ce que la maquette a une position différente lors de la mesure des zéros et lors de la mesure dynamique. En faisant la différence des deux mesures la variation du moment hydrostatique engendrée par la déformation se superpose au moment dynamique. L'erreur qui en résulte avoisine 40% pour la petite balance.

V_B	Erreur relative (F_x)	
	$\phi = \theta = \beta = 0^\circ$	$\phi = -20^\circ, \theta = 0^\circ,$ $\beta = -4^\circ$
0,615	-12,6%	3,5%
1,025	0,1%	-0,4%
1,538	0,1%	3,2%
1,794	-0,3%	2,2%
2,05	0,2%	4,4%
2,563	0,1%	3,8%
Erreur moyenne	0,0%	2,7%
Ecart moyen	0,12%	1,40%
Ecart type	0,18%	1,88%

Tableau 16 : répartition de l'erreur relative en fonction de la vitesse

Lorsque l'on place la carène en gîte le problème de la déformation s'amplifie. Gîté à 20° l'hydrostatique rend naturellement la carène piqueuse (assiette positive). Lorsque l'on bloque l'assiette à zéro il en résulte un moment hydrostatique de tangage important et une déformation significative du montage expérimental. L'erreur mesurée par l'étude de reproductibilité est considérable. Elle est dix fois plus élevée que pour l'étude en traction droite.

Un autre enseignement de cette étude de reproductibilité concerne l'instabilité des mesures à basse vitesse. En dessous de 0.8 m/s on observe des erreurs relatives sur la traînée sans commune mesure avec les autres résultats. Les explications de ce phénomène sont

multiples. D'une part les efforts mesurés sont minimales devant la gamme de notre système de mesure. D'autre part nous sommes à la limite inférieure de l'asservissement en vitesse du chariot de traction. Mais ce qui semble l'emporter c'est l'instabilité propre à l'écoulement lui-même. Nous avons illustré la dispersion des mesures à basse vitesse en III.5.3.2 (Figure 57).

	c1	c2	c3	c4	c5	c6	c8(ϕ)	c9(θ)	c10(β)	c11(ξ)
Fx	-73,1	0,0	0,1	0,0	0,2	0,1	0	0	0	0
Fy	0,0	-62,9	-61,8	-0,1	-0,1	-0,1	0	0	0	0
Fz	0,0	0,1	-0,1	-73,7	-70,5	-82,3	0	0	0	0
Mx	0,0	4,1	4,0	11,7	11,1	-62,7	0	0	0	0
My	-0,1	0,0	0,1	-38,9	71,4	14,9	0	0	0	0
Mz	0,0	34,2	-63,5	0,0	-0,1	-0,1	0	0	0	0
ϕ	0	0	0	0	0	0	10,03	0	0	0
θ	0	0	0	0	0	0	0	0,995	0	0
β	0	0	0	0	0	0	0	0	1,002	0
ξ	0	0	0	0	0	0	0	0	0	10,04

Tableau 17 : matrice d'étalonnage (Juin99)

Ecart type% ³	c1	c2	c3	c4	c5	c6	c8	c9	c11
Fx	0,04%	85,04%	80,94%	81,03%	80,11%	73,80%			
Fy	73,71%	0,14%	0,20%	70,88%	73,80%	70,76%			
Fz	82,72%	91,02%	74,46%	0,09%	2,82%	0,15%			
Mx	118,49%	1,17%	0,26%	0,30%	2,54%	0,11%			
My	70,72%	90,73%	83,07%	0,10%	2,80%	0,44%			
Mz	121,21%	0,16%	0,23%	70,75%	98,68%	70,81%			
ϕ							1,62%		
θ								1,45%	
ξ									1,55%

Tableau 18 : reproductibilité de l'étalonnage

La reproductibilité de l'étalonnage de la grande balance sur les campagnes de novembre 1998, de juin et d'octobre 1999 est pour la plupart des termes significatifs inférieure à ou de l'ordre de 0.2%. Ces variations peuvent s'expliquer par les fluctuations de température (§III.6.3.2). Nous observons toutefois des écarts particuliers pour le capteur C5. Ce dernier est le capteur vertical qui supporte les charges les plus élevées. Les écarts importants que l'on relève pour les termes de couplages montrent que ces coefficients ne sont pas réellement significatifs.

³ La variation de chaque coefficient est exprimé en terme d'écart type et rapporté à la moyenne quadratique

Les écarts que nous relevons sur l'étalonnage des capteurs d'attitudes et d'enfoncement reflètent avec les déformations le principal point faible de notre système de mesure et de nos procédures que constituent le positionnement de la carène.

III.7 Conclusion

Notre optique est un peu différente de la problématique classique des essais de voiliers. Nous ne souhaitons pas évaluer la performance d'une série de carènes dans un ou deux cas de fonctionnement bien définis, mais explorer l'influence des paramètres de vitesse de position et d'attitude pour un seul voilier. Dans ce cas la méthode idéale est une méthode fixe, où la carène est maintenue rigidement, tous les degrés de libertés étant supprimés. Cette méthode s'est très rapidement révélée impraticable parce qu'elle induisait un nombre trop élevé d'essais.

Les méthodes traditionnelles, comme la "free sailing technique", ne sont pas plus adaptées car elles ne permettent pas d'évaluer l'influence de paramètres jusque là négligés comme l'assiette et l'enfoncement. Il a donc fallu mettre en œuvre une méthode mixte en laissant libre le pilonnement et en fixant l'assiette. La mesure de l'enfoncement pendant l'essai permet néanmoins de modéliser son influence (§VI.1.3.1).

C'est en analysant les approximations qui sont faites pour obtenir les efforts hydrodynamiques à partir des essais en bassin que l'on perçoit les limites de cette technique. La discussion sur la décomposition de la résistance à la marche des navires en différentes composantes est encore ouverte. L'utilisation du facteur de forme s'avère nécessaire pour tenir compte de façon simple de l'influence de la forme sur la résistance visqueuse, mais elle reste difficilement justifiable.

L'étude de la répétabilité et de la reproductibilité de nos mesures nous a permis d'identifier les principales sources d'erreurs de mesure. Si nous pouvons prétendre à une précision de quelques dixièmes de pour cents pour des essais en traction droite, des précautions doivent être prises pour compenser les déformations. Le positionnement est le point faible de notre système de mesure, il porte l'incertitude entre 1 et 3% pour la traînée. Même si la température ou la qualité du guidage peuvent prendre une relative importance pour des utilisations marginales de la balance, c'est en améliorant le positionnement de la carène que l'on obtiendra le plus grand gain en terme de précision. Nous observons en outre que les mesures à faibles vitesses sont très instables. Ceci ne semble pas tant être imputable à la précision de nos mesures qu'à la nature même de l'écoulement.

Chapitre IV : Evaluation des efforts hydrodynamique
par des essais en bassin

IV. Evaluation des efforts hydrodynamiques par des essais en bassin

Nous présentons dans ce chapitre les résultats de nos campagnes d'essais en bassin.

Les campagnes préliminaires ont permis de tester les procédures et de réaliser une première évaluation de l'influence relative des paramètres de vitesse, d'attitude et de position. Nous confrontons quelques modèles empiriques à nos mesures et nous vérifions l'influence de l'assiette et l'enfoncement.

Ces essais exploratoires ont également permis de fixer les niveaux des différents paramètres pour la mise en œuvre des campagnes d'essais suivant la technique des plans d'expériences.

La Figure 79 représente le schéma synoptique de notre démarche.

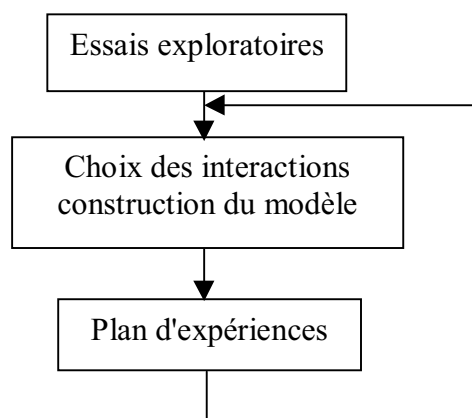


Figure 79 : stratégie expérimentale

IV.1 Essais préliminaires, juin 1998

Les essais préliminaires ont été effectués avec une maquette du Jeanneau Sélection disponible au laboratoire pour des raisons de délais de construction. Les formes du Sélection sont relativement voisines de celles du Bénéteau First Class8 qui a été adopté pour les campagnes d'essais suivantes.

La maquette du Sélection a été réalisée à l'échelle 1:5. Elle a une longueur à la flottaison de 1.85 m pour une largeur à la flottaison de 0.52 m et une surface mouillée de 0.885 m². Le déplacement nominal est de 37 Kg. La maquette est équipée de sa quille.

Pour cette taille de maquette les effets d'échelle sont significatifs. Malgré tout, cela ne devrait pas être trop pénalisant, car notre objectif n'est pas d'évaluer précisément la performance au réel.

IV.1.1 Objectif des essais préliminaires

L'étude préliminaire a été réalisée avec la technique classique semi-captive avec compensation d'assiette et en utilisant la petite balance (cf. §III.2.2). Pour étudier l'influence de l'assiette quelques essais ont été réalisés avec l'assiette bloquée.

L'étude préliminaire avait trois objectifs :

- Choisir la technique d'essais la mieux adaptée pour modéliser les efforts dans la perspective d'une utilisation en simulation.
- Evaluer les incertitudes des techniques d'essais.
- Valider un certain nombre de formulations de la littérature concernant les évolutions des actions hydrodynamiques en fonction des paramètres de position et d'attitude. Nous voulons vérifier certaines hypothèses récurrentes dans la plupart des études sur les voiliers, par exemple l'influence de l'assiette qui est systématiquement éludée. Les influences croisées entre les paramètres qui sont également rarement prises en compte.

IV.1.2 Choix des paramètres d'essais

Pour la campagne d'essais préliminaire, le choix des paramètres et des niveaux adoptés pour chacun d'entre eux est un compromis intuitif entre la démarche traditionnelle et un criblage partiel par paires de facteur. Nous n'avons pas encore, à ce moment de notre étude, opter pour la méthode des plans d'expériences au sens strict du terme.

La démarche traditionnelle consiste en un balayage fin de la vitesse de la gîte et de la dérive autour de deux points de référence.

- Le premier point, nous le notons point 1, correspond à l'allure du vent arrière. La gîte et la dérive sont nulles.
- Le second point, nous le notons point 2, correspond à l'allure du près. La gîte et la dérive sont respectivement réglées à 20 et à 4 degrés.

Pour la seconde partie des essais la démarche correspond à un criblage par paires de facteurs. Cette idée vient d'observations en navigation. A l'exception des voiliers de grande taille, le régatier utilise l'attitude comme paramètre de réglage en déplaçant son poids sur le pont. Il modifie sa position, selon la vitesse du bateau. A faible vitesse il s'avance et à vitesse élevée il recule. On peut en déduire que l'effet de l'assiette n'est pas le même selon la vitesse. Ceci montre que l'on ne peut pas se contenter d'un simple balayage autour d'un point de référence. Il faut évaluer l'interaction entre l'assiette et la vitesse.

A titre exploratoire nous étudions également l'interaction de la vitesse avec le déplacement et la dérive.

Nous réalisons donc deux plans complets à deux facteurs autour du point 1. La vitesse est associée successivement au déplacement puis à l'assiette.

Nous effectuons deux autres plans complets à deux facteurs autour du point 2. La vitesse est associée à l'assiette puis à la dérive.

IV.1.3 Les apports concernant les incertitudes et les procédures

Les premiers essais et la phase préparatoire nous ont permis de relever certaines incertitudes les plus significatives. Nous en dressons une liste représentative, nous verrons ensuite leurs influences sur les effets mesurés.

IV.1.3.1 Incertitudes

En mesurant le fardage sur la balance et l'orienteur, on obtient un effort de traînée de l'ordre du dixième de Newton pour les vitesses les plus importantes soit environ 0.2% de la traînée hydrodynamique correspondante pour le Sélection. Le fardage sur la partie émergée de la carène et la balance a donc été négligée. Ceci est valable pour le système appelé "petite balance". Pour les essais avec la grande balance, on tiendra compte du fardage.

Le jeu dans le guidage de la colonne induit un jeu de la dérive de l'ordre de $\Delta\beta=0.1$ degré

La dérive du zéro pour le capteur de dérive au fur et à mesure des manipulations a pu être évaluée, de par les calages successifs que nous avons dû effectuer, à $\Delta\beta=0.25$ degré.

Pour les essais en assiette fixe, on a mesuré jusqu'à $\Delta\theta = 0.3$ degré d'assiette dynamique, attribuable aux jeux (notamment dans le guidage de la colonne) et aux déformations du montage. Cette mesure correspond à la déformation du montage au niveau du capteur d'assiette. La déformation totale du montage est plus élevée.

On constate qu'il n'est pas possible d'obtenir simultanément la portance F_y , le lacet M_z et le roulis M_x nuls. Le défaut d'alignement quille-carène ou un défaut de forme de la quille explique probablement ce fait.

IV.1.3.2 Essais de référence

L'essai à vitesse nominale assiette compensée gîte nulle, portance nulle (et théoriquement lacet et roulis nuls) sert de point de référence pour le réglage du zéro de la dérive.

Ce point de référence doit rester en deçà de tolérances maîtrisées.

Cela n'a pas été le cas au cours de cette campagne d'essais, des recalages fréquents ont dû être opérés. Nous essayons de faire ici une liste des points potentiellement responsables de cette instabilité.

- le jeu dans la liaison balance maquette en dérive,
- la souplesse de liaison balance maquette en dérive,
- la dérive du zéro de la dérive, qui est imputable soit au capteur soit au conditionneur,
- le défaut d'alignement carène – quille,
- le défaut de symétrie de la quille et éventuellement de la carène.

Le jeu dans la liaison balance – maquette induit une instabilité de la dérive dans la mesure où le système quille carène est instable en traction droite. Le système se cale en dérive positive ou négative autant que le jeu le permet. Suivant la vitesse de l'essai, ce défaut induit un moment de lacet qui du fait de la souplesse de la liaison accentue encore le défaut de dérive.

La dérive du zéro implique que le point de référence doit être vérifié fréquemment.

Le défaut d'alignement carène – quille, le défaut de symétrie de la géométrie de la quille et de la carène impliquent que la portance, le lacet et le roulis ne peuvent être nuls simultanément. Ce qui rend moins univoque le point de référence.

Nous avons envisagé deux solutions pour remédier à la déformation de lacet. Premièrement nous avons songé à limiter le moment de lacet en avançant le point de traction dans la maquette.

La deuxième solution consiste à évaluer la déformation en mesurant la raideur du système de mesure.

La première solution a été testée durant la campagne d'octobre 98. Elle induit des moments de tangage importants en fin de course lorsque les vagues rejoignent la maquette. Afin d'une part de réduire les risques de détérioration du système de mesure, et d'autre part de limiter les déformations en tangage qui s'avèrent prépondérantes en assiette fixe, nous avons finalement choisi la deuxième solution.

IV.1.3.3 Dissymétrie géométrique

Les essais préliminaires ont permis de mettre en évidence l'importance des incertitudes liées à la géométrie de la carène et de la quille. La Figure 80 montre que le moment de lacet n'est pas nul à gîte et dérive nulle. La répétabilité des mesures prouve qu'il ne s'agit pas là d'une erreur de réglage. L'erreur est attribuée à la dissymétrie de l'ensemble quille carène.

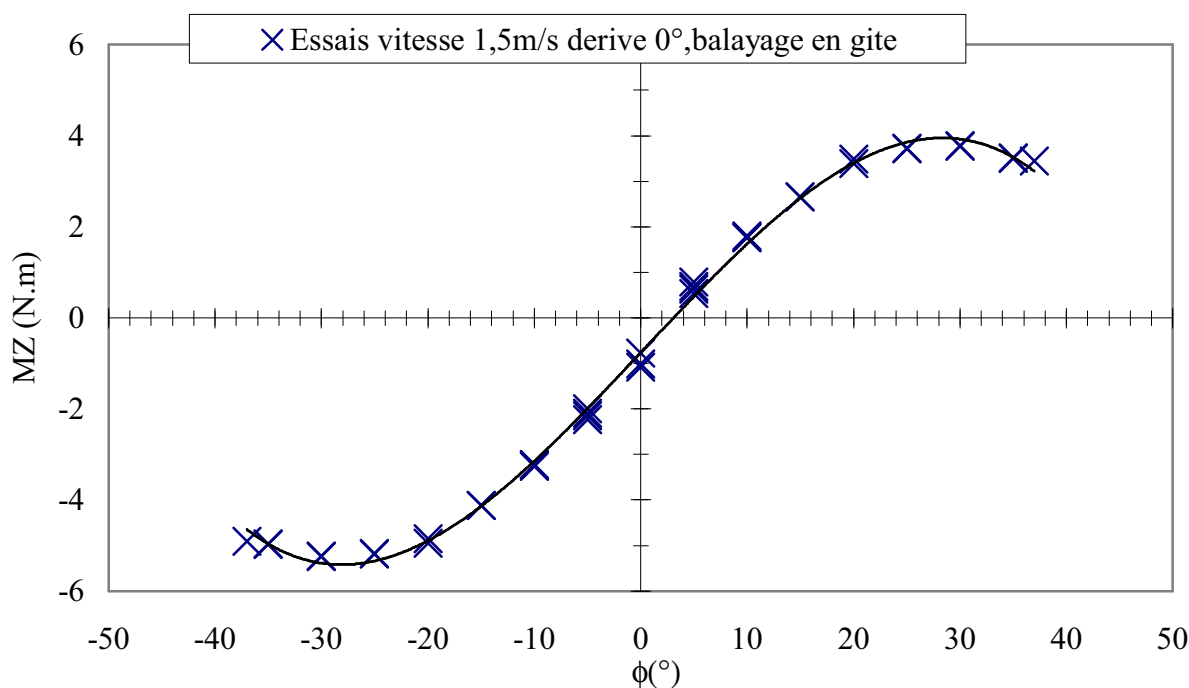


Figure 80 : influence de la gîte sur le moment de lacet

IV.1.3.4 Correction de dérive due à la déformation.

Sous l'effet du moment de lacet, l'ensemble balance-maquette se déforme et l'angle de dérive s'en trouve modifié. On peut distinguer deux raideurs qui se superposent. La raideur de l'ensemble balance-maquette et la raideur due uniquement à la souplesse de la liaison balance-orienteur (la mesure de la dérive se fait à ce niveau).

Seule la déformation entre l'orienteur et la colonne est mesurée. Pour mesurer la raideur globale, on impose un moment M_z à l'ensemble et on mesure la déflexion à la proue et à la poupe du navire.

Pour la raideur totale de l'ensemble, on mesure :

$$k_{66}=8.3.10^{-3} \text{ degré/N/m}$$

Pour la raideur de la liaison orienteur-balance (comprise dans la mesure de β), on mesure :

$$k_{66}'=2.4.10^{-3} \text{ degré/N/m}$$

La dérive corrigée β_c sera donc calculée à partir du moment de lacet N et de la dérive mesurée :

$$\beta_c = \beta + N * k_{66}$$

On mesure également un jeu sur la dérive de l'ordre de 0.1 degré.

On mesure encore un décalage du zéro de la dérive au cours des mesures de l'ordre de 0.25 degré. De ce fait nous avons dû régulièrement réitérer un essai à portance nulle afin de recalibrer le zéro.

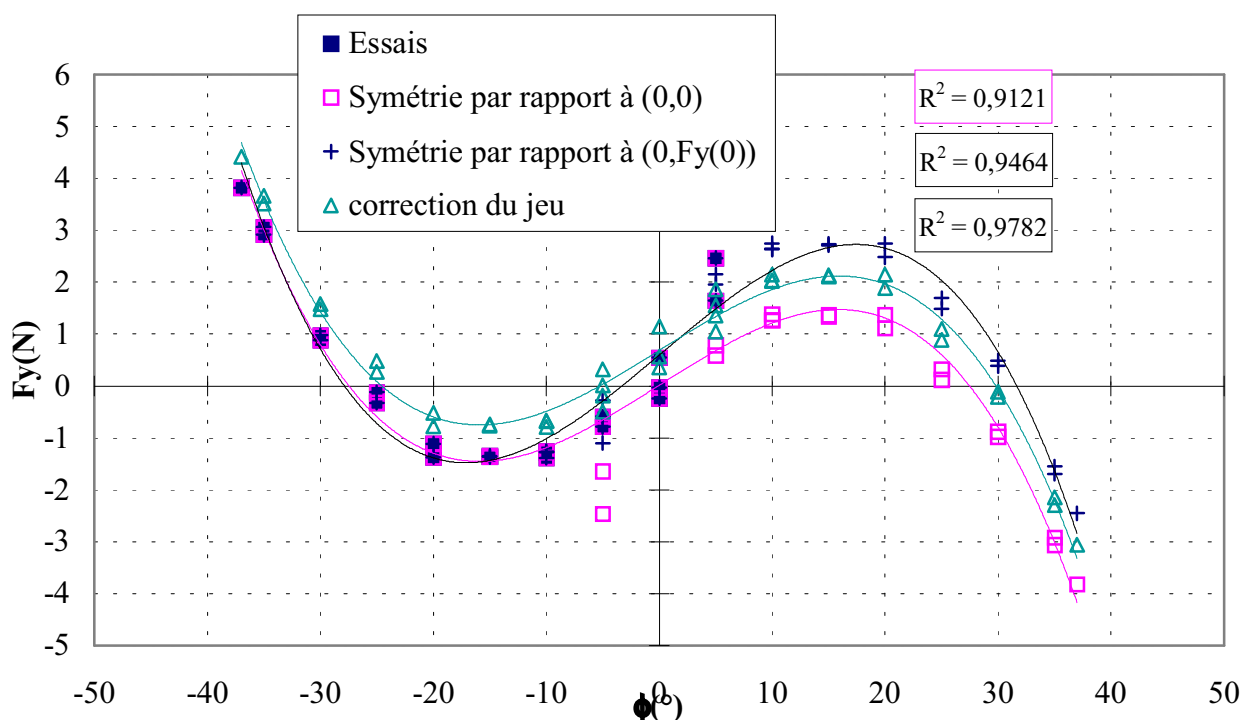


Figure 81 : influence de la gîte sur la portance à dérive nulle et symétries

La Figure 81 montre que la dissymétrie de la maquette et le jeu dans la dérive ont un effet significatif sur la portance. Un balayage est effectué en fonction de la gîte à dérive nulle pour une vitesse de 1.5m/s. L'erreur sur la portance engendrée par le défaut de symétrie et le jeu est de 0.7 Newton pour une vitesse de 1.5 mètres par seconde.

Lorsque la dérive est nulle la portance est par symétrie une fonction impaire de la gîte. Par cette considération nous pouvons théoriquement construire les résultats symétriques de nos mesures.

- Une première série de résultats fictifs est construite symétriquement par rapport au point (0,0).

$$F_y(-\phi) = -F_y(\phi)$$

- Une deuxième série est construite symétriquement par rapport au point (0, $F_y(0)$). On tient compte ainsi de la portance engendrée par la dissymétrie du bateau à gîte et à dérive nulle.

$$F_y(-\phi) = -(F_y(\phi) - F_y(0))$$

- Une troisième série est construite en tenant compte de la dissymétrie du bateau et du jeu dans la dérive. On suppose que le jeu est du même signe que le moment de lacet. Les essais réalisés pour différents angles de dérive permettent d'évaluer la portance $F_y(\Delta\beta_{jeu})$ engendrée par le jeu.

$$F_y(-\phi) = -(F_y(\phi) - F_y(0) - F_y(\Delta\beta_{jeu}))$$

$$\text{avec } \Delta\beta_{jeu} = 0.1 * \text{signe}(M_z)$$

Une régression polynomiale d'ordre 3 est effectuée sur les trois séries. L'évolution favorable du coefficient de détermination R montre la pertinence des corrections effectuées (Figure 81).

IV.1.4 Influences des paramètres et corrélations

Les essais préliminaires doivent permettre de choisir les paramètres et les interactions significatifs pour chacune des grandeurs mesurées. Les études sur les voiliers se focalisent généralement sur la traînée. Pour la simulation nous devons non seulement modéliser la traînée et la portance mais également les moments et indirectement l'enfoncement.

Nous confrontons ici nos mesures aux modèles empiriques et explorons l'influence de certains paramètres jusque là négligés.

Rappelons que tous les résultats de la campagne d'essais préliminaires sont donnés, sauf indication contraire, pour une assiette compensée.

IV.1.4.1 Influence de la vitesse

Nous avons calculé la résistance résiduaire avec la formulation de G. Van Oortmerssen [78] utilisée par P. Van Oossanen pour son VPP [79]. Les résultats nous permettent de réaliser une première comparaison. Nous montrons également sur la Figure 82 les résultats de la formulation de H. Myers [56].

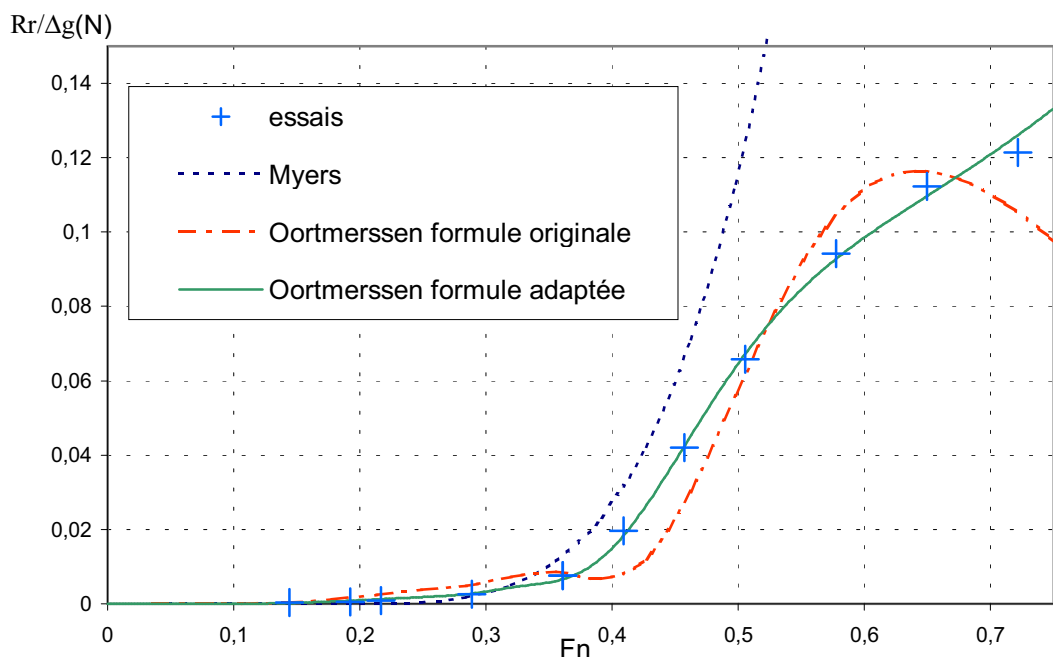


Figure 82 : résistance résiduaire, comparaison avec les modèles empiriques

Myers utilise une formule simple, fonction de la longueur, du creux, du déplacement et de la vitesse d'avance. La formule surestime nettement la résistance de vague au-dessus de $F_n=0.5$. Cela pouvait sembler convenable en 1975 pour des voiliers qui n'atteignaient que très rarement ces valeurs, mais nous ne pouvons plus nous en contenter actuellement.

En s'inspirant d'une méthode développée par Havelock au début du siècle pour déterminer la résistance de vague [30], G. Van Oortmerssen écrit la résistance résiduaire en somme de quatre fonctions exponentielles. Cette expression est obtenue en décrivant une forme type de la distribution de pression sur la carène due aux vagues transversales et aux vagues divergentes à l'aide de fonctions exponentielles. Dans l'expression de la résistance résiduaire apparaissent un certain nombre de coefficients qui dépendent de la géométrie de la carène.

$$\frac{Rr}{\Delta} = C_1 \cdot e^{-\frac{m}{9 \cdot F_N^2}} + C_2 \cdot e^{-\frac{m}{F_N^2}} + C_3 \cdot e^{-\frac{m}{F_N^2}} \cdot \sin(F_N^{-2}) + C_4 \cdot e^{-\frac{m}{F_N^2}} \cdot \cos(F_N^{-2})$$

$$\text{avec } m = 0.14347 \cdot C_p^{-2.1976}$$

Une approximation polynomiale d'ordre 2 des coefficients est réalisée en fonction d'éléments caractéristiques de la géométrie de la carène, à partir d'essais effectués sur 93 navires de "petite taille", essentiellement des chalutiers et des remorqueurs.

Les éléments caractéristiques de la carène sont :

- la position longitudinale du centre de poussée l_{cb} ,
- le coefficient prismatique C_p ,
- le ratio longueur-largeur L/B ,
- le ratio largeur-creux B/T ,
- le coefficient pour les entrées de la ligne de flottaison $C_{wl} = i_e * L/B$,
- le coefficient de la section milieu C_m ,

G. Van Oortmerssen donne les caractéristiques des carènes sur lesquelles il a effectué ses essais. On observe que toutes ont un ratio B/T (largeur sur creux) inférieur à 4 alors qu'il avoisine 6 pour des voiliers modernes.

On observe pour la formulation de G. Van Oortmerssen notamment de fortes oscillations au-delà de la "vitesse limite" ($Fn \neq 0.4$). Les facteurs des termes oscillatoires augmentent très rapidement au-delà d'un ratio B/T de 4.5. En dehors de la zone de validité du modèle, les résultats deviennent aberrants.

Les carènes des voiliers modernes ayant considérablement évolué par rapport à ces modèles, elles ne se trouvent pas dans le domaine de validité des formules de G. Van Oortmerssen.

Il ressort également de cette comparaison que l'augmentation de la résistance de vague après la "vitesse limite" ($Fn \neq 0.4$) est plus précoce mais plus douce pour nos essais que pour les deux formules de G. Van Oortmerssen et de Myers.

Ceci s'explique probablement par le fait que les carènes aux extrémités élancées et au déplacement lourd à partir desquelles ont été développées ces formules sont bien différentes de celle du Sélection et autres carènes contemporaines.

L'utilisation de paramètres peu représentatifs des carènes modernes est une illustration de ce problème. G. Van Oortmerssen prend par exemple comme longueur de référence la "longueur de déplacement", grandeur qui fait intervenir la longueur à la flottaison "en charge" et la longueur entre perpendiculaires.

En outre, les élancements des carènes anciennes allongent sensiblement la longueur à la flottaison effective. Un yacht représentatif de l'étude de Myers comme le 5.5 m JI Antiope peut en gîtant augmenter la longueur à la flottaison de 25 %. H. Myers comme P. Van Oossanen propose de prendre en compte les variations de la longueur de référence à la gîte avec la formule suivante :

$$L = L_{WI} + (L_{OA} - L_{WI}) * \frac{\sin \phi}{2}$$

Ces considérations sont caduques pour des voiliers modernes aux élancements modérés. La longueur à la flottaison du Sélection ou du Class8 est pratiquement constante à la gîte.

Une tentative d'ajustement des coefficients C_i de la formulation de Van Oortmerssen pour se rapprocher des résultats expérimentaux à été réalisée avec la méthode des moindres carrés (Figure 82). Dans ce cas les résultats donnés ne sont valables que pour le voilier essayé en bassin et la formulation équivaut à un lissage. Les résultats de cette modélisation seront comparés avec ceux obtenus par le modèle issu des plans d'expériences (cf. §V.4).

Les bateaux modernes plus légers et plus plats ont des carènes qui évoluent plus radicalement en fonction de la gîte et de l'assiette. Nous devons prendre en compte des effets et des interactions qui pouvaient être négligées pour des carènes anciennes.

IV.1.4.2 Influence de la gîte

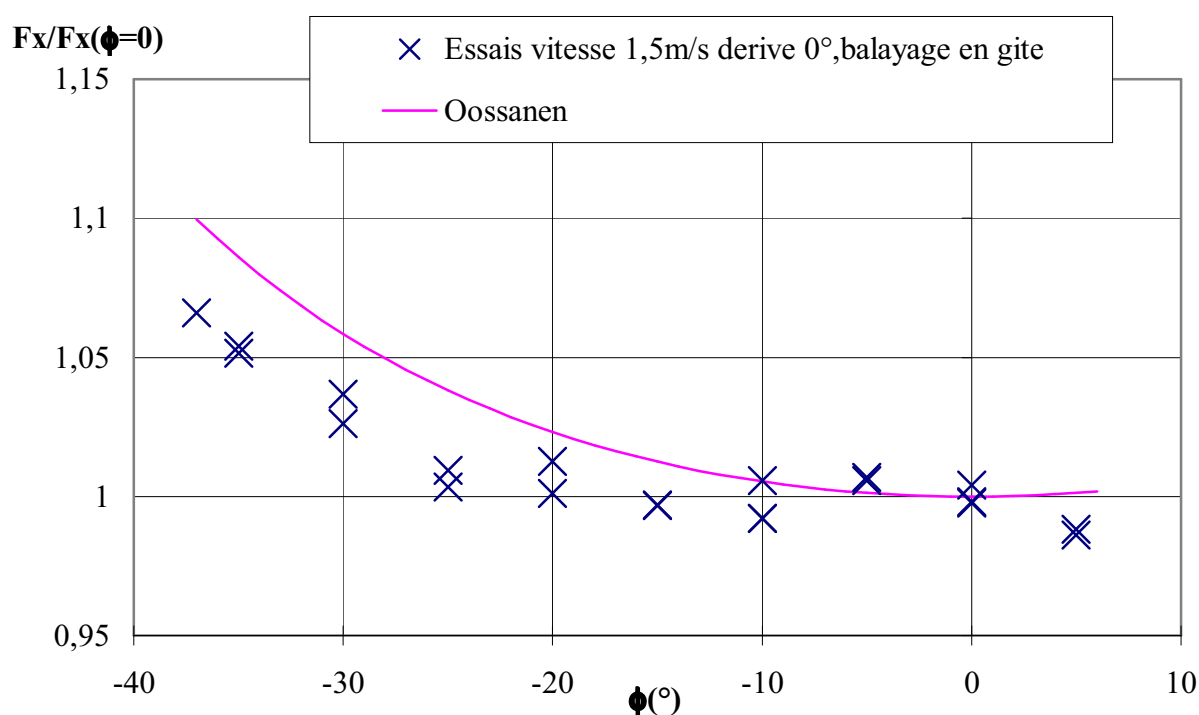


Figure 83 : influence de la gîte sur la traînée

On ne retrouve pas sur la Figure 83 la formule simple utilisée dans la littérature ([79][56][24]) qui veut que la résistance d'un voilier augmente avec un facteur multiplicatif $1/\cos^2\phi$. Il faut noter cependant que la traînée est sous-estimée car la carène s'enfonce moins que si elle était soumise à un effort vélique réel. Avec la technique en pilonnement

libre la maquette n'est soumise à aucun effort extérieur vertical. Or dans la réalité, quand le bateau gîte, la composante verticale de l'effort vélique tend à enfoncer le bateau. Pour tirer des conclusions il faut évaluer l'influence de l'enfoncement sur la traînée du voilier en gîte. On peut encore remarquer que la traînée semble minimale pour des angles entre 10 et 15° de gîte. Pour des gîtes plus importantes la traînée évolue parallèlement à la courbe en $1/\cos^2(\phi)$. Cela peut s'expliquer par la forme de la carène : la surface mouillée a en effet tendance à diminuer avec des petits angles de gîte.

Il faut cependant rester prudent. Les effets mesurés ici sont très faibles. Considérant qu'à dérive nulle la traînée est une fonction paire, on reporte sur la Figure 84 des points construits par symétrie à partir des résultats d'essais. La régression polynomiale d'ordre 2 ressemble alors beaucoup à l'approximation en $1/\cos^2(\phi)$. L'effet mesuré ici est du même ordre que l'erreur de symétrie de notre mesure.

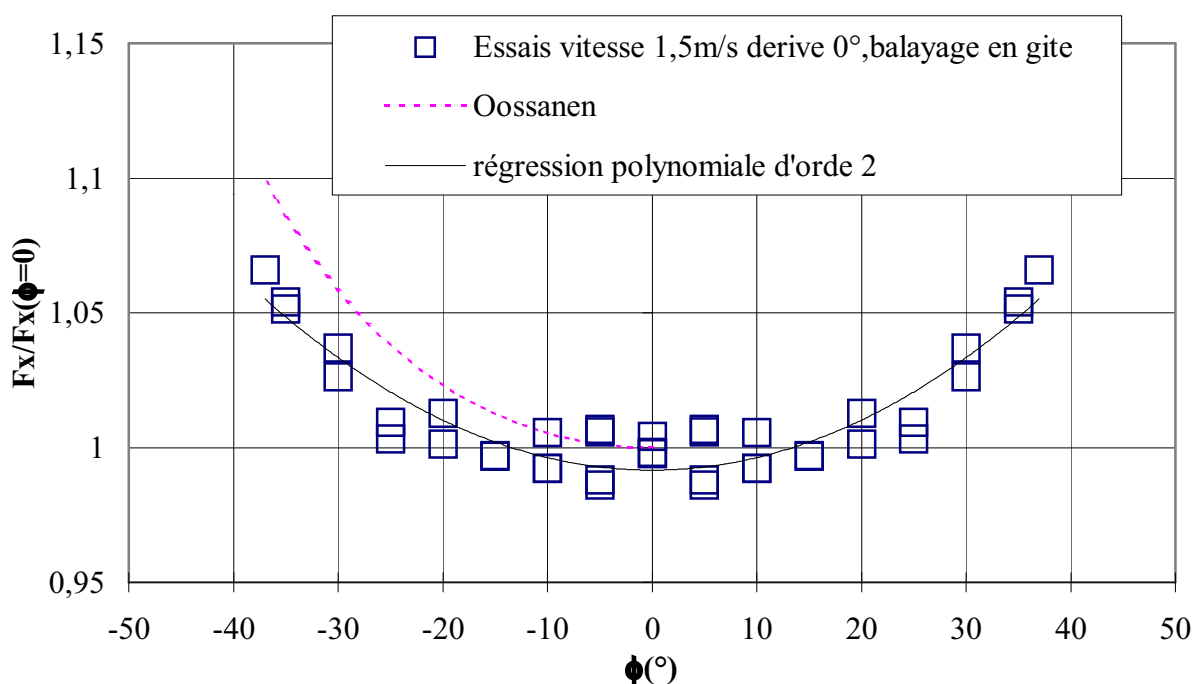


Figure 84 : influence de la gîte sur la traînée, symétrie

Nos essais montrent que la gîte en elle-même n'induit pas un frein significatif sur la carène. Ce serait même plutôt le contraire aux faibles nombres de Froude ($F_n < 0.3$) et pour des angles inférieurs à 20 degrés. L'effet néfaste de la gîte dans certaines configuration de navigation est probablement imputable à l'angulation du safran qui compense le moment de lacet.

L'influence de la gîte sur le moment de lacet est présentée sur la Figure 80. Le moment de lacet engendré par la gîte est un phénomène connu. Il est souvent associé dans les ouvrages

consacrés à la voile à un effet purement géométrique. Lorsque le voilier gîte l'effort vélique de traction se déplace sous le vent. Associé à l'effort de traînée qui s'exerce sur la carène il crée un couple. C'est ce dernier qui est rendu responsable de la tendance d'un voilier à être ardent à la gîte. Le moment de lacet hydrodynamique que nous mesurons est du même ordre de grandeur que l'effet géométrique et agit dans le même sens. Il est donc important de le prendre en compte.

Pour évaluer la portance sur la carène et sur les appendices P. Van Oossanen utilise des formules empiriques issues de la théorie des ailes. La Figure 85 montre que ces formules fournissent approximation assez satisfaisante pour ce qui est de l'influence de la vitesse. Les points de mesure suivent à peu près une évolution parabolique conforme à la théorie. Une légère oscillation autour de cette tendance est néanmoins perceptible. Cela est sans doute imputable à l'effet des vagues sur la carène. On relèvera par la suite, pour les hautes vitesses, des mesures de portance importantes pour la carène du Class8 dépourvue de ses appendices; ce qui conforte cette hypothèse.

La Figure 86 montre également que l'influence de la dérive est conforme à la théorie. Une régression linéaire offre une bonne approximation. Un décalage de l'angle de dérive à portance nulle est néanmoins remarquable. Ce qui s'explique par la dissymétrie de la carène en gîte.

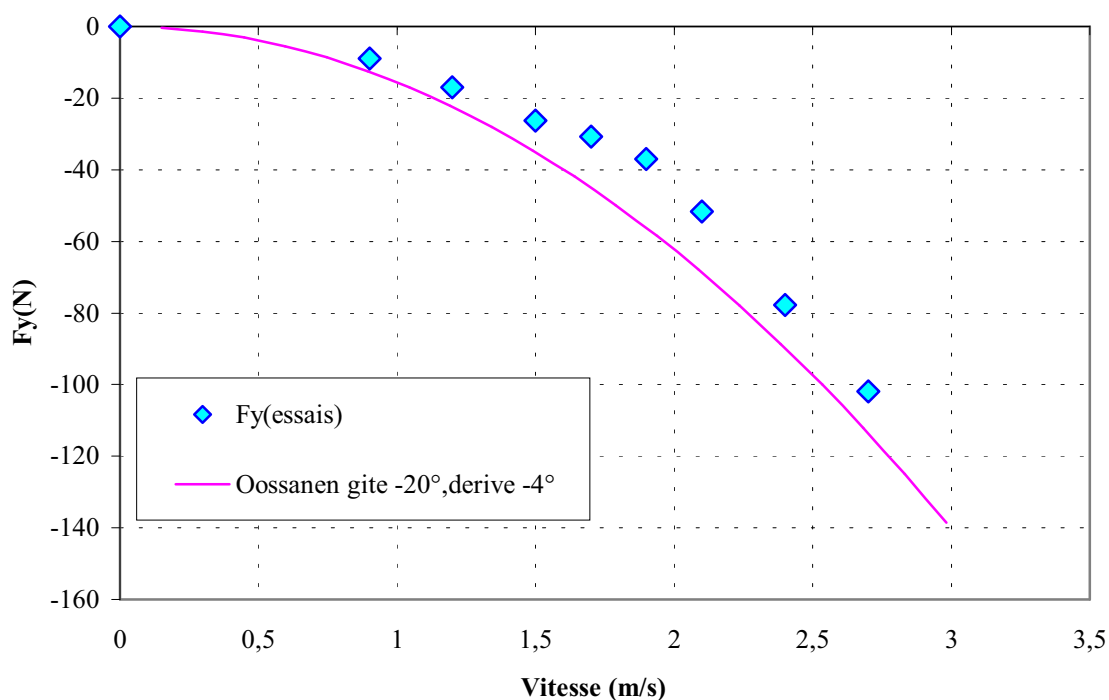


Figure 85 : influence de la vitesse sur la portance pour le voilier en gîte et dérive

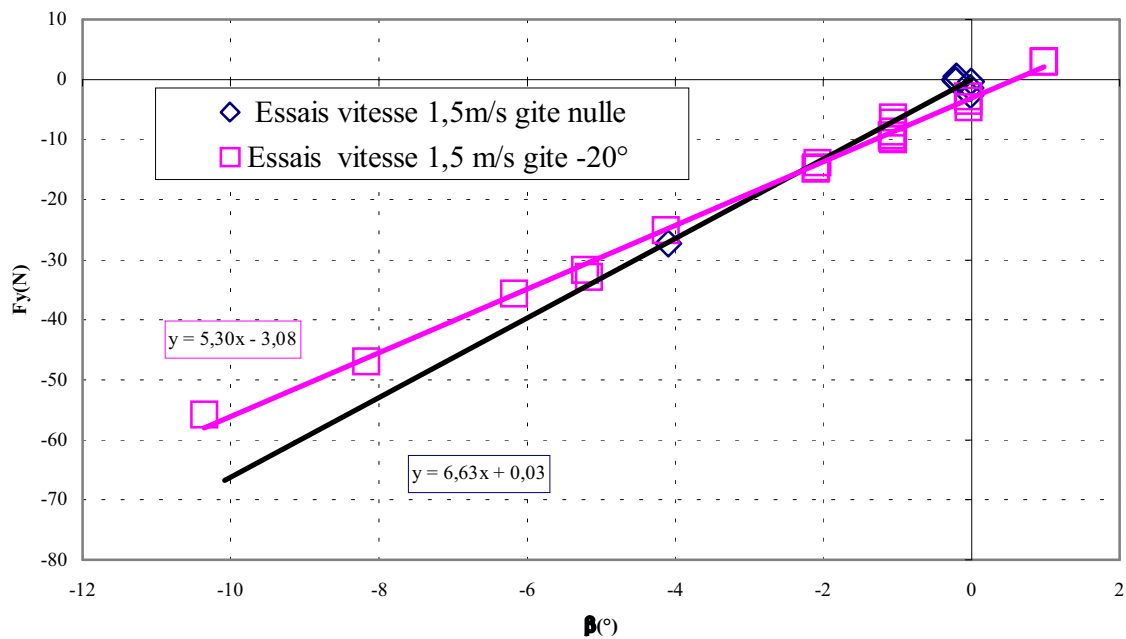


Figure 86 : influence de la dérive sur la portance

IV.1.4.3 Influence de l'assiette (Figure 87)

On observe une diminution de la traînée lorsque la maquette est cabrée. A vitesse élevée cela correspond à ce que l'on connaît du Sélection et des bateaux de ce type. Par contre pour les faibles vitesses, la surface mouillée diminuant lorsque la maquette est piqueuse il semblerait naturel que la traînée diminue. Or, même si elle demeure presque constante la traînée maquette cabrée reste inférieure à la traînée maquette piqueuse. En modifiant légèrement l'assiette, on peut observer jusqu'à 18% de variation sur la traînée. L'influence de l'assiette ainsi que l'interaction avec la vitesse devront être pris en compte.

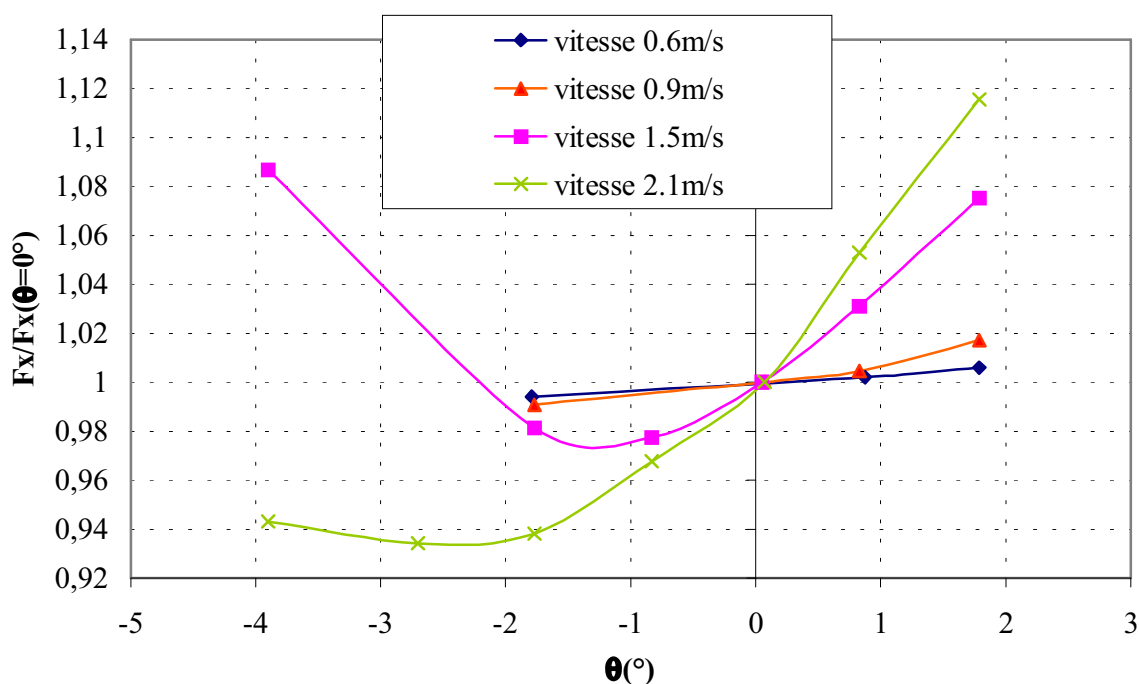


Figure 87 : influence de l'assiette sur la traînée

IV.1.4.4 Influence de l'enfoncement

L'enfoncement est laissé libre durant l'essai, on ne règle pas directement ce paramètre mais on modifie le déplacement de la maquette à l'aide de masses additionnelles. On a fait des essais pour trois déplacement 39.1Kg, 37kg, 35.6kg (Figure 88).

On ne mesure une différence significative sur les efforts que pour un nombre de Froude supérieur à 0.4 (Figure 88). L'interaction du déplacement avec la vitesse doit donc être représentée.

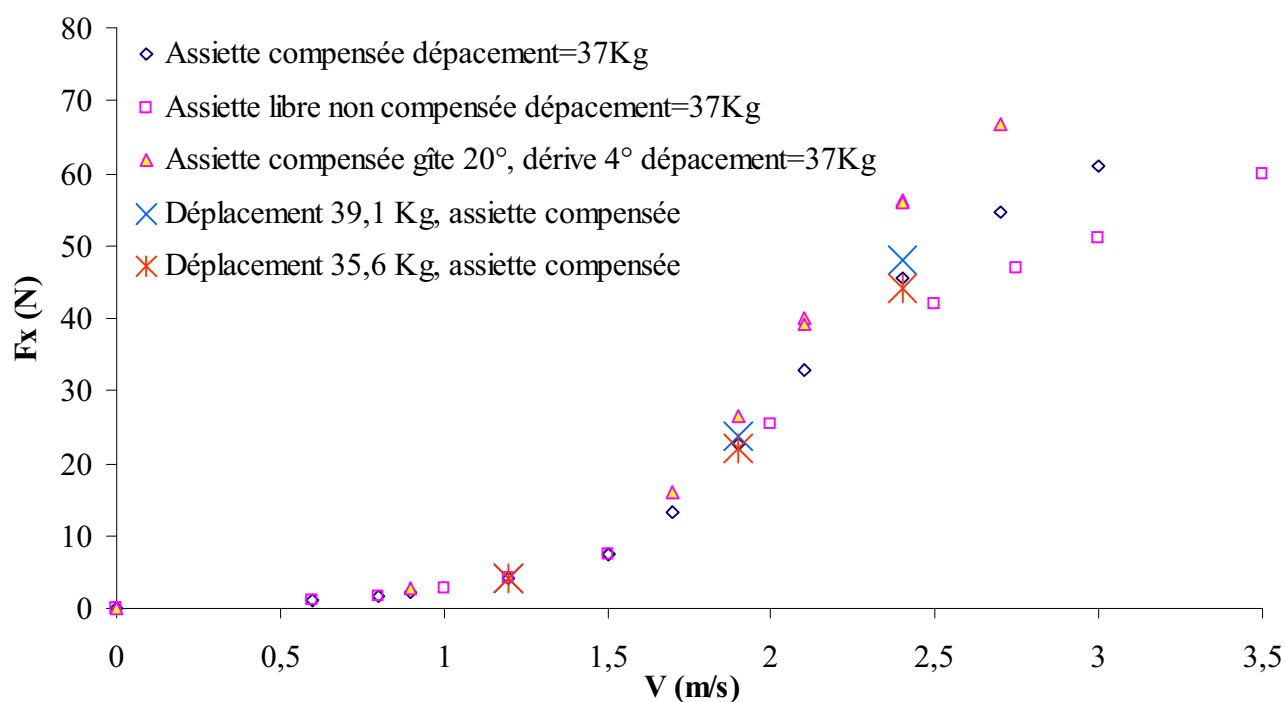


Figure 88 : influence du déplacement de la gîte et de l'assiette sur la traînée

IV.2 Essais sur First Class 8

IV.2.1 Objectifs

Les essais ont pour but d'évaluer tous les termes significatifs du modèle des actions hydrodynamiques sur la carène.

En 1998 la carène est testée seule, pour les campagnes de 1999 elle est munie de sa quille. On dispose ainsi d'éléments pour distinguer les efforts sur la quille et sur la carène.

L'objectif principal des deux premières campagnes est la mise au point d'une technique d'essais adaptée aux contraintes de la simulation dynamique. Nous utilisons en octobre et en novembre 1998 deux systèmes de mesure différents, ce qui nous permet d'évaluer la reproductibilité de nos mesures (§0)

IV.2.2 Caractéristiques de la maquette

La carène a été numérisée à l'aide du logiciel Maxsurf. La surface obtenue approche les points du plan original avec une précision inférieure à 3mm en grandeur réelle. La même précision relative a été demandée pour la réalisation de la maquette.

La construction de la maquette a été confiée au CRAIN. La maquette est en mousse polystyrène recouverte d'une peau en fibre de verre et résine polyester. Le pont est en contre-plaqué "marine" stratifié renforcé par de la fibre de verre. La console qui assure la liaison entre la maquette et la balance est en sandwich, âme contre-plaqué et peau carbone. Pour les deux dernières campagnes d'essais des raidisseurs en aluminium seront montés sur le pont pour limiter les déformations.

▪ Choix de la dimension de la maquette :

D'après Yoshihiro Nagami et al. [57], les effets d'échelle sont négligeables pour des maquettes de trois mètres. Cette constatation est confirmée par l'analyse de l'erreur de corrélation menée par Kirkman [41]. Les autres critères qui nous ont guidés dans le choix de la taille de la maquette sont liés à la taille du bassin des carènes qui limite la vitesse de traction et à la rigidité du système de mesure.

La maquette nue pèse 34 Kg soit deux fois plus que le devis ne le prévoyait, ce qui nous contraindra à employer un système de compensation de masse.

La longueur à la flottaison est de 2.56m d'après les plans mais pour notre déplacement nominal (94 Kg) elle sera portée à 2.63 à gîte et assiette nulles.

Echelle	1:2.7
Longueur Hors tout	2.83 m
Bau maximum	0.92 m
Lwl ($\Delta=94\text{Kg}$)	2.63 m
Swlc	1.47 m ²
Swlk	0.3 m ²

Tableau 19 : maquette du First Class8, caractéristiques

IV.2.3 Conditions de mise en œuvre

Les techniques de mesure évoquées ici sont décrites en §III.2.

Nous utilisons pour la première campagne d'essais la petite balance. Ce système de mesure est adapté pour la technique avec assiette compensée.

Les essais sont réalisés autour de deux points caractéristiques.

Le point 1 représente un agencement des paramètres d'attitude qui correspond au portant, la gîte et la dérive sont nulles.

Tandis que le point 2 représente l'allure du près, la gîte vaut -20 degrés et la dérive vaut -4 degrés.

Deux types de voilure sont envisagés: un pour le près et un autre pour le portant. Pour le premier, la grand voile est associée au génois et l'altitude du centre d'efforts véliques est estimée à 1.9m. Pour le second, la grand voile est associée au spinnaker et l'altitude est estimée à 2.4m.

Par conséquent, la compensation d'assiette est différente pour chaque voilure. Quand nous effectuons un balayage autour du point 1 nous utilisons la compensation associée à l'allure du près et lorsque nous effectuons un balayage autour du point 2 nous utilisons la compensation associée au portant.

Pour les campagnes suivantes nous utilisons la grande balance afin de mettre en œuvre une technique adaptée au besoin de la simulation. La technique idéale à priori est une technique fixe. Nous tentons de la mettre en œuvre dès la campagne de novembre 1998, mais des difficultés pratiques nous contraignent à l'abandonner. Pour les trois campagnes suivantes nous emploierons la technique "semi-captive" avec pilonnement libre.

IV.2.4 Plan d'expériences

Pour les deux premières campagnes l'esprit de la planification des essais préliminaires est repris.

On réalise des balayages fins pour la vitesse, la gîte, l'assiette et la dérive autour du point 1. Un balayage fin supplémentaire est réalisé pour la vitesse autour du point 2.

Nous réalisons des plans complets sur le couple vitesse-assiette et sur le couple vitesse-déplacement. Pour prendre en compte davantage d'interactions, un plan complet sur tous les facteurs excepté le déplacement est réalisé en novembre. Nous restreignons au maximum le nombre de niveaux par facteur. La vitesse, la gîte, la dérive et le déplacement ont deux niveaux, tandis que nous en affectons 3 pour l'assiette dont le caractère notoirement non linéaire est apparu lors des essais préliminaires.

Les deux dernières campagnes sont l'application des considérations que nous avons exposées au chapitre II. Elles constituent un plan de résolution 5 sur les cinq facteurs significatifs et un plan complet sur quatre facteurs, le déplacement étant fixé à 94 Kg dans le dernier cas.

Dates	Nombre d'essais	Plan d'expériences	avec quille	Système de mesure	Technique de mesure	Température	
						eau(°C)	air(°C)
Oct98	87	Balayages fins et criblage des facteurs	Non	Petite balance	Pilonnement libre Assiette compensée +balayage en assiette	15,4 à 16	-
Nov98	87	Balayages fins et criblage des facteurs	Non	Grande balance	Technique fixe, puis Pilonnement libre et assiette fixe	13.1 à 14.1	-
Juin99	128	Série 1 et 2 plan complet et plan de résolution 5	oui	Grande balance	Pilonnement libre et assiette fixe	17.4 à 18.5	15.2 à 27.6
Juin99	33	Balayages fins	oui	Grande balance	Pilonnement libre et assiette fixe	"	"
Juin99	32	plan complet Hydrostatique	oui	Grande balance	Technique fixe	"	"
Oct99	64	Série 3 plan complet et plan de résolution 5	oui	Grande balance	Pilonnement libre et assiette fixe	16 à 16.5	18.2 à 21.8

Tableau 20 : tableau récapitulatif des campagnes d'essais sur First Class8

IV.3 Présentation "classique" des résultats

On présente ici les résultats de manière traditionnelle, en faisant comme au chapitre II la distinction avec la méthode des plans d'expériences. La présentation en termes d'effets simples et d'interaction de facteur fait l'objet du chapitre suivant.

Il faut préciser pour les résultats présentés ici que lorsque le niveau d'un facteur n'est pas indiqué, c'est qu'il est au niveau nominal.

- La vitesse nominale vaut 1.75m/s soit au réel 5.59 nœuds en similitude de Froude.
- La gîte, l'assiette et la dérive nominale sont nulles.
- Le déplacement nominal vaut 91.5 Kg pour la carène seule et 94 Kg pour la maquette munie de sa quille.

Pour la campagne d'octobre 1998, nous utilisons la petite balance avec la technique en assiette compensée. La technique en assiette fixe est employée avec la grande balance pour la campagne de novembre 1998. A l'exception du balayage en assiette, lorsqu'il est précisé sur les figures que les essais sont réalisés avec la petite balance, cela signifie que la technique de compensation d'assiette est employée. A l'inverse s'il est précisé que la grande balance est utilisée, cela signifie que l'assiette est fixe.

IV.3.1 Carène seule

▪ Influence de la vitesse

La Figure 89 met en évidence la reproductibilité de nos mesures. Des détails sur ce point sont donnés en §III.6.5. La technique en pilonnement libre et en assiette compensée est employée ici.

Cette technique est délicate à mettre en œuvre avec la petite balance et pour des vitesses élevées (2.5 et 3m/s) car les déformations induites par le moment hydrodynamique de tangage doivent être compensées. La déformation en assiette est compensée en déplaçant les masses mobiles sur le pont de la maquette de manière à annuler le moment de tangage. Le système est en quelque sorte précontraint. Ce procédé est mis en œuvre de manière itérative, il est par conséquent gourmand en essais. De plus le système de masses mobiles n'ayant pas été dimensionné à cet effet, la compensation de la déformation n'est que partielle à partir de 3m/s. Enfin, la Figure 94 montre que la mesure du moment de tangage est biaisée par cet artifice.

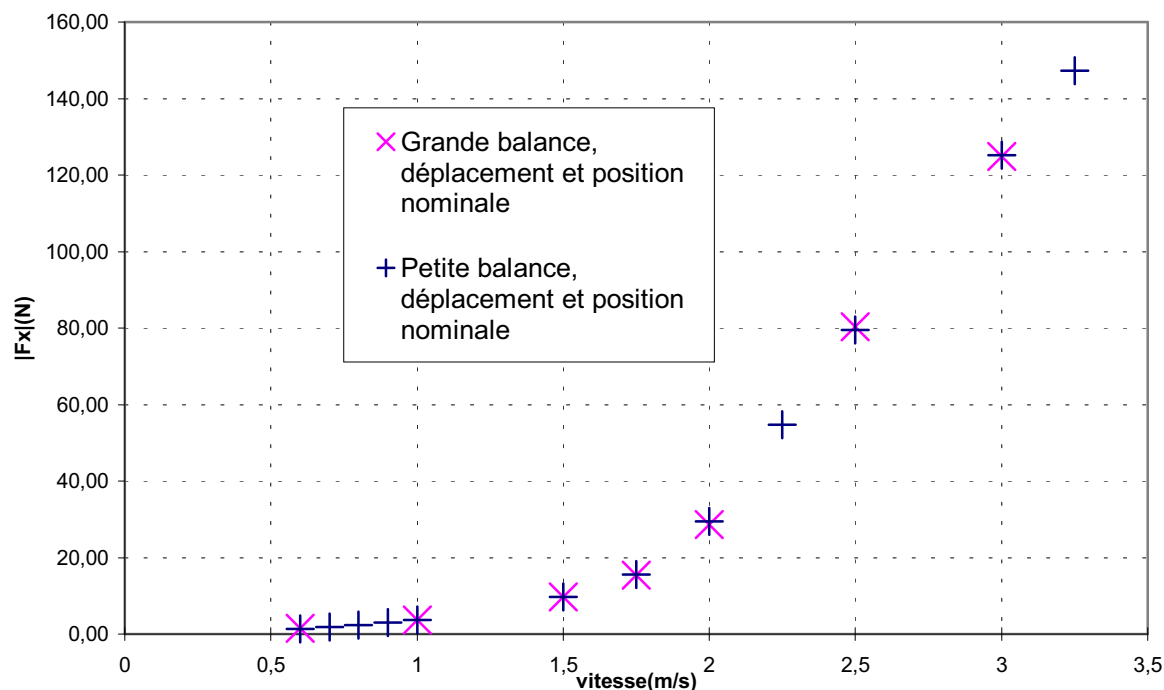


Figure 89 : influence de la vitesse sur la traînée, assiette compensée

La Figure 90 montre l'évolution de l'enfoncement et de l'assiette. Les courbes de l'assiette sont en pointillés. Les courbes de l'enfoncement sont en traits continus. Un symbole identique est utilisé pour l'assiette et l'enfoncement lorsqu'il s'agit de la même série d'essais. On observe une corrélation entre l'assiette et l'enfoncement. Certains essais à haute vitesse notamment pour des assiettes piqueuses se sont avérés irréalisables parce la maquette coulait. Le phénomène de planning n'apparaît que lorsque l'assiette est libre, si la maquette peut se cabrer (assiette négative).

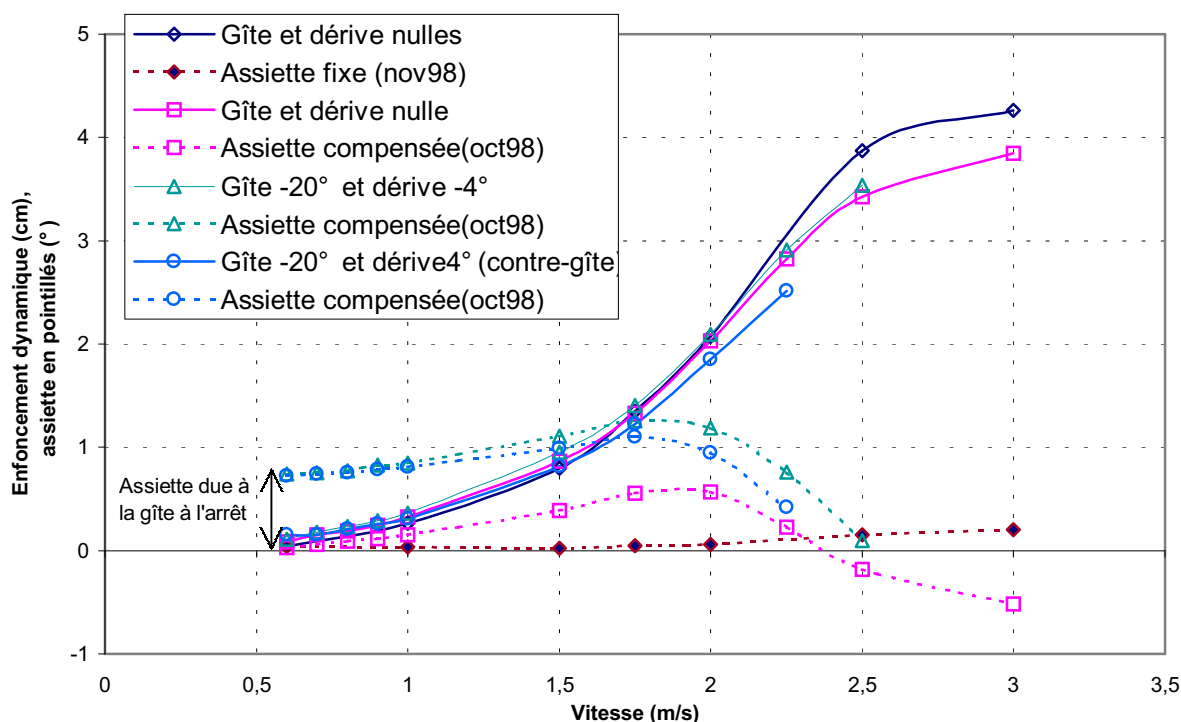


Figure 90 : influence de la vitesse sur l'enfoncement dynamique, corrélation avec les autres paramètres d'attitude

■ Influence de la gîte

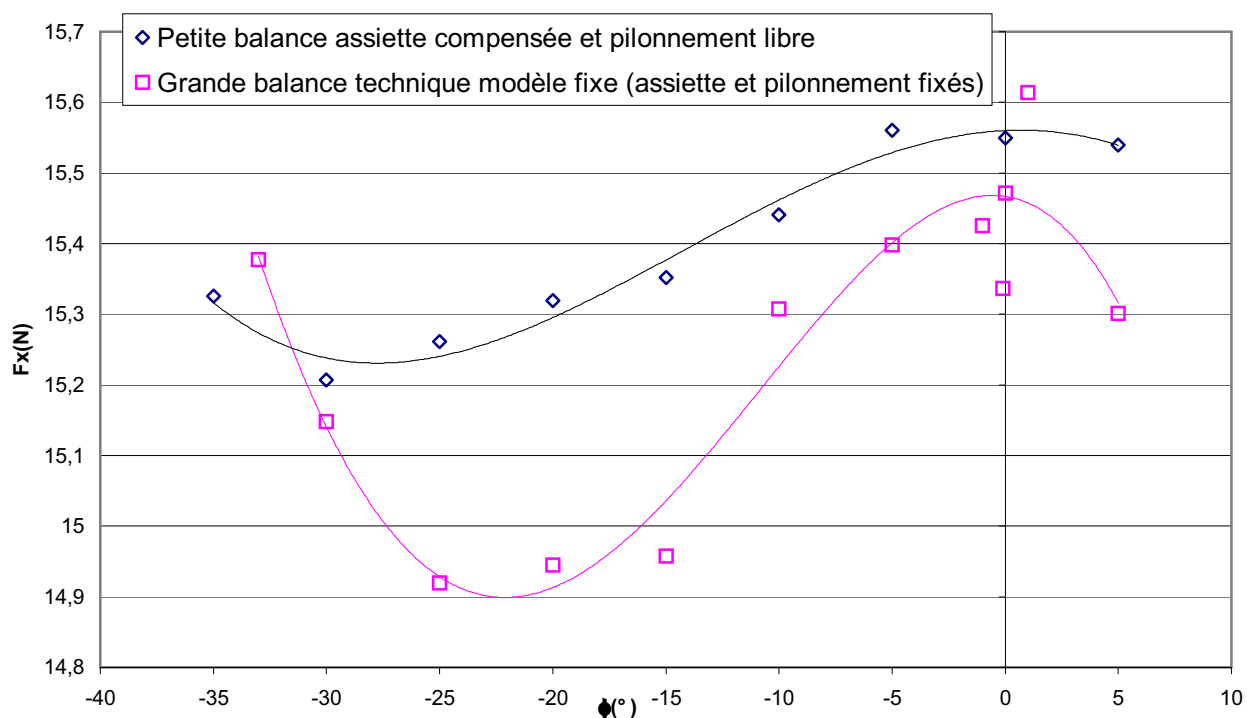


Figure 91 : influence de la gîte, Méthodes fixe et avec assiette compensée ($V=1.8\text{m/s}$)

La Figure 91 illustre la difficulté à modéliser l'influence de la gîte. Ici l'évolution de la traînée ne peut pas être assimilée à une parabole. La formulation de P. Van Oossanen avec un coefficient multiplicateur de $1/\cos^2(\phi)$ ne donne pas satisfaction.

Les courbes des deux campagnes d'essais sont différentes parce qu'elles représentent deux techniques de mesure différentes. La première série d'essais est obtenue avec la petite balance et la technique avec pilonnement libre et assiette compensée (cf. §III.2.2). La seconde est obtenue avec un système de mesure différent, la grande balance, et avec une attitude du bateau fixe (cf. technique modèle fixe §III.2.1). Plusieurs essais sont réalisés pour une gîte nulle. Notons la dispersion plus élevée qu'entraîne la méthode fixe (environ 2% de la traînée). Cette dispersion est due notamment à la difficulté du réglage du déplacement. Les fluctuations de la mesure de l'effort vertical avec la température en sont la principale cause.

Les deux courbes ne sont pas vraiment comparables car la valeur de l'assiette diffère de l'une à l'autre. La Figure 92 montre les variations significatives de l'assiette dues à la gîte pour la technique en assiette compensée. Les variations de traînée en fonction de la gîte sont relativement faibles. Elles sont quatre fois plus faibles que les fluctuations mesurées en fonction de l'assiette comme on le constate en comparant la Figure 91 et la Figure 93.

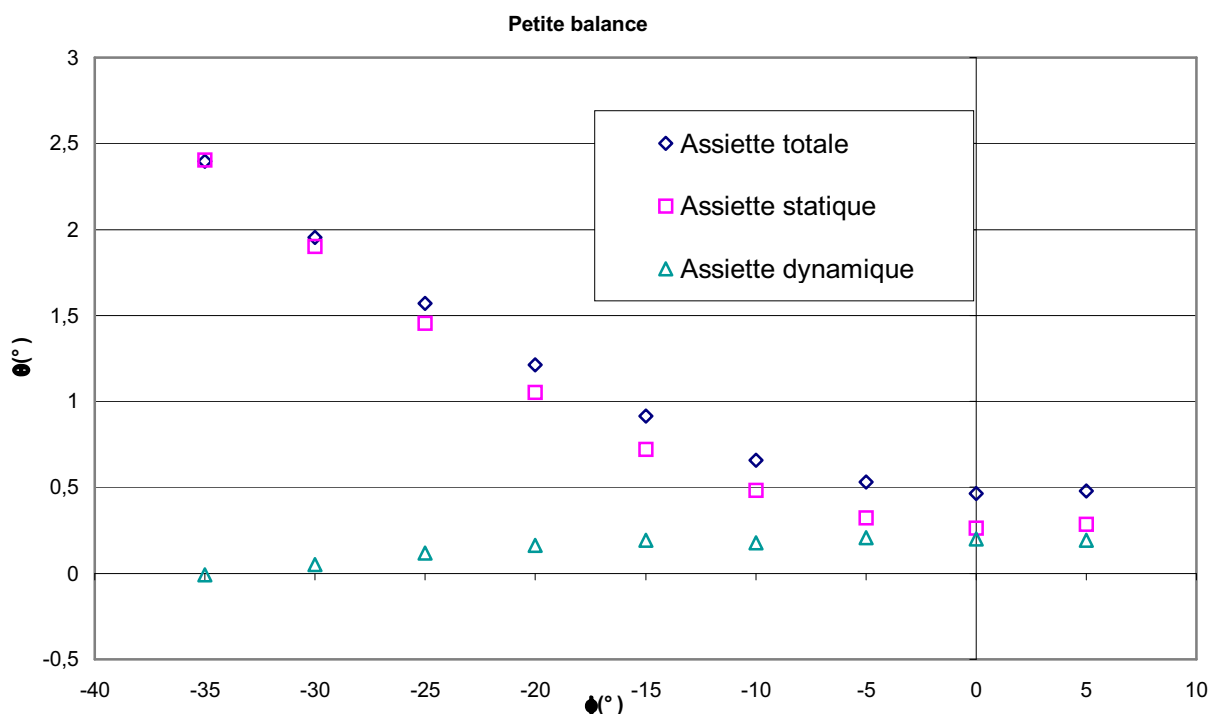


Figure 92 : technique avec assiette compensée, influence de la gîte sur l'assiette ($V=1.8\text{m/s}$)

▪ Influence de l'assiette

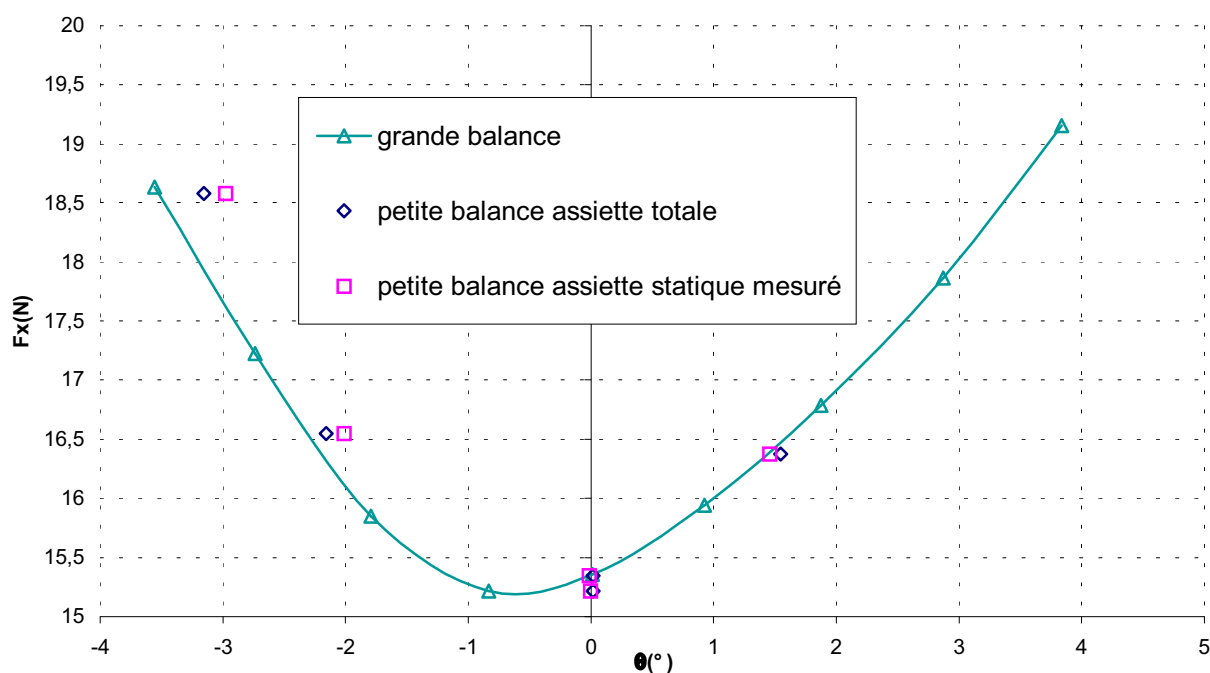


Figure 93 : influence de l'assiette sur la traînée ($V=1.8m/s$)

La Figure 93 donne une bonne représentation de la reproductibilité entre les deux systèmes de mesure. On observe des écarts pour des valeurs négatives de l'assiette, et plus la valeur de l'assiette est importante, plus l'écart est important. Ceci est imputable aux déformations. Lorsque la maquette est cabrée, ce qui correspond à une assiette négative, elle est soumise à un moment de tangage important. Lorsque l'assiette est fixée, nous mesurons quand même pour la petite balance une assiette dynamique significative. Cela ne constitue qu'une partie de la déformation totale. Nous traçons deux séries de points, la première en fonction de la mesure statique de l'assiette, la seconde en fonction de l'assiette totale qui comprend la mesure dynamique de l'assiette. On observe que les points se rapprochent de la courbe établie avec la grande balance.

L'erreur engendrée par la déformation est la plus forte pour la mesure du moment de tangage (Figure 94). On observe un écart de pente important entre les mesures effectuées avec les deux systèmes de mesure. La mesure des zéros est faussée parce que la position de la maquette pendant l'essai ne correspond pas à la position à l'arrêt. L'écart entre la mesure effectuée avec un système souple et celle effectuée avec un système raide correspond à la variation de moment hydrostatique induit par la déformation en assiette. En mesurant sur la Figure 94 l'écart de pente et en utilisant la mesure du moment hydrostatique, on estime la raideur de la petite balance. On trouve ainsi que la petite balance serait trois fois plus souple en tangage que la grande balance.

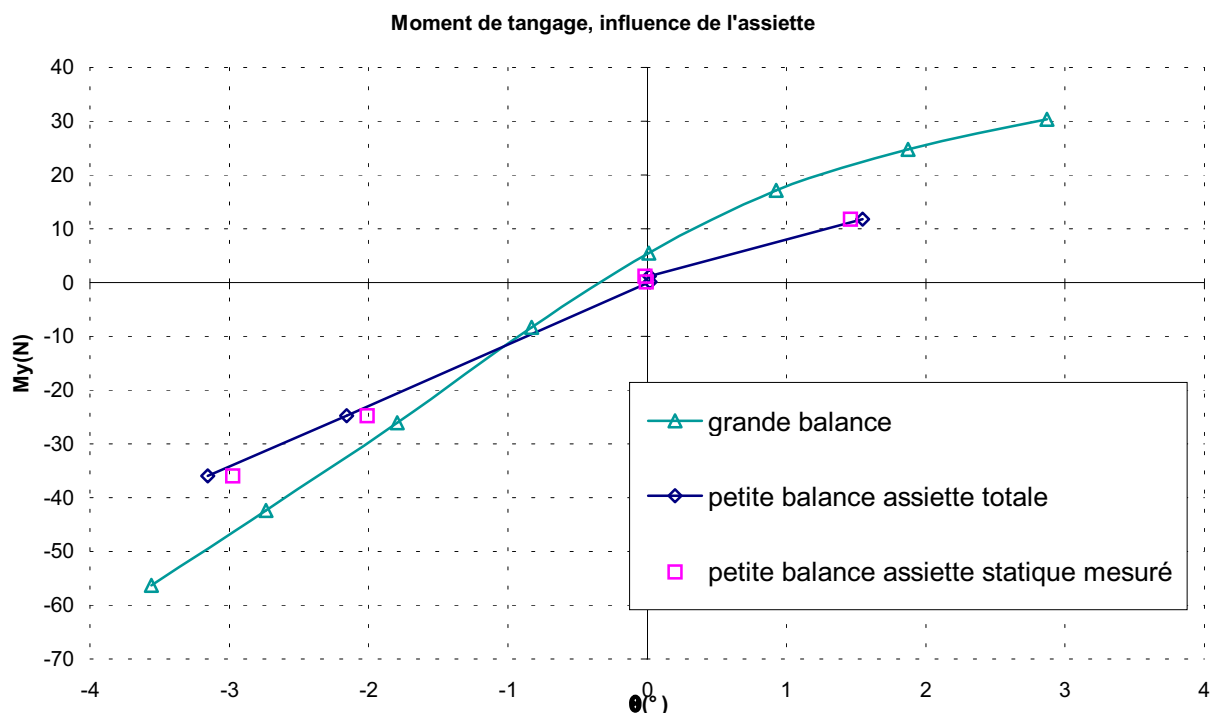


Figure 94 : influence de l'assiette sur le moment de tangage ($V=1.8m/s$)

▪ Influence de la dérive

La Figure 95 et la Figure 96 présentent toutes deux un phénomène intrigant. Pour un angle de 10° , alors que l'on s'attend au fléchissement qui indique le début d'un décollement, on observe, pour la portance comme pour le moment de lacet, une augmentation de la pente en fonction de la dérive. Le point à 10 degrés est exclu de la régression linéaire

Nous attribuons la différence de pente mesurée, qui est de 2% environ pour la portance, entre les deux campagnes d'essais à l'incertitude sur la dérive. Une correction a été apportée à la dérive pour les mesures réalisées avec la petite balance, en utilisant la raideur déterminée pendant la campagne préliminaire. La différence peut être due également à la technique employée. Avec la grande balance l'assiette est fixée à zéro, alors qu'avec la petite balance l'assiette est compensée, elle évolue entre 0.5 et 0.6 degré. La Figure 97 montre que l'influence de l'assiette sur le moment de lacet n'est pas neutre. Plus le bateau est piqueur (assiette positive), plus le moment de lacet est important. Ce phénomène s'accroît avec la gîte. En navigation, le barreur aura d'autant plus de difficulté à contrôler sa trajectoire. Cette figure est obtenue grâce au plan complet réalisé pendant la campagne de novembre. L'influence de l'assiette sur la portance semble par contre moins régulière (Figure 98).

On constate sur la Figure 99 qu'un lissage par un polynôme de second degré représente bien l'influence de la dérive sur la traînée. La différence entre les deux séries de mesures

peut encore ici être attribuée aux techniques expérimentales employées, en assiette fixe et en assiette compensée.

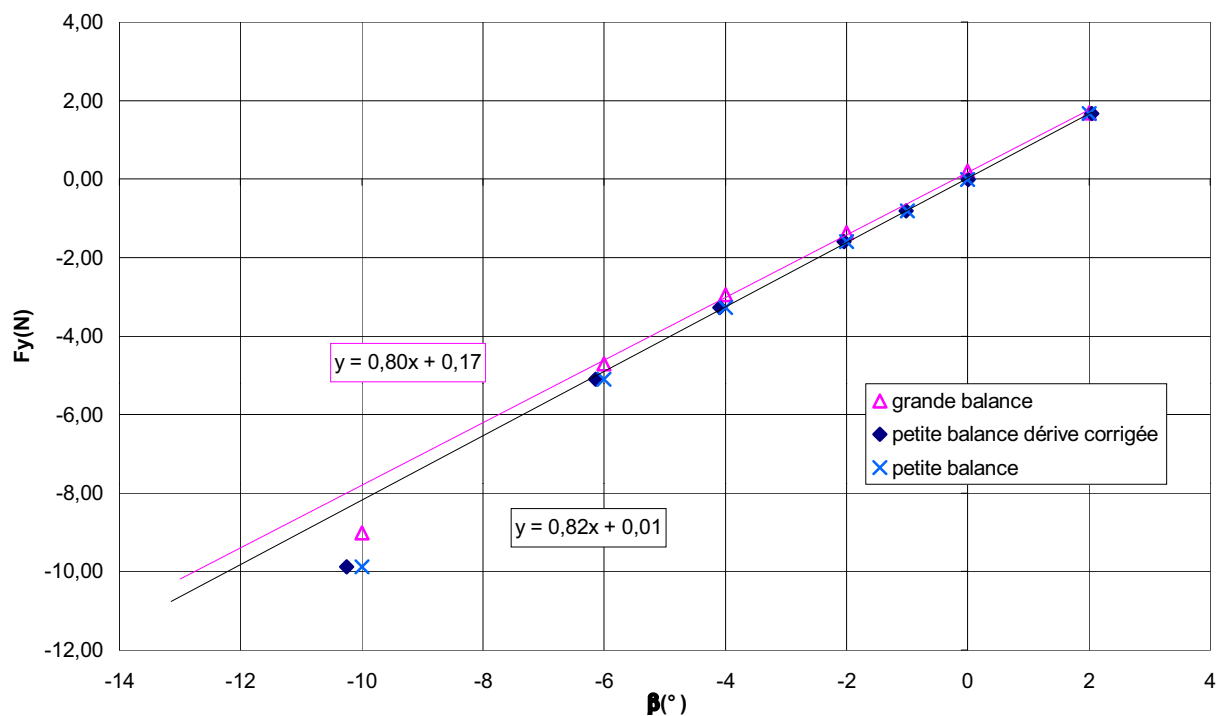


Figure 95 : influence de la dérive sur la portance ($V=1.8m/s$)

Moment de lacet en fonction de la dérive

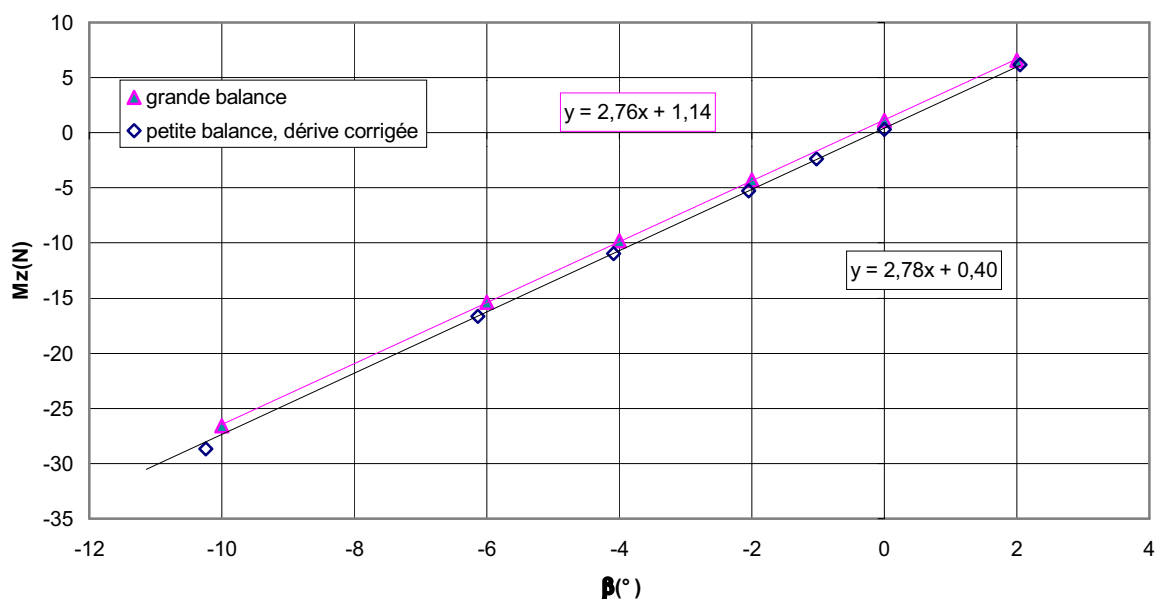


Figure 96 : influence de la dérive sur le moment de lacet ($V=1.8m/s$)

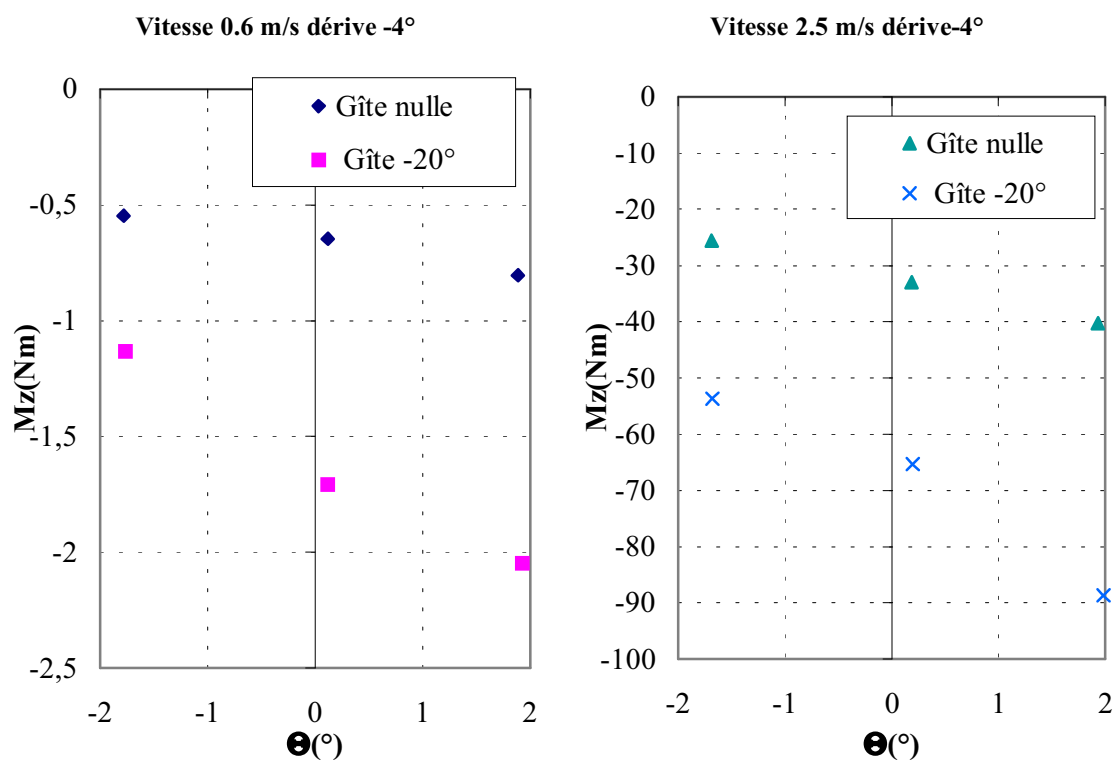


Figure 97 : influence de l'assiette sur le moment de lacet

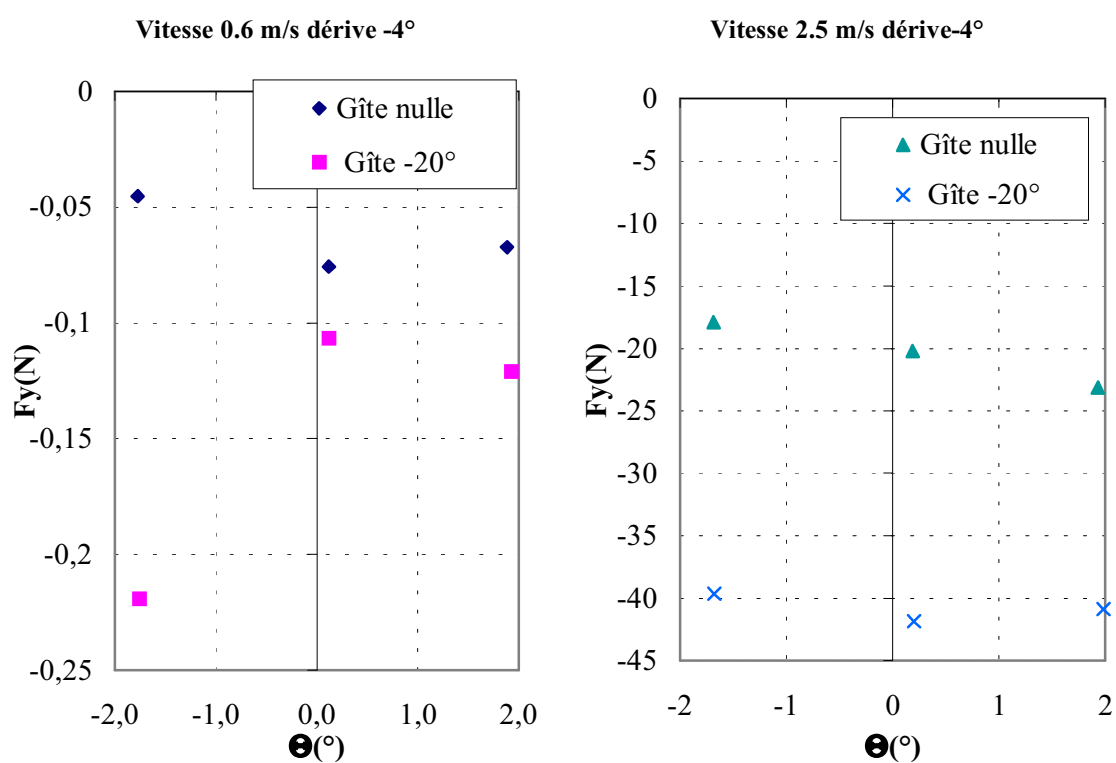


Figure 98 : influence de l'assiette sur la portance

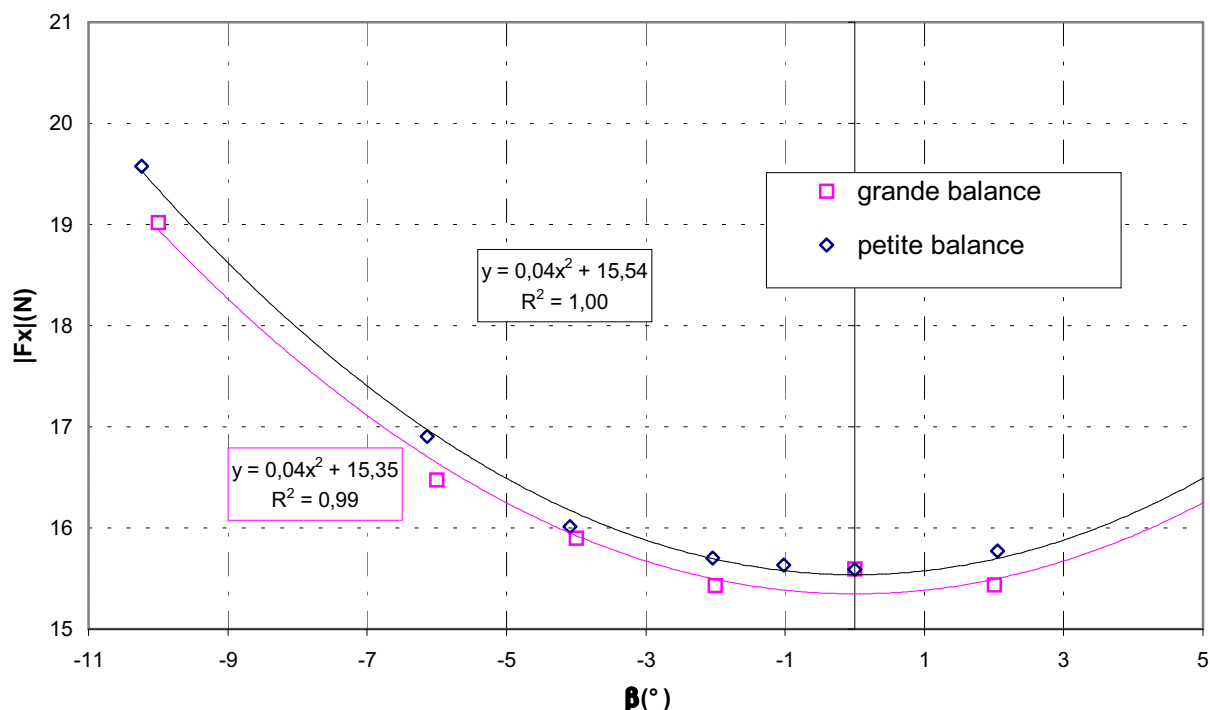


Figure 99 : influence de la dérive sur la traînée (V=1.8m/s)

▪ Influence du déplacement

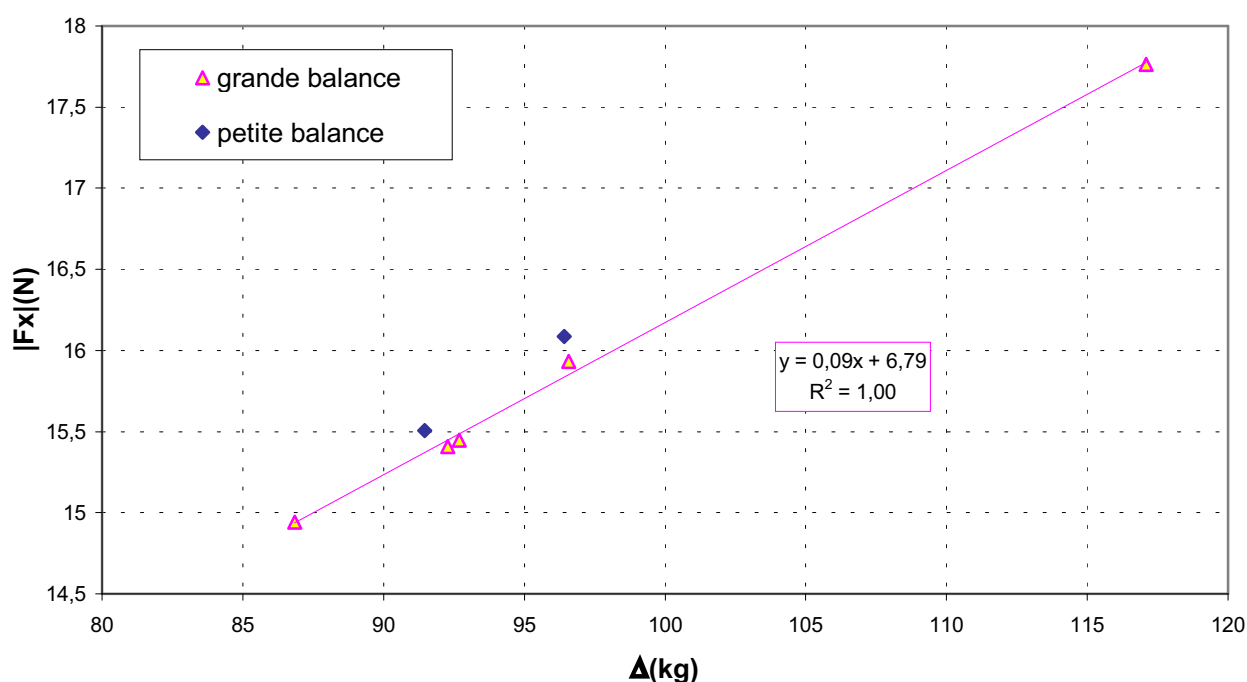


Figure 100 : influence du déplacement sur la traînée (V=1.8m/s)

On observe sur la Figure 100 que l'influence du déplacement sur la traînée est localement linéaire. Les écarts entre les mesures et la droite de régression linéaire sont probablement dus à l'incertitude sur le déplacement. L'écart entre les mesures réalisées avec la petite

balance et celles effectuées avec la grande balance s'explique par la différence entre les techniques expérimentales employées. Dans le premier cas, en assiette compensée, nous mesurons une assiette d'environ un demi degré, dans le second, en assiette fixe, elle est nulle. On trouve une différence de 0.3 Newton environ qui correspond à l'influence de l'assiette présentée à la Figure 93.

IV.3.2 Carène munie de la quille

En supplément du plan d'expériences, nous avons réalisé lors de la campagne de juin 1999 une série de balayages fins des paramètres d'attitude. La carène est munie de sa quille. Les balayages sont effectués autour des points de fonctionnement 1 et 2 que nous avons évoqués en §IV.2.3. Le premier point correspond à un agencement des paramètres typique de l'allure du près tandis que le second correspond au portant.

On observe sur la Figure 102 qu'un polynôme du second degré fournit une bonne approximation pour évaluer l'influence de la vitesse sur la portance. De légères oscillations, sans doute dues à un effet de la surface libre, persistent autour de la courbe de régression. Mais elles sont logiquement moins importantes que pour la carène seule car la surface libre affecte moins l'écoulement sur les appendices que l'écoulement autour de la carène. Comme on peut s'y attendre, l'évolution des moments de roulis et de lacet en fonction de la vitesse d'avance s'apparente à celle de la portance (Figure 102), tandis que le moment de tangage présente une évolution plus proche de celle de la traînée (Figure 101). Ce résultat apparaît déjà dans le modèle de lissage proposé par Teeters [77].

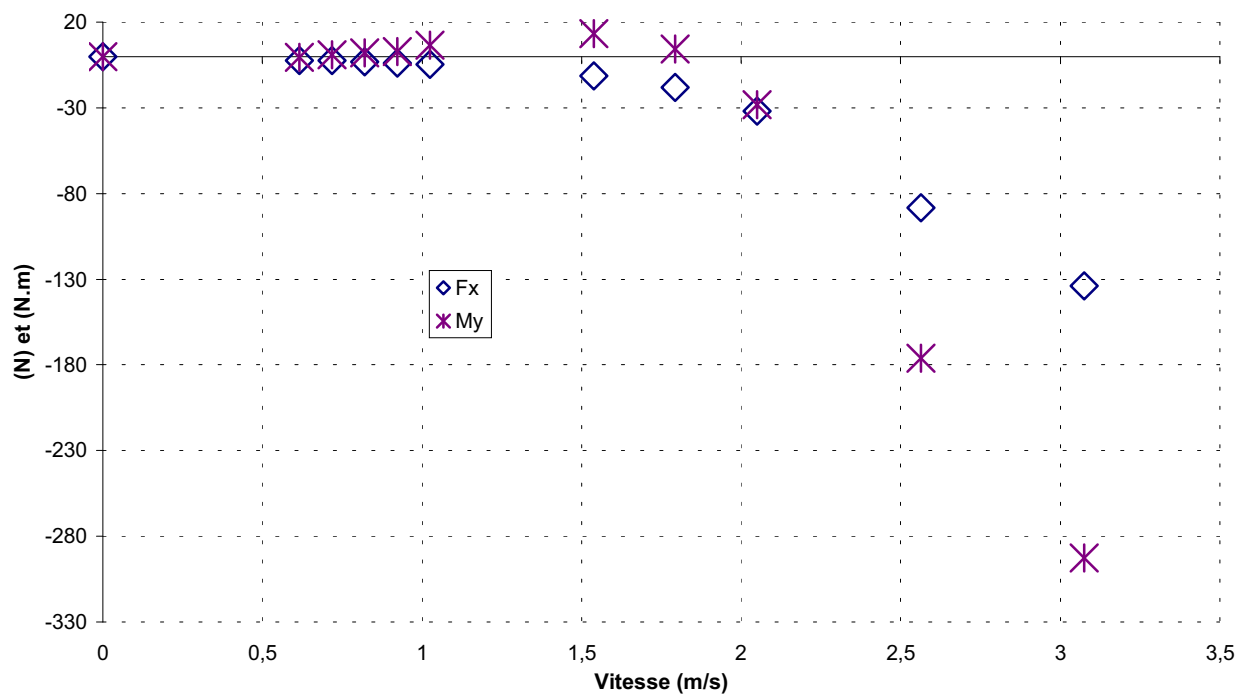


Figure 101 : carène droite ($\phi=0^\circ$, $\theta=0^\circ$, $\beta=0^\circ$), influence de la vitesse

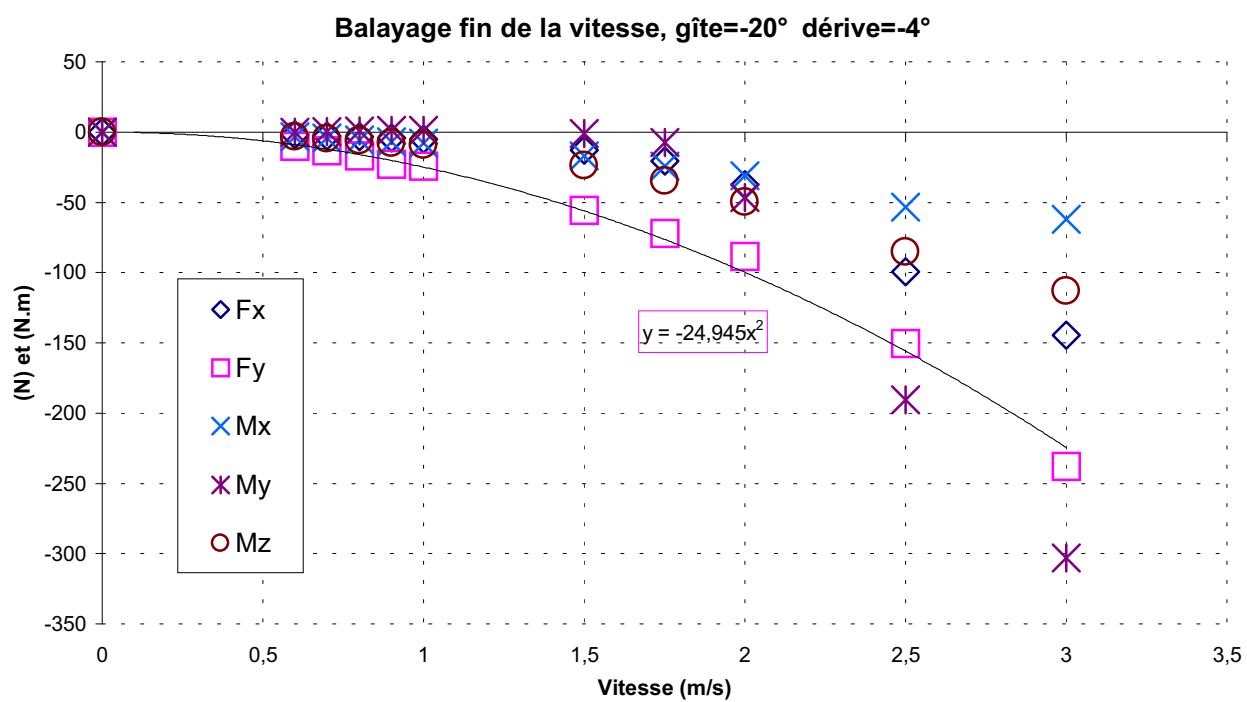


Figure 102 : carène en gîte et en dérive, influence de la vitesse sur les efforts et les moments

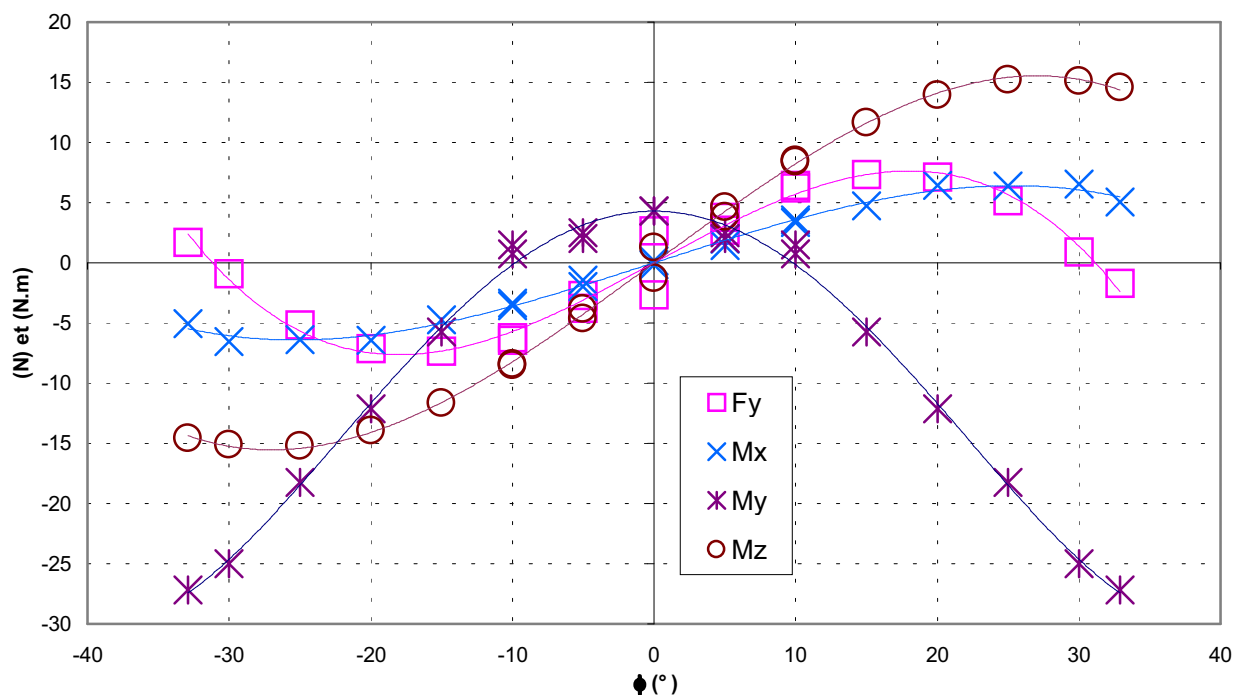


Figure 103 : influence de la gîte sur la portance et les moments ($V=1.8\text{m/s}$, $\psi=0^\circ$)

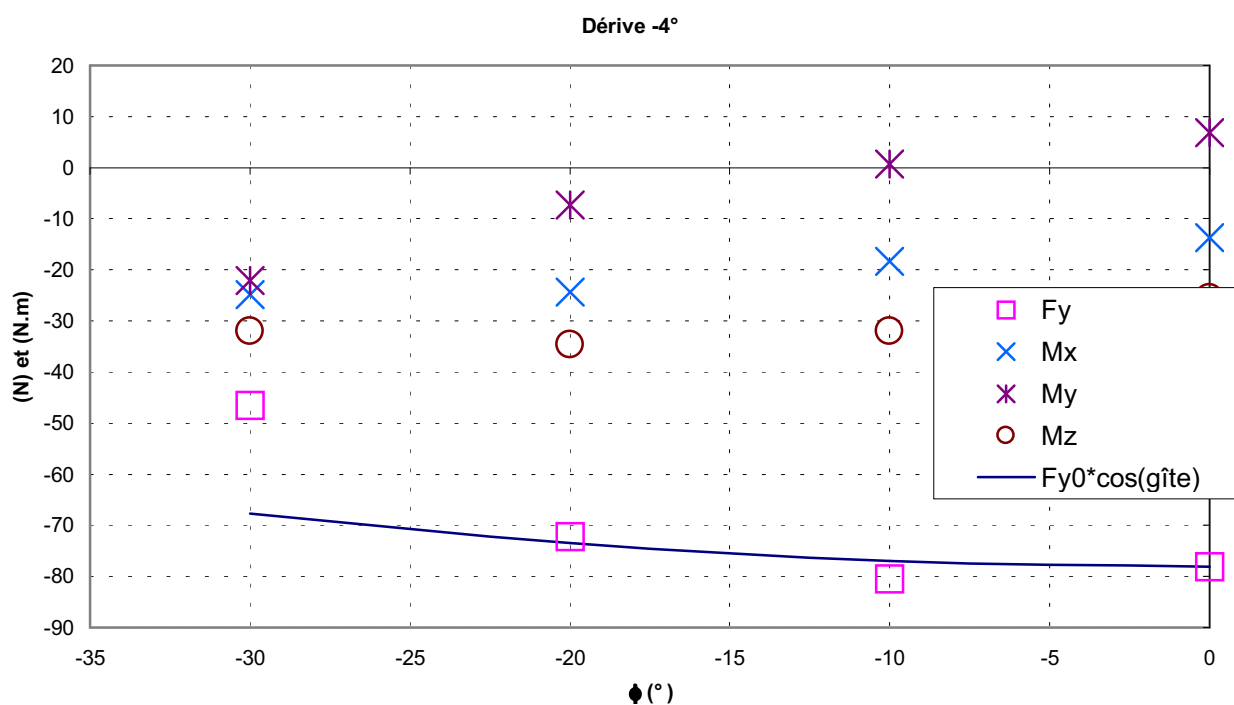


Figure 104 : carène en dérive, influence de la gîte sur la portance et les moments ($V=1.8\text{m/s}$)

L'effet de la gîte sur les efforts et les moments hydrodynamiques est complexe (Figure 105 et Figure 103). Les auteurs considèrent habituellement que le principal effet de la gîte est dû à la diminution de la surface projetée de la quille. On attend alors que la portance évolue comme $\cos(\phi)$. Cela est démenti par la Figure 104. On observe une diminution

brutale de la portance pour un angle de gîte de 30 degrés. Cela est probablement dû au fait que la quille se rapproche sévèrement de la surface libre pour des grands angles de gîte. L'effet miroir lié à la jonction quille-carène n'est plus valable, le rapport d'aspect est alors schématiquement divisé par deux. Un phénomène de ventilation peut également aggraver la chute de la portance.

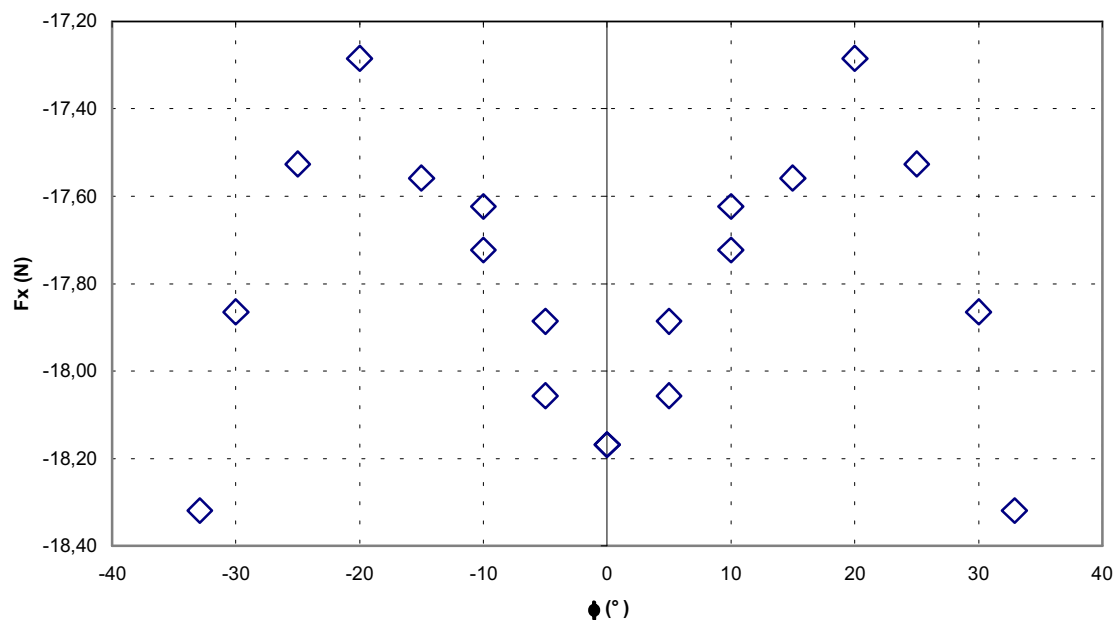


Figure 105 : influence symétrisée de la gîte sur la traînée ($V=1.8\text{m/s}$, $\theta=0^\circ$, $\beta=0^\circ$)

En comparant la Figure 105 et la Figure 106, on constate que l'interaction entre la dérive et la gîte est importante. Avec une dérive de 4° l'influence de la gîte sur la traînée est plus régulière. L'approximation de P. Van Oossanen, citée en §IV.1.4.2, n'est toutefois pas encore satisfaisante.

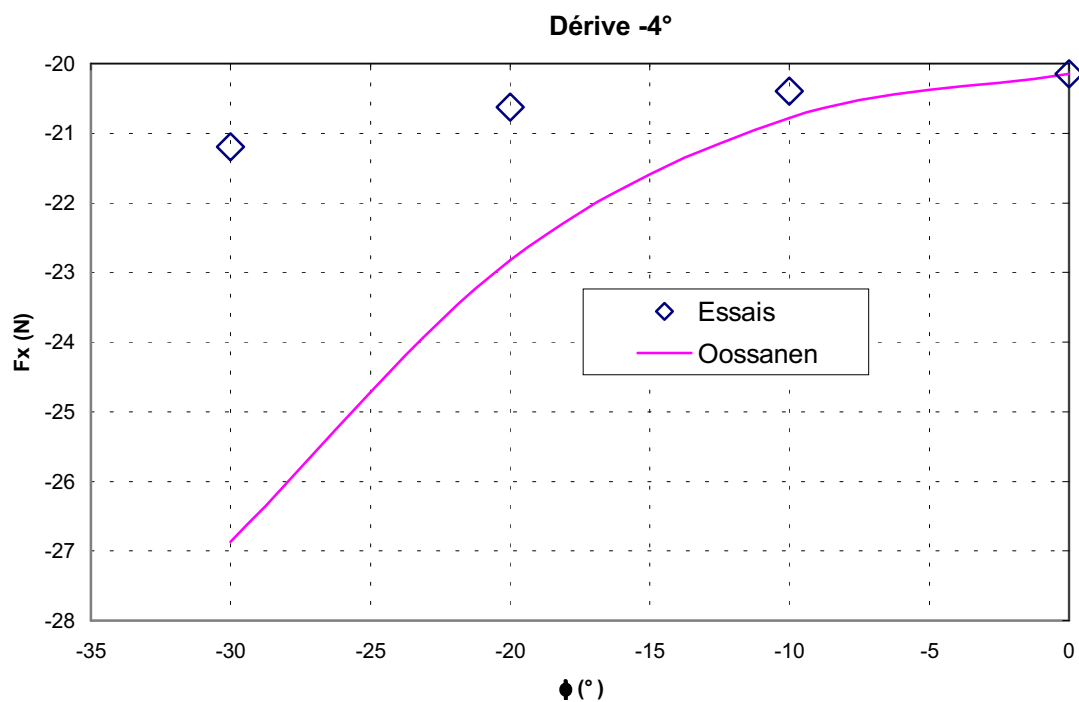


Figure 106 : carène en dérive, influence de la gîte sur la traînée (V=1.8m/s)

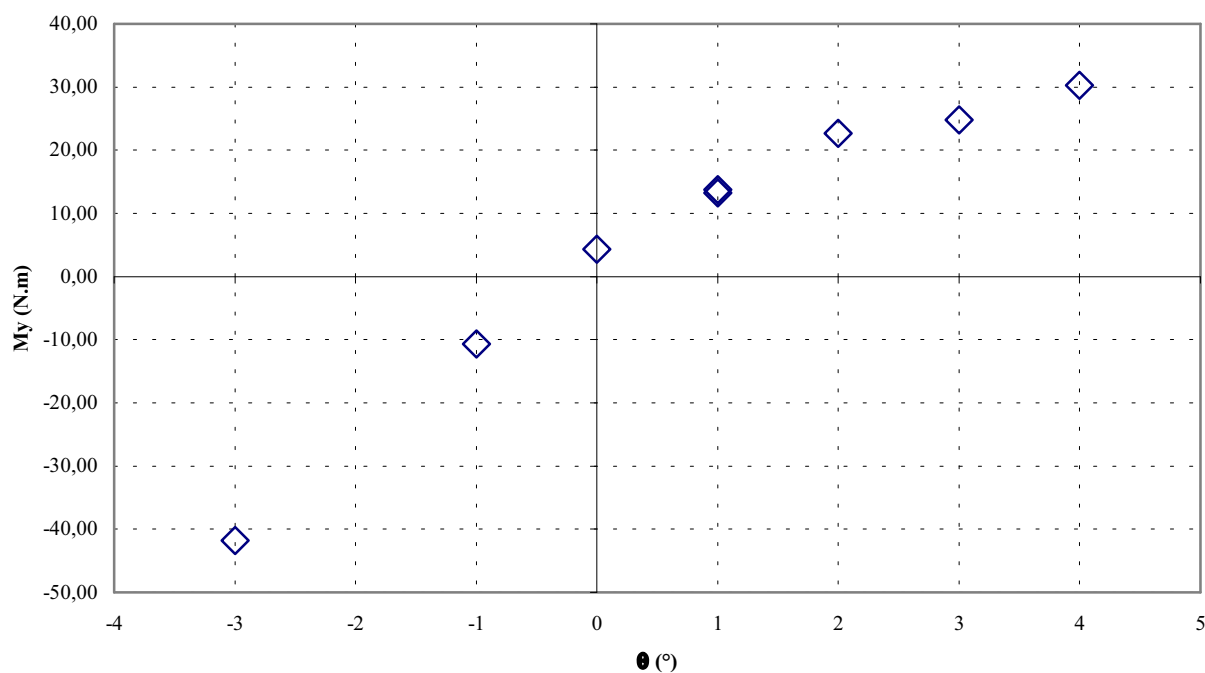


Figure 107 : influence de l'assiette sur le moment de tangage (V=1.8m/s)

La Figure 108 montre qu'en traction droite l'influence de la dérive sur la traînée est bien représentée par un polynôme du second degré conformément à la théorie de l'aile elliptique.

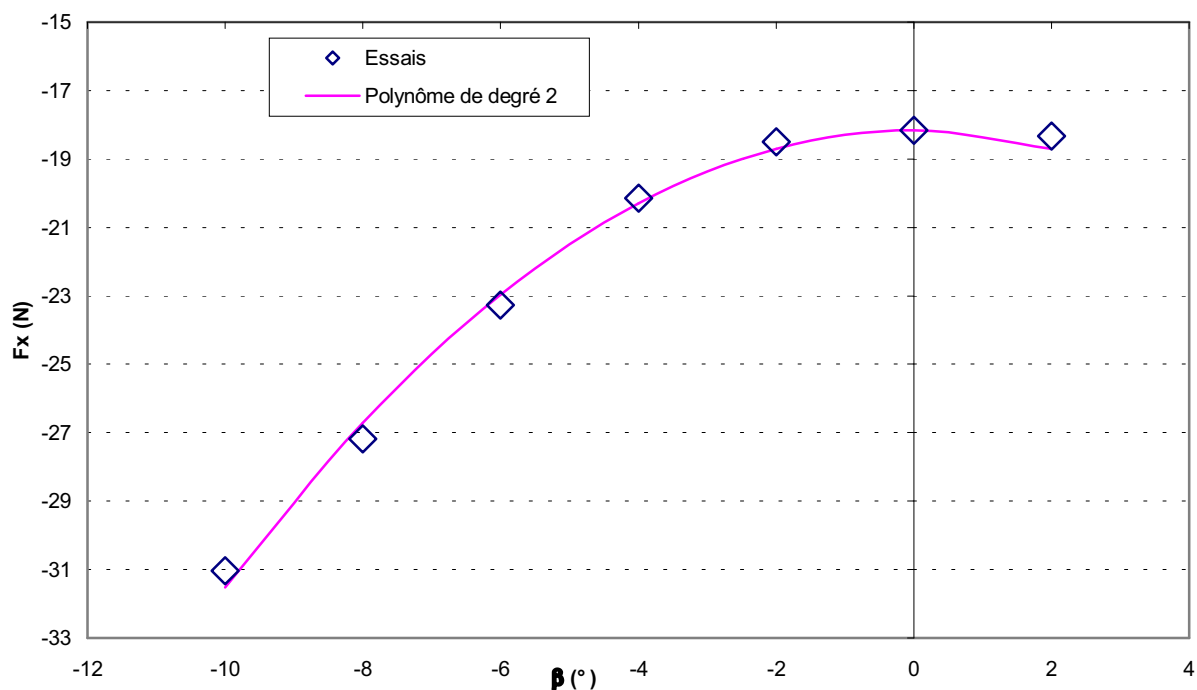


Figure 108 : influence de la dérive sur la traînée ($V=1.8\text{m/s}$)

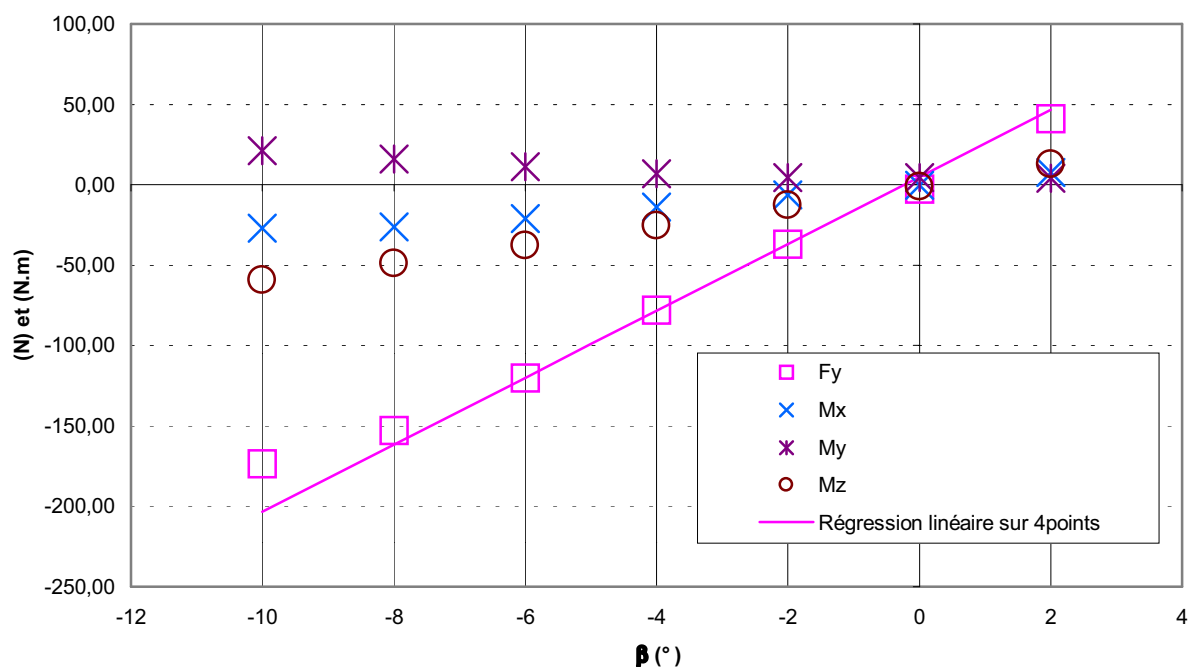


Figure 109 : influence de la dérive sur la portance et les moments ($V=1.8\text{m/s}$)

Enfin la Figure 109 montre à nouveau le comportement similaire des moments de lacet et de roulis et de la portance, cette fois en fonction de la dérive.

IV.4 Conclusion

La campagne d'essais préliminaires s'est révélée riche en enseignements. Les premiers apports concernant la précision, nous ont permis de quantifier des tolérances de symétrie pour la construction de la maquette du First Class8. Ils nous montrent aussi la nécessité de prendre en compte les déformations du système de mesure et donc de définir une procédure adaptée pour leur évaluation.

On observe d'autre part que les modèles empiriques sont inappropriés pour évaluer la traînée des carènes modernes à faible déplacement. En revanche, ils représentent assez bien les effets portants. L'influence de la dérive et de la vitesse d'avance sont conformes à la théorie dans ce domaine. Les écarts entre les modèles et les mesures sont souvent de l'ordre de la précision. Ces constatations nous ont guidés dans le choix du nombre de niveaux par facteur et en particulier de nous contenter de deux niveaux pour évaluer l'influence de la dérive.

Nous avons observé que certains paramètres dont l'influence n'étaient pas évaluée par les modèles empiriques ne pouvaient pas être négligés. Les carènes modernes plates et larges se déforment beaucoup plus radicalement avec de petites modifications de la gîte et de l'assiette. Les essais permettent non seulement d'évaluer leurs influences mais également leurs interactions avec la vitesse d'avance et les autres paramètres d'attitudes.

Nos essais montrent que les interactions peuvent être prépondérantes devant les effets simples. Cela nous conforte dans le choix de la technique des plans d'expériences.

Chapitre V : Interpolation et régression

V. Interpolation et régression

La technique des plans d'expériences nous permet d'évaluer un tenseur d'ordre 5 qui permet d'obtenir les efforts hydrodynamiques sur la carène pour des niveaux discrets des paramètres d'attitude et d'enfoncement.

La première partie de ce chapitre est consacrée à la présentation des coefficients du modèle discret d'ordre 1 et 2 que sont les effets simples et les interactions.

Se pose ensuite le problème de la détermination des efforts pour des combinaisons de paramètres différentes de celles testés. Les techniques d'interpolation et de régression forment les deux grands groupes de techniques possibles. Nous explorons dans ce chapitre des méthodes de régression. Nous tentons notamment d'adapter un modèle empirique existant afin de palier les insuffisances des fonctions d'interpolations usuelles, linéaires ou splines.

Comme l'illustre la Figure 110 un modèle peut donner pleine satisfaction pour des niveaux discrets U_1 et U_2 du facteur influençant et se révéler insuffisant pour une valeur intermédiaire u_i .

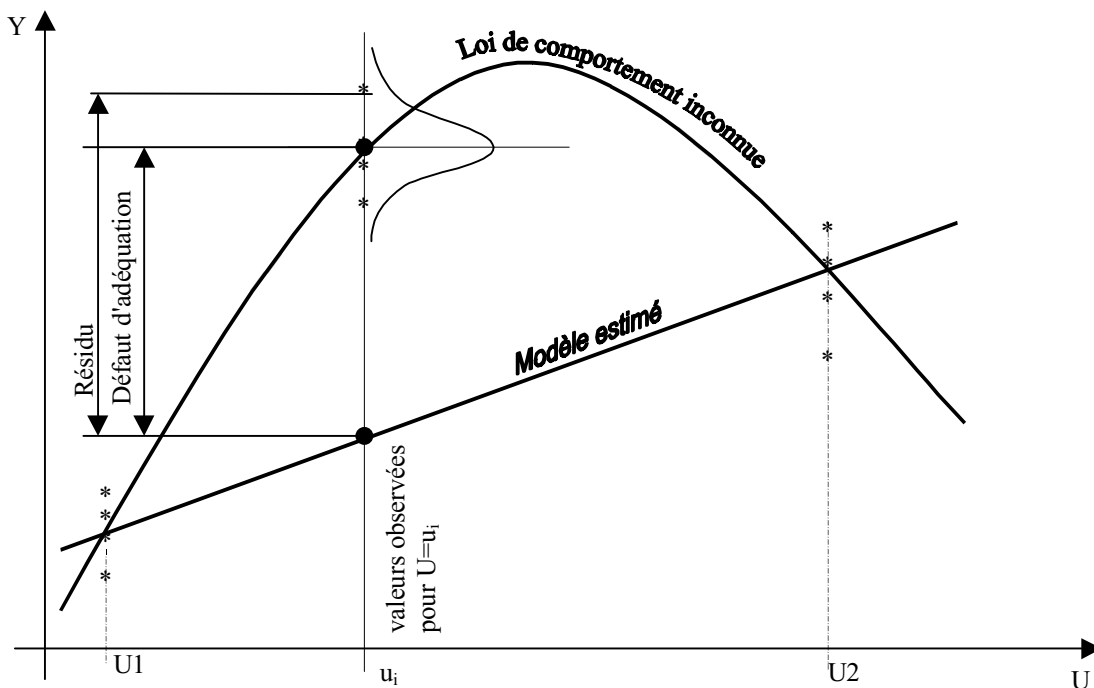


Figure 110 : notion de défaut d'adéquation

Pour comparer les qualités et les performances des différentes méthodes et valider l'utilisation de la technique des plans d'expériences nous fondons notamment notre jugement sur une analyse de la variabilité résiduelle. Nous donnons pour chaque modèle

des évaluations de l'erreur de modélisation qui comprennent le défaut d'adéquation du modèle et la variabilité naturelle du phénomène mesuré.

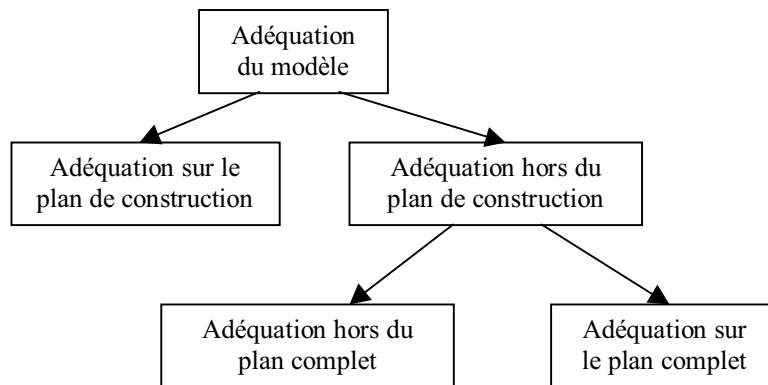


Figure 111 : différents types d'adéquations

La décomposition de notre plan d'expériences en 3 séries (cf. §II.3.4), et la réalisation de balayages fins des paramètres, nous permettent de réaliser une étude d'adéquation complète.

La Figure 111 présente les trois types d'études possibles :

- l'adéquation sur le plan de construction du modèle,
- l'adéquation hors du plan de construction mais sur le plan complet associé aux modalités des paramètres choisis,
- l'adéquation hors du plan complet.

L'adéquation sur le plan de construction est directement possible en comparant la réponse fournie par le modèle et les mesures pour chaque combinaison du plan d'expériences. C'est théoriquement la moins sévère des comparaisons, puisque le modèle est confronté aux seuls points de fonctionnement qui ont servi à le construire.

L'adéquation hors du plan de construction tout en restant sur le plan complet permet déjà d'évaluer les qualités prédictives du modèle puisqu'il s'agit de confronter le modèle avec des mesures indépendantes, qui n'ont pas servi à sa construction. Nous ne pouvons réaliser cette étude que pour le modèle issu du plan de résolution 5. Par définition tous les points du plan d'expériences sont utilisés pour calculer les coefficients du modèle issu du plan complet.

Les deux premiers types d'études permettent d'évaluer les modèles discrets. L'adéquation hors du plan complet nécessite, au contraire, l'utilisation de fonction d'interpolation. Cette dernière étude permet d'évaluer la qualité des fonctions d'interpolation vis-à-vis du phénomène modélisé.

V.1 Modélisation des efforts hydrostatiques

V.1.1 Effets simples

Valeurs moyennes	ξ	Mx	My
	-20.23	112.31	50.51

E2 effet de la gîte

V2	ξ	Mx	My
-30.00	-34.21	97.99	72.41
-20.00	-4.11	43.05	16.17
-10.00	15.73	-28.60	-31.01
0.00	22.59	-112.44	-57.58

E3 effet de l'assiette

V3	ξ	Mx	My
-2.00	-4.10	6.32	140.40
0.00	0.26	0.72	12.21
1.00	1.63	-1.76	-47.73
2.00	2.20	-5.28	-104.88

E5 effet du déplacement

V5	ξ	Mx	My
94.00	-2.89	-3.15	-4.71
99.00	2.89	3.15	4.71

Tableau 21 : effets simples hydrostatiques

Le modèle hydrostatique par effets simples présente comme inconvénient de ne pas respecter des conditions de symétrie. Ces dernières impliquent notamment que les effets simples de l'assiette et de l'enfoncement sur le moment de roulis sont nuls. On remarque ce léger défaut de dissymétrie sur la Figure 112. Pour y remédier et prendre en compte par exemple l'effet du déplacement et de l'assiette sur le moment de roulis, il faut utiliser un modèle avec interaction.

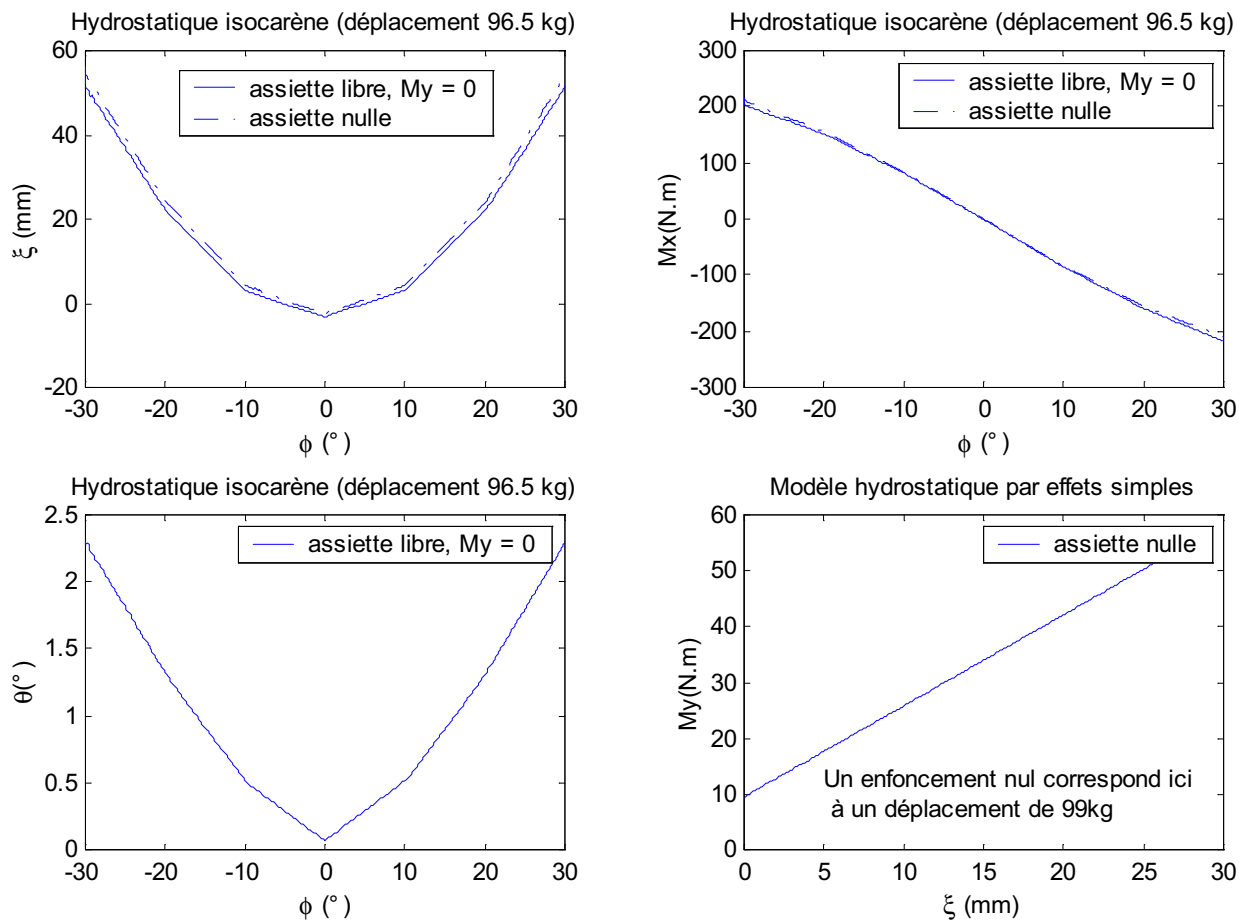


Figure 112 : modèle hydrostatique par effets simples

V.1.2 Interactions

E23ξ

1.93	-0.92	-0.82	-0.19
-0.44	0.05	0.26	0.13
-0.59	0.26	0.32	0.01
-0.90	0.61	0.24	0.04

E25ξ

0.40	-
-0.30	0.30
-0.18	0.18
0.08	-

E35ξ

0.76	-0.76
-0.13	0.13
-0.34	0.34
-0.28	0.28

E23mx

4.96	0.58	-1.72	-3.82
3.07	0.47	-0.89	-2.65
-1.30	0.34	0.27	0.70
-6.72	-1.39	2.34	5.78

E25mx

-2.47	2.47
-1.09	1.09
0.66	-
2.90	-

E35mx

0.35	-0.35
0.07	-0.07
-0.35	0.35
-0.08	0.08

E23my

-15.88	3.46	6.11	6.32
-2.90	0.68	0.60	1.62
7.88	-0.99	-3.54	-3.34
10.90	-3.14	-3.16	-4.60

E25my

-2.46	2.46
0.29	-
1.05	-
1.12	-

E35my

-2.60	2.60
0.59	-0.59
-0.47	0.47
2.48	-2.48

Tableau 22 : interactions hydrostatiques

V.1.3 Erreur de modélisation

Un modèle par effet simple permet d'obtenir une bonne précision. Ce qui montre que les termes couplés sont faibles pour les actions hydrostatiques. Les erreurs de modélisation en prenant en compte les interactions d'ordre deux sont au niveau des incertitudes de mesure.

En toute rigueur on ne doit pas comparer l'erreur de modélisation avec l'erreur de mesure. Comme le souligne Teeters [77], le modèle est plus précis qu'un essai isolé. L'erreur de modélisation est donc plus faible que l'incertitude de mesure pour un modèle adéquat.

Le principe de variabilité résiduelle est notamment introduit par P. Schimmerling et al. [71]. L'écart type σ_{res} de la variabilité résiduelle est défini de la façon suivante :

$$\sigma_{res}^2 = \frac{\sum_{1 \leq i \leq n} \varepsilon_i^2}{ddl_{res}},$$

où ε_i représente l'écart entre le modèle Y_{prev_i} et la mesure Y_i pour la $i^{ème}$ combinaison du plan,

$$\varepsilon_i = Y_i - Y_{prev_i}$$

Où ddl_{res} représente le nombre de degrés de liberté du résidu. Pratiquement $ddl_{res}=n-p$,

où n représente le nombre de combinaisons du plan d'expériences,

où p représente le nombre de coefficients indépendants du modèle.

Enfoncement	Réponse par effet simple	Réponse avec interaction d'ordre2
Ddlres	24	9
	Erreur relative	Erreur relative
Ecart moyen	1,0%	0,8%
Ecart type	1,7%	1,0%
Ecart type de la variabilité résiduelle	2,2%	3,7%

Mx	Réponse par effet simple	Réponse avec interaction d'ordre2
Ddlres	24	9
	Erreur relative	Erreur relative
Ecart moyen	1,2%	0,1%
Ecart type	1,6%	0,2%
Ecart type de la variabilité résiduelle	2,2%	0,7%

My	Réponse par effet simple	Réponse avec interaction d'ordre2
Ddlres	24	9
	Erreur relative	Erreur relative
Ecart moyen	1,3%	0,3%
Ecart type	1,8%	0,4%
Ecart type de la variabilité résiduelle	2,4%	1,4%

* Erreur relative à l'étendue de variation de la réponse sur le plan

Tableau 23 : erreur de modélisation des paramètres hydrostatiques

V.2 Modélisation des efforts hydrodynamiques sur la base d'un plan complet

V.2.1 Constitution du plan complet

Les 64 essais d'octobre et les 64 premiers essais de juin forment un plan factoriel ou plan complet sur 4 facteurs. Le cinquième facteur (Δ) est fixé à 94 Kg.

- Calcul des coefficients du modèle pour la traînée (F_x)

Pour le plan les niveaux des variables sont fixés ainsi :

V1	V2	V3	V4	V5
1	-30,00	-2,00	-4,00	94,00
1,5	-20,00	0,00	0,00	
1,75	-10,00	1,00		
2,5	0,00	2,00		

Tableau 24 : niveaux des facteurs

La variable V1 correspond à la vitesse d'avance du bateau. Elle est exprimée en mètres par seconde.

Les variables V2,V3,V4, sont la gîte, l'assiette et la dérive. Elles sont exprimées en degrés.

V5 correspond au déplacement. Elle est exprimée en Kg.

Les valeurs indiquées dans le Tableau 24 sont seulement indicatives. Il faut apporter un facteur correctif de 1.025 sur la vitesse, et les déformations ne sont pas prises en compte pour la gîte, l'assiette et la dérive.

V.2.2 Effets moyens et interactions

Les tableaux des efforts et les tableaux des déformations sont donnés en annexe. Les graphiques des effets moyens et les graphiques des interactions sont présentés ici pour la traînée. Les déformations ne sont pas prises en compte.

Les valeurs suivantes sont données en Newton.

Moyenne	-33,05		
Effets			
E1	E2	E3	E4
27,88	0,04	0,84	-1,91
20,53	0,16	0,95	1,91
13,34	-0,14	-0,16	
-61,76	-0,05	-1,63	

V1	V2	V3	V4	V5
1	-30,00	-2,00	-4,00	94,00
1,5	-20,00	0,00	0,00	
1,75	-10,00	1,00		
2,5	0,00	2,00		

Interactions

E12

0,09	-0,08	0,11	-0,13
0,09	0,02	0,02	-0,13
-0,07	-0,05	0,12	-0,01
-0,12	0,11	-0,26	0,27

E23

-2,08	-0,55	0,95	1,68
-0,66	0,33	0,09	0,25
0,93	0,15	-0,36	-0,72
1,81	0,07	-0,67	-1,21

E13

-1,17	-0,86	0,27	1,77
-1,45	-0,63	0,43	1,65
-1,78	-0,43	0,63	1,58
4,40	1,91	-1,32	-5,00

E24

0,04	-0,04
-0,34	0,34
0,01	-0,01
0,29	-0,29

E14

1,50	-1,50
1,08	-1,08
0,59	-0,59
-3,16	3,16

E34

-0,10	0,10
-0,17	0,17
0,05	-0,05
0,22	-0,22

Tableau 25 : effets simples et interactions pour la traînée (plan complet)

V.2.3 Erreur de modélisation sur la traînée Fx

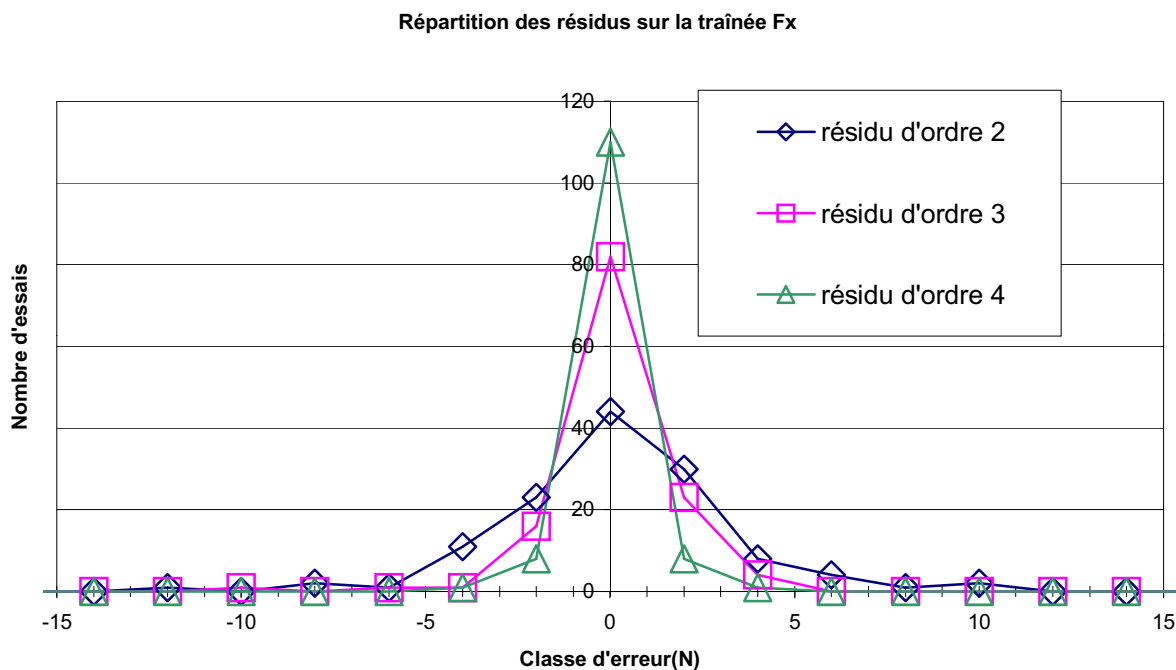


Figure 113 : distribution de l'erreur

La Figure 113 décrit la distribution de l'erreur pour les modèles de premier, de second et de troisième ordre. Les résidus associés sont respectivement les résidus de deuxième, troisième et quatrième ordre. On a coutume de présenter ce type de graphique sous le terme d'histogramme des effectifs. Nous substituons ici la présentation usuelle avec des barres par des courbes dans un souci de lisibilité. Chaque point est ainsi placé au centre de la classe d'erreur qui lui correspond. Le nombre total de l'effectif est de 128 essais. On peut lire que pour 110 essais le modèle d'ordre 3 donne un résultat avec une erreur de moins de 1 Newton, tandis que pour le modèle d'ordre 2 seuls 82 essais sont compris dans la même classe d'erreur.

Plus l'ordre du modèle est élevé, plus le résidu (l'erreur) est distribué suivant une courbe de Gauss. On considère couramment que les interactions d'ordre élevé (>3) sont faibles et se confondent pour un plan factoriel avec la part aléatoire de l'erreur de mesure.

Fx	Réponse par effet simple		Réponse avec interaction d'ordre2		Réponse avec interaction d'ordre3	
ddlres	117		81		27	
	erreur relative	erreur(N)	erreur relative	erreur(N)	erreur relative	erreur(N)
Ecart moyen	12,9%	2,13	5,5%	0,82	2,4%	0,29
Ecart type	19,9%	3,10	9,4%	1,18	3,8%	0,35
Ecart type de la variabilité naturelle	20,8%	3,24	11,8%	1,49	8,2%	0,77

Tableau 26 : erreur de modélisation pour la traînée

On observe que l'erreur absolue (en Newton) pour un modèle d'ordre trois est comparable avec la précision du système de mesure pour des essais à moyenne vitesse. Cette erreur est majorée car les résultats sont issus de deux campagnes d'essais distinctes (juin et octobre 1999). Par contre l'erreur relative est artificiellement élevée car aux vitesses réduites les efforts mesurés sont très faibles. Le modèle est optimal au sens des moindres carrés, il minimise l'erreur absolue et non l'erreur relative. C'est pourquoi on se propose pour la suite de travailler sur les efforts adimensionnels définis dans les notations en début de document. Comme les valeurs des coefficients d'efforts sont plus homogènes, on peut supposer que le modèle des moindres carrés est alors proche du modèle optimal vis-à-vis de l'erreur relative.

V.2.4 Coefficient de traînée c_x

Précisons que pour calculer les coefficients adimensionnels nous utilisons une surface de référence unique S_{w0} dite surface mouillée nominale. Nous avons exposé en §III.5.3.2 les lourdeurs de la prise en compte des fluctuations de la surface mouillée dynamique en fonction des paramètres de position d'attitude et de vitesse. On peut sans difficulté majeure prendre en compte les variations de la surface mouillée statique, mais sur les quelques tentatives que nous avons faites cela apporte davantage de complications dans les formulations que cela ne fournit de véritables progrès à l'interprétation.

V.2.4.1 Tableaux des coefficients

V1 (m/s)	V2 (°)	V3 (°)	V4 (°)
1	-30	-2	-4
1.5	-20	0	0
1.75	-10	1	
2.5	0	2	

E1cx	E2cx	E3cx	E4cx
-3.06E-03	-3.85E-05	2.55E-05	5.40E-04
-2.67E-03	-7.67E-05	-2.41E-04	-5.40E-04
-1.76E-03	4.16E-05	-3.71E-05	
7.50E-03	7.36E-05	2.52E-04	

E12cx			
-1.09E-04	-7.35E-06	-1.00E-05	1.27E-04
-2.02E-05	-5.47E-06	1.12E-05	1.44E-05
5.14E-05	3.37E-05	-3.73E-05	-4.78E-05
7.81E-05	-2.08E-05	3.61E-05	-9.34E-05

E13cx			
3.32E-04	1.49E-04	-8.69E-05	-3.93E-04
2.68E-04	8.23E-05	-9.20E-05	-2.58E-04
2.97E-04	6.43E-05	-1.31E-04	-2.31E-04
-8.97E-04	-2.95E-04	3.10E-04	8.82E-04

E14cx	
-9.75E-05	9.75E-05
-1.52E-04	1.52E-04
-8.57E-05	8.57E-05
3.36E-04	-3.36E-04

E23cx			
5.35E-04	1.35E-04	-2.53E-04	-4.17E-04
1.41E-04	-1.05E-04	-1.64E-05	-1.92E-05
-2.63E-04	-7.56E-06	9.87E-05	1.72E-04
-4.13E-04	-2.23E-05	1.71E-04	2.65E-04

E24cx	
-2.09E-05	2.09E-05
6.50E-05	-6.50E-05
-9.44E-06	9.44E-06
-3.47E-05	3.47E-05

E34cx	
6.28E-05	-6.28E-05
3.90E-05	-3.90E-05
-1.85E-05	1.85E-05
-8.32E-05	8.32E-05

Tableau 27 : effets simples et interactions pour le coefficient de traînée

La Figure 114 présente les graphes des effets simples. A la moyenne I des mesures près, ces graphes sont des coupes de l’hypersurface de réponse des efforts hydrodynamiques suivant la dimension du facteur considéré. On remarque ainsi la similitude entre l’effet de la vitesse et les courbes classiques de traînée. Les effets de l’assiette et de la gîte présente un minimum. Ce minimum se situe aux alentours de 20° pour la gîte. C’est un résultat attendu qui peut être associé à la diminution de la surface mouillée. Il faut cependant conserver à l’esprit que l’effet mesuré est ici 10 à 100 fois plus faible que pour les autres paramètres. On approche ici les limites de la précision de mesure, bien que la correspondance avec les essais en balayage fin (Figure 105) soient concluante.

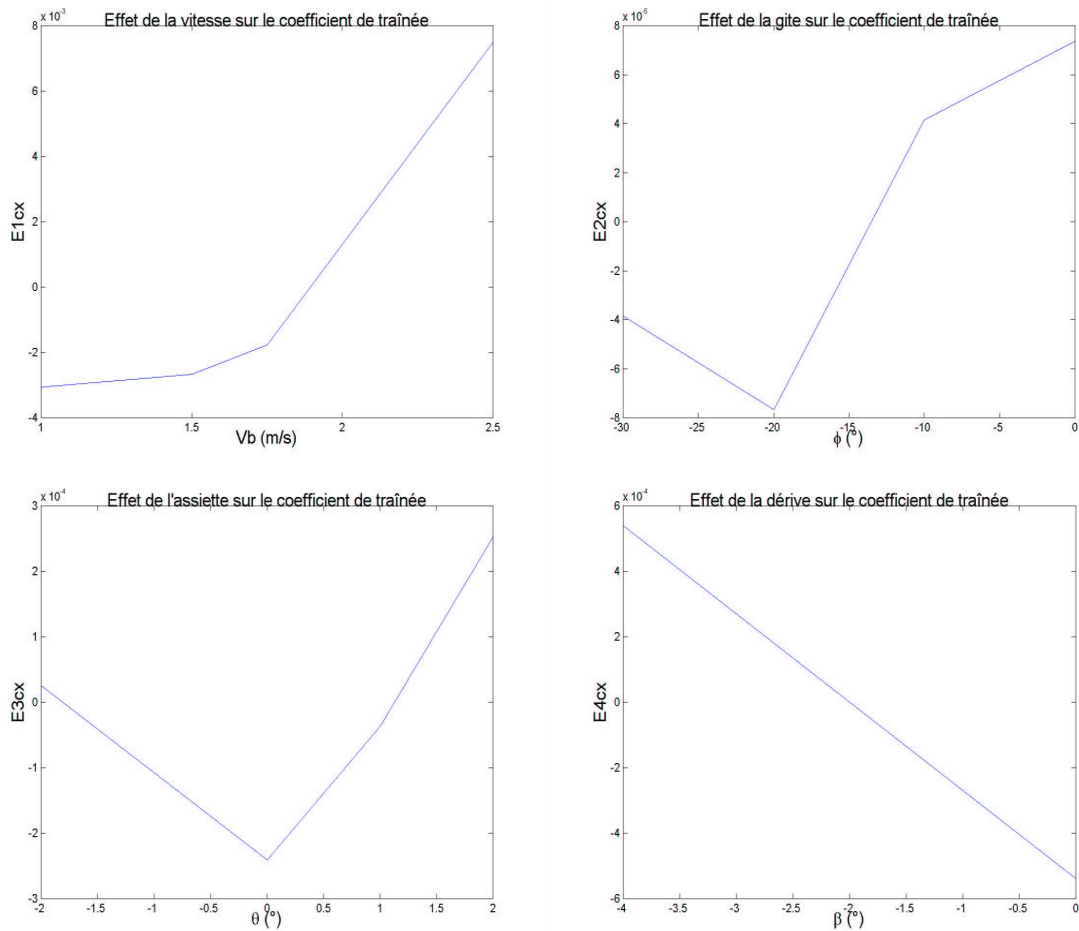


Figure 114 : graphiques des effets moyens

Contrairement à la démarche expérimentale classique avec laquelle on balaye les paramètres à partir d'un point nominal établi au préalable, les effets simples sont une coupe de l'évolution du C_x au point moyen $M(Vb_M, \phi_M, \theta_M, \beta_M, \Delta_M)$, de l'espace vectoriel d'investigation. On a en ce point la relation suivante $C_x(Vb_M, \phi_M, \theta_M, \beta_M, \Delta_M) = \overline{C_x}$

La coupe a une allure différente selon le lieu. Si on s'éloigne du point moyen en modifiant plus d'un facteur à la fois, les interactions peuvent modifier significativement l'évolution de la réponse. On n'observe par exemple que l'interaction entre la gîte et l'assiette a une plus grande influence que la gîte seule (Figure 115). L'interprétation des interactions n'est pas aussi directe que celle des effets simples car leurs influences se combinent avec ces derniers. Pour tirer des conclusions globales, comme par exemple détecter un point optimal de fonctionnement, il faut étudier le modèle complet qui fait aussi intervenir les effets simples. On retrouve néanmoins quelques tendances attendues. A faible vitesse (1m/s) la gîte combinée à une assiette piqueuse (maquette enfoncée sur l'avant) améliorent notablement le coefficient de traînée, tandis que la tendance s'inverse à haute vitesse

(2.5m/s). l' interaction entre la vitesse et l'assiette est représentée dans le modèle par la fonction "E13cx"

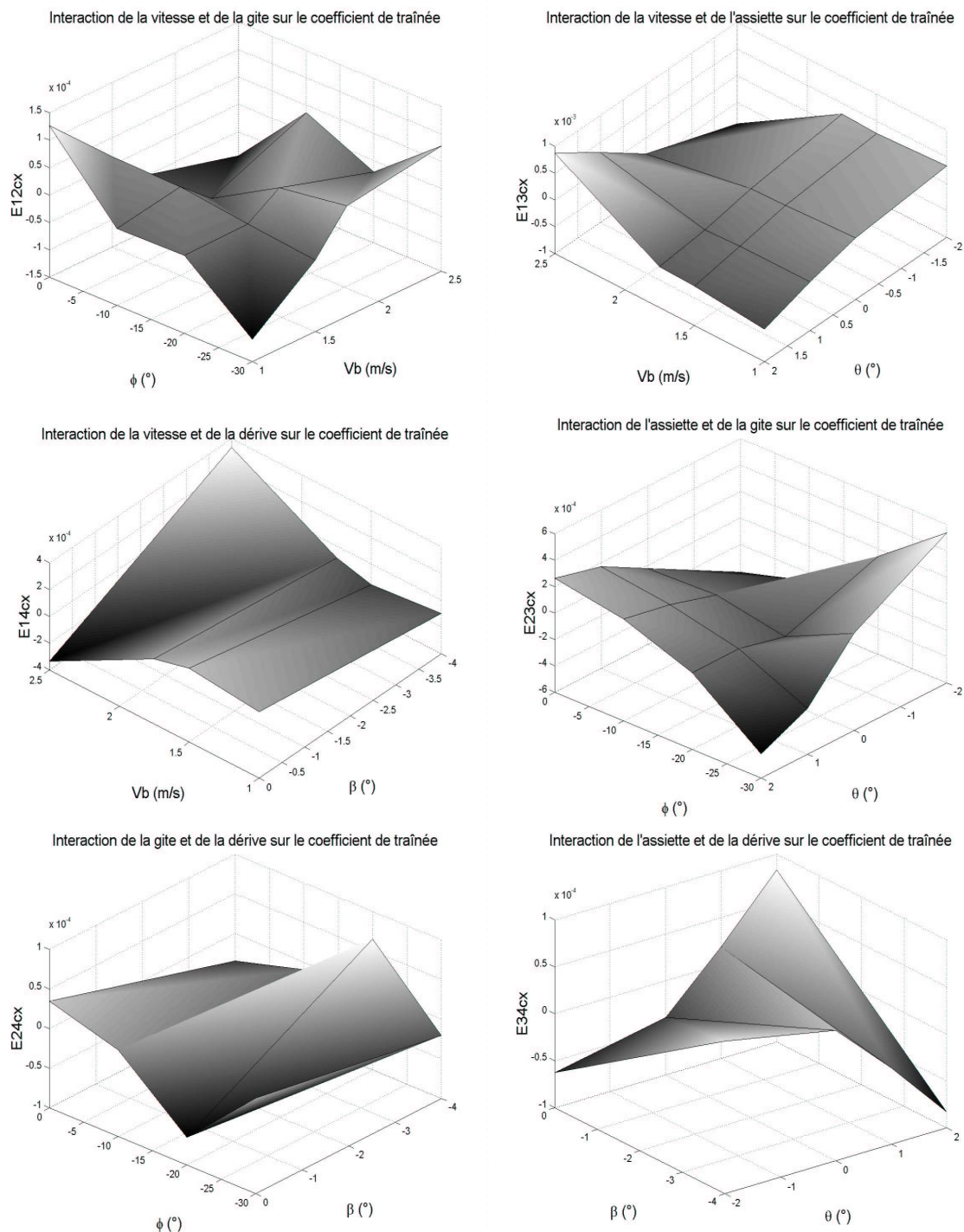


Figure 115 : graphiques des interactions

V.2.5 Erreur de modélisation sur le coefficient de traînée Cx

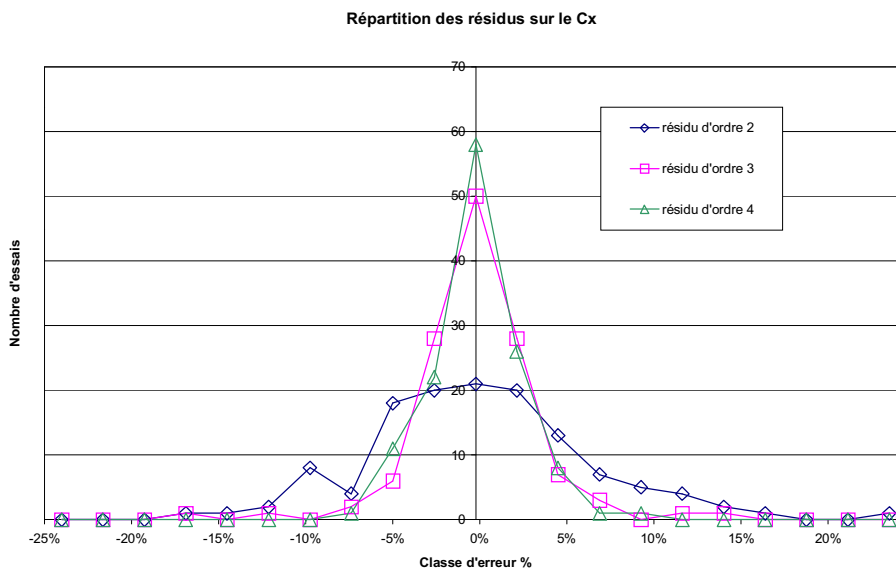


Figure 116 : distribution de l'erreur

	Réponse par effet simple	Réponse avec interaction d'ordre2	Réponse avec interaction d'ordre3
ddlres	117	81	27
	Erreur relative	Erreur relative	Erreur relative
Ecart moyen	4,41%	1,99%	1,61%
Ecart type	5,79%	2,93%	2,21%
Ecart type de la variabilité naturelle	6,06%	3,68%	4,81%

Tableau 28 : erreur de modélisation pour le coefficient de traînée

Le passage en coefficient d'efforts améliore significativement la modélisation. La précision est améliorée d'un facteur supérieur à 3 pour les modèles d'ordre 2 et 3. Le modèle présente une meilleure adéquation. Pour permettre la comparaison avec l'erreur la traînée (Tableau 26), l'erreur relative sur le coefficient d'effort est calculé par rapport à l'effort selon la formule suivante :

$$\text{Erreur relative} = \frac{q \cdot C_x - Fx_{\text{mesuré}}}{Fx_{\text{mesuré}}}$$

V.2.6 Coefficient de traînée résiduaire crx

La modélisation en coefficient résiduel permet d'enlever l'écart sur la force de frottement dû aux variations de température. La force de frottement dépend directement de la viscosité, or la viscosité de l'eau du bassin dépend de la température (§III.6.3.1). Les écarts sur la force de frottement dus à la variation de température entre les campagnes d'essais de

juin et d'octobre 1999 sont de l'ordre de 0.7 à 0.9%. Les fluctuations pour une même campagne d'essais sont de l'ordre de 0.2%.

Pour connaître la viscosité de l'eau on prend la formule empirique citée en §III.6.3.1.

V.2.6.1 Tableaux des coefficients

Logiquement on retrouve des valeurs semblables à celle du coefficient de traînée, excepté pour l'effet de la vitesse. On vérifie notamment la relation suivante à moins de 0.1% près :

$$E1cx(V1) = E1crx(V1) + C_{fITTC57}(V1)$$

E1crx	E2crx	E3crx	E4crx
-3.39E-03	-3.82E-05	2.53E-05	5.40E-04
-2.70E-03	-7.70E-05	-2.41E-04	-5.40E-04
-1.69E-03	4.17E-05	-3.60E-05	
7.79E-03	7.35E-05	2.52E-04	

E12crx			
-1.09E-04	-7.00E-06	-1.01E-05	1.26E-04
-2.05E-05	-4.49E-06	1.11E-05	1.39E-05
5.10E-05	3.42E-05	-3.78E-05	-4.74E-05
7.83E-05	-2.28E-05	3.68E-05	-9.23E-05

E13crx			
3.31E-04	1.49E-04	-8.63E-05	-3.94E-04
2.68E-04	8.27E-05	-9.24E-05	-2.58E-04
2.97E-04	6.50E-05	-1.31E-04	-2.31E-04
-8.96E-04	-2.97E-04	3.10E-04	8.83E-04

E14crx	
-9.79E-05	9.79E-05
-1.53E-04	1.53E-04
-8.56E-05	8.56E-05
3.36E-04	-3.36E-04

E23crx			
5.36E-04	1.35E-04	-2.54E-04	-4.17E-04
1.41E-04	-1.08E-04	-1.54E-05	-1.80E-05
-2.63E-04	-7.30E-06	9.91E-05	1.71E-04
-4.14E-04	-1.98E-05	1.70E-04	2.64E-04

E24crx	
-2.10E-05	2.10E-05
6.54E-05	-6.54E-05
-9.46E-06	9.46E-06
-3.49E-05	3.49E-05

E34crx	
6.27E-05	-6.27E-05
3.96E-05	-3.96E-05
-1.88E-05	1.88E-05
-8.35E-05	8.35E-05

Tableau 29 : effets simples et interactions pour le coefficient de traînée résiduaire

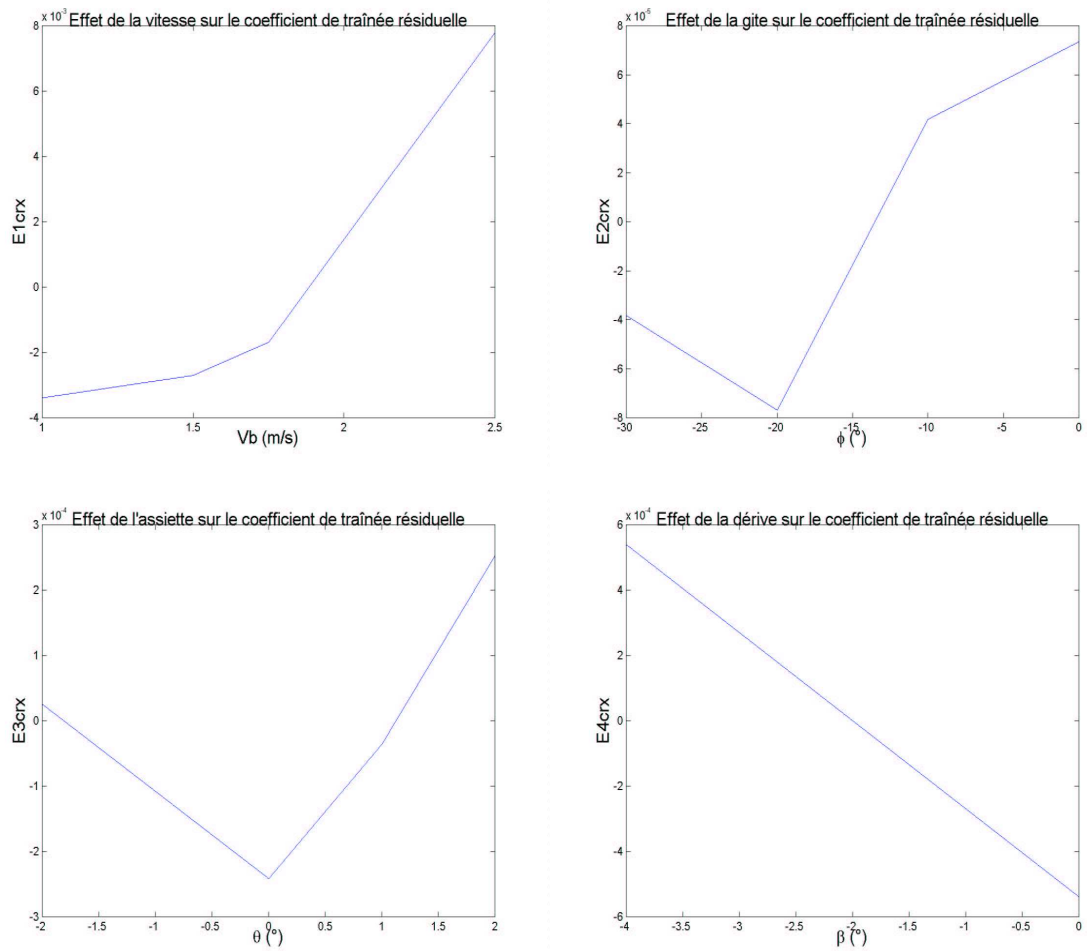
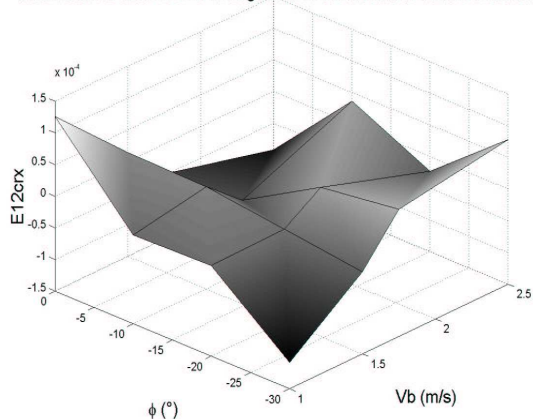
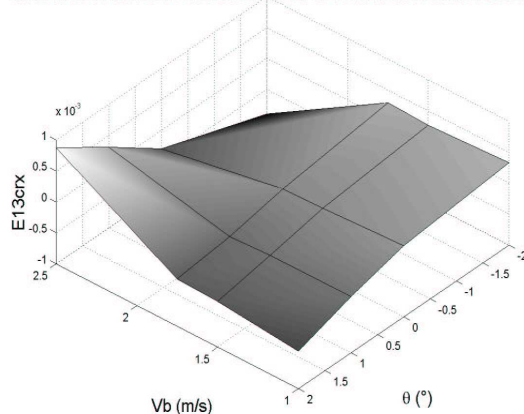


Figure 117 : graphiques des effets moyens

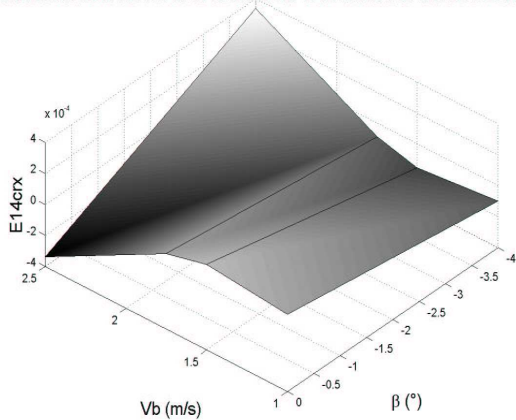
Interaction de la vitesse et de la gîte sur le coefficient de traînée résiduelle



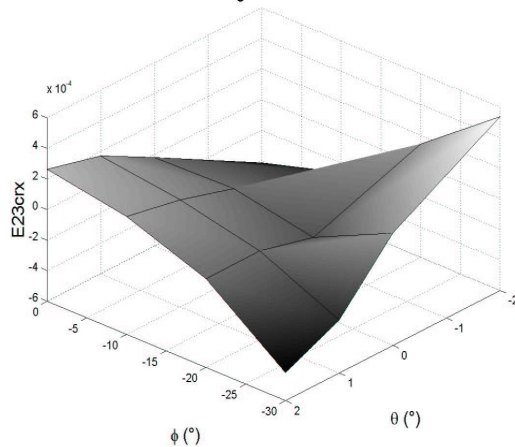
Interaction de la vitesse et de l'assiette sur le coefficient de traînée résiduelle



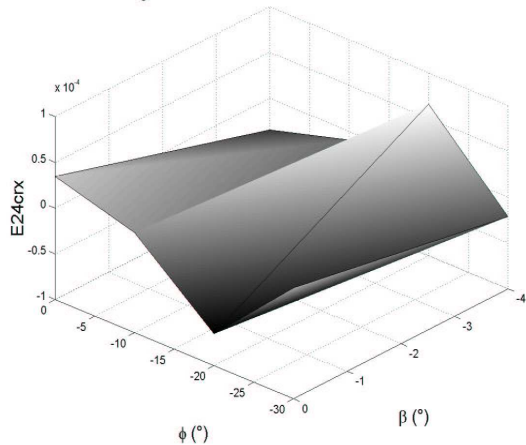
Interaction de la vitesse et de la dérive sur le coefficient de traînée résiduelle



Interaction de l'assiette et de la gîte sur le coefficient de traînée résiduelle



Interaction de la gîte et de la dérive sur le coefficient de traînée résiduelle



Interaction de l'assiette et de la dérive sur le coefficient de traînée résiduelle

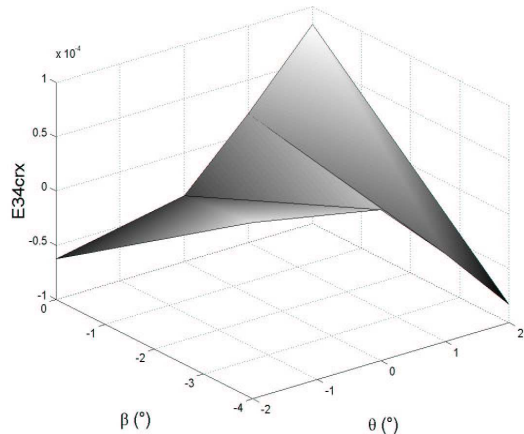


Figure 118 : graphiques des interactions

V.2.7 Erreur de modélisation sur le coefficient de traînée résiduaire C_r et sur le coefficient de résistance de vague C_w

	Réponse par effet simple	Réponse avec interactions d'ordre2	Réponse avec interactions d'ordre3
ddlres	117	81	27
	Erreur relative	Erreur relative	Erreur relative
Ecart moyen	4,40%	1,97%	1,51%
Ecart type	5,77%	2,93%	2,21%
Ecart type de la variabilité naturelle	6,03%	3,68%	4,82%

Tableau 30 : erreur de modélisation pour le coefficient de traînée résiduaire

	Réponse par effet simple	Réponse avec interactions d'ordre2	Réponse avec interactions d'ordre3
ddlres	117	81	27
	Erreur relative	Erreur relative	Erreur relative
Ecart moyen	4,28%	1,91%	1,52%
Ecart type	5,71%	2,80%	2,09%
Ecart type de la variabilité naturelle	5,98%	3,52%	4,54%

Tableau 31 : erreur de modélisation pour le coefficient de résistance de vague

L'utilisation de l'hypothèse de Froude, en distinguant la résistance résiduaire et la résistance de frottement, ou en tenant compte du facteur de forme avec le coefficient de résistance de vague n'améliore pas radicalement l'erreur de modélisation. On note toutefois une tendance à l'amélioration particulièrement avec l'utilisation du facteur de forme. L'erreur de modélisation pour le modèle d'ordre3 représente vraisemblablement une bonne évaluation de la part aléatoire de l'erreur de mesure.

Dans le Tableau 30 et le Tableau 31 nous exprimons l'erreur relative par les formules suivantes :

- Pour le coefficient de traînée résiduaire : Erreur relative = $\frac{Ff_{ITC57} + q \cdot C_r - Fx_{mesuré}}{Fx_{mesuré}}$.

- Pour le coefficient de résistance de vague :

$$\text{Erreur relative} = \frac{(1+k) \cdot Ff_{ITC57} + q \cdot C_w - Fx_{mesuré}}{Fx_{mesuré}}$$

V.2.8 Erreur de modélisation sur la portance et le coefficient de portance

Dans le Tableau 32 et le Tableau 33 nous exprimons l'erreur relative par les formules suivantes :

- Pour la portance : Erreur relative = $\frac{Fy_{prev} - Fy_{mesuré}}{EM(Fy_{mesuré})}$.

avec $EM(Fy_{mesuré}) = Max(Fy_{mesuré}) - Min(Fy_{mesuré})$

- Pour le coefficient de portance :

$$\text{Erreur relative} = \frac{q \cdot Cy_{prev} - Fy_{mesuré}}{Fy_{mesuré}}$$

On constate, comme pour la traînée, que le passage au coefficient d'effort permet d'améliorer sensiblement la modélisation. On gagne pratiquement un ordre pour les modèles de premier et de second ordre, pour lesquels la précision est améliorée d'un facteur 3. Nous obtenons une variabilité résiduelle similaire pour les modèles d'ordre 3, ce qui représente un bon indice quand à l'adéquation de notre modèle. Nous touchons probablement ici à la limite que constitue la part aléatoire de l'erreur de mesure.

Fy	Réponse par effet simple		Réponse avec interactions d' ordre 2		Réponse avec interactions d' ordre 3	
ddlres	117		81		27	
	Erreur relative	Erreur (N)	Erreur relative	Erreur (N)	Erreur relative	Erreur (N)
Erreur moyenne	9,7%EM	19,81	1,9% EM	3,96	0,33% EM	0,67
Ecart type	12,6% EM	25,60	2,8% EM	5,63	0,40% EM	0,82
Ecart type de la variabilité résiduelle	13,2% EM	26,77	3,5% EM	7,07	0,88% EM	1,78

Tableau 32 : erreur de modélisation sur la portance

Cy	Réponse par effet simple		Réponse avec interactions d' ordre 2		Réponse avec interactions d' ordre 3	
ddlres	117		81		27	
	Erreur relative	Erreur (N)	Erreur relative	Erreur (N)	Erreur relative	Erreur (N)
Erreur moyenne	2,65% EM	5,38	0,67% EM	1,36	0,31% EM	0,62457
Ecart type	4,05% EM	8,23	0,99% EM	2,00	0,39% EM	0,78818
Ecart type de la variabilité résiduelle	4,23% EM	8,61	1,24% EM	2,52	0,84% EM	1,72

Tableau 33 : erreur de modélisation sur le coefficient de portance

V.2.9 Contribution à la précision des termes du modèle pour la traînée

Pour évaluer la contribution de chaque terme du modèle, nous calculons l' erreur obtenue en négligeant le terme considéré. Par exemple l' erreur relative du modèle pour le coefficient de résistance de vague est en moyenne de 46% de la traînée lorsque nous négligeons l' effet de la vitesse. Cette moyenne est calculée sur le plan complet décrit en §V.2.1.

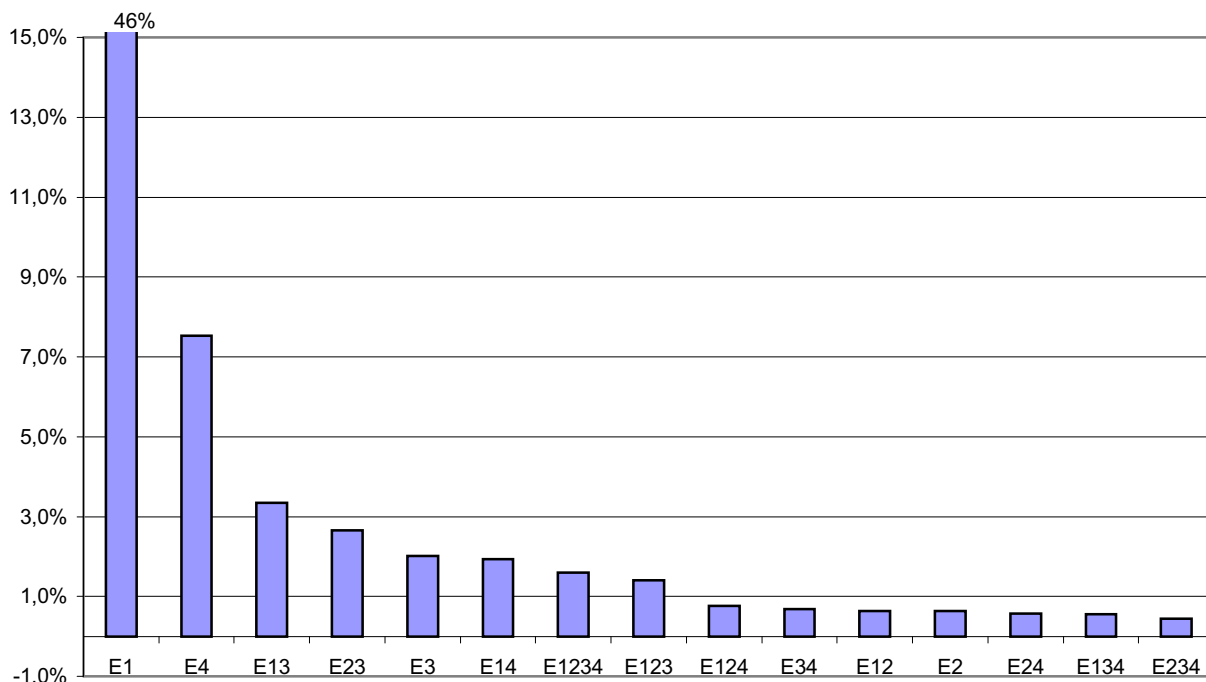


Figure 119 : contribution à la précision des termes du modèle pour Cw

La Figure 119 présente la contribution de chaque terme classé par ordre d'importance. Nous observons sans surprise que l'effet de la vitesse est prépondérant. Nous constatons également que pour certains paramètres, les interactions sont plus importantes que l'effet simple. C'est le cas notamment de la gîte, pour laquelle l'interaction E23 avec l'assiette est près de cinq fois plus important que l'effet E2 de la gîte seule.

Notons que le terme E1234 représente par hypothèse davantage l'erreur de mesure (cf. §III.6.1) que l'interaction entre les 4 paramètres. Si bien que les termes dont la contribution est nettement inférieure peuvent être considérés comme peu significatifs.

On peut donc obtenir un modèle relativement précis en négligeant, dans l'ordre, d'abord l'interaction E234 entre la gîte, l'assiette et la dérive, l'interaction E24 entre la gîte et la dérive, l'effet simple de la gîte, l'interaction E12 entre la vitesse et la gîte, l'interaction E34 entre l'assiette et la dérive, l'interaction E124 entre la vitesse la gîte et la dérive.

Nous obtenons ainsi un modèle tronqué pour lequel l'erreur relative est de 2% sur le plan complet. Si l'on retire encore à ce modèle l'interaction E123 entre la vitesse la gîte et l'assiette l'erreur relative moyenne passe à 2.3%, mais le modèle est considérablement allégé car il se limite alors à des effets simples et des interactions d'ordre 2. Le modèle s'exprime alors sous la forme :

$$C_x = E1C_x(V) + E3C_x(\theta) + E4C_x(\beta) + E13C_x(V, \theta) + E23C_x(\phi, \theta) + E14C_x(V, \beta)$$

V.3 Modélisation des efforts hydrodynamiques sur la base d'un plan de résolution 5

V.3.1 Construction du plan de résolution 5

Le plan de résolution 5 est obtenu en réunissant les 64 essais d'octobre 1999 et les 64 derniers essais de juin 1999. Il résulte de l'association des séries 2 et 3 présentés en §II.3.4 sur la Figure 47 et sur la Figure 120.

Les résultats sont donnés en annexe.

V.3.2 Effets simples et interactions

Moyenne	-33,82									
Effets					V1	V2	V3	V4	V5	
E1	E2	E3	E4	E5	1,00	-30,00	-2,00	-4,00	94,00	
28,60	0,08	0,81	-1,91	0,43	1,50	-20,00	0,00	0,00	99,00	
21,11	0,09	0,86	1,91	-0,43	1,75	-10,00	1,00			
13,85	-0,14	-0,12			2,50	0,00	2,00			
-63,55	-0,03	-1,56								
Interactions										
E12					E23				E34	
	0,03	0,00	0,14	-0,17	-2,07	-0,31	0,75	1,64	-0,12	0,12
	0,08	0,09	0,00	-0,17	-0,61	-0,01	0,21	0,40	-0,12	0,12
	-0,12	-0,03	0,12	0,03	0,90	0,17	-0,32	-0,75	0,04	-0,04
	0,02	-0,07	-0,26	0,31	1,78	0,16	-0,65	-1,29	0,20	-0,20
E13					E24			E35		
	-1,19	-0,77	0,26	1,70	-0,03	0,03			-0,09	0,09
	-1,50	-0,53	0,51	1,53	-0,20	0,20			-0,14	0,14
	-1,87	-0,32	0,62	1,57	-0,07	0,07			0,14	-0,14
	4,56	1,62	-1,39	-4,79	0,31	-0,31			0,08	-0,08
E14			E25							
	1,50	-1,50			-0,05	0,05				
	1,06	-1,06			-0,09	0,09				
	0,52	-0,52			0,10	-0,10				
	-3,08	3,08			0,04	-0,04				
E15			E45							
	-0,56	0,56			-0,55	0,55				
	-0,32	0,32			0,55	-0,55				
	-0,40	0,40								
	1,28	-1,28								

Tableau 34 : effets simples et interactions pour la traînée (plan de résolution 5)

V.3.3 Erreur de modélisation sur le plan de construction

	Réponse par effets simples		Réponse avec interaction d'ordre2	
ddlres	116		70	
	erreur relative	erreur(N)	erreur relative	erreur(N)
Ecart moyen	13%	2,23	4%	0,70
Ecart type	21%	3,20	7%	0,97
Ecart type de la variabilité résiduelle	22%	3,36	9%	1,31

Tableau 35 : erreur de modélisation sur la traînée Fx (plan de résolution 5)

	Réponse par effets simples	Réponse avec interaction d'ordre2
ddlres	116	70
	Erreur relative	Erreur relative
Ecart moyen	4,41%	1,56%
Ecart type	5,79%	2,23%
Ecart type de la variabilité résiduelle	6,1%	3,0%

Tableau 36 : erreur de modélisation sur Cx (plan de résolution 5)

	Réponse par effets simples	Réponse avec interaction d'ordre2
ddlres	116	70
	Erreur relative	Erreur relative
Ecart moyen	4,41%	1,55%
Ecart type	5,78%	2,23%
Ecart type de la variabilité résiduelle	6,1%	3,0%

Tableau 37 : erreur de modélisation sur Cr (plan de résolution 5)

On note une amélioration de l'erreur de modélisation pour le modèle issu du plan de résolution 5 par rapport au modèle issu du plan complet. Pour une part, cette amélioration doit être attribuée au fait que le premier modèle comporte davantage de coefficients indépendants que le second. Mais cela n'explique pas tout car l'amélioration est sensible également au niveau de la variabilité résiduelle. Ceci s'explique vraisemblablement par le fait que dans le modèle issu du plan de résolution 5 des interactions d'ordre3 sont confondues avec les interactions d'ordre2. Le modèle de second ordre s'en trouve amélioré, mais ce progrès n'est qu'artificiel, la précision du modèle se dégradera hors du plan comme nous le montrons au paragraphe suivant (Tableau 38)

V.3.4 Adéquation hors plan de résolution 5 et sur le plan complet

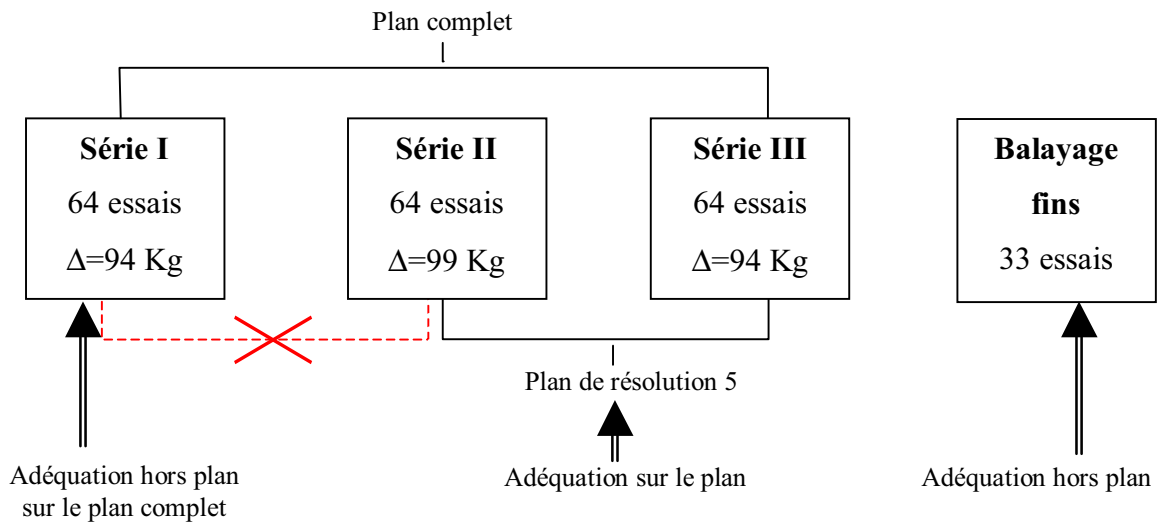


Figure 120 : adéquation et plan d'expériences

Il est intéressant d'observer que le modèle est biaisé lorsqu'on modélise directement la traînée (Tableau 38). L'apparition de ce biais s'explique en partie par un phénomène connu et répertorié sous le nom d'effet de bloc et d'autre part avec une inadéquation de certains termes du modèle.

Le facteur déplacement est discrétisé en deux niveaux à 94 et 99 Kg. Les essais au premier niveau et les essais au second niveau forment deux blocs distincts qui correspondent aux séries II et III du plan d'expériences. Ces deux séries correspondent à des conditions expérimentales différentes. La série II a été réalisée pendant la campagne de juin 1999 tandis que la série III a été réalisée pendant la campagne d'octobre 1999. Il se crée donc une confusion entre le facteur déplacement et les conditions expérimentales différentes. Nous avons vu en §III.6.3.1 que la température influence directement la viscosité. Une variation de 1 degré Celsius de la température de l'eau entre les deux campagnes d'essais entraîne une variation de près de 4% du coefficient de viscosité soit environ 0.8% de la force de frottement. La variation de traînée qui en résulte est injustement attribuée à l'effet du déplacement et répercutée sur le modèle. Le modèle, biaisé, prédit par conséquent les résultats de la série I de la campagne de juin situé en dehors du plan de construction avec une erreur systématique.

Lorsque l'on modélise le coefficient de traînée C_x , l'erreur systématique diminue de plus de 1%. Une partie de l'effet du déplacement est due à la variation de la surface mouillée. La variation de la surface mouillée, pour la carène en position nominale, est déterminée à

l'aide du logiciel Maxsurf. La surface mouillée augmente de 2.17% lorsque le déplacement passe de 94 à 99 Kg.

Fx	Réponse par effets simples		Réponse avec interaction d' ordre2	
ddlres	116		70	
	Erreur relative	Erreur (N)	Erreur relative	Erreur (N)
Erreur moyenne	-1,1%	-0,58	2,3%	-0,58
Ecart moyen	12,7%	2,03	9,3%	1,24
Ecart type	19,9%	2,83	14,4%	1,65
Ecart type de la variabilité résiduelle	20,9%	2,97	19%	2,23

Cx	Réponse par effets simples		Réponse avec interaction d' ordre2	
ddlres	116		70	
	Erreur relative		Erreur relative	
Erreur moyenne	2,80%		3,03%	
Ecart moyen	3,70%		2,80%	
Ecart type	4,77%		3,82%	
Ecart type de la variabilité résiduelle	5,02%		5,17%	

Cr	Réponse par effets simples		Réponse avec interaction d' ordre2	
ddlres	116		70	
	Erreur relative		Erreur relative	
Erreur moyenne	0,61%		0,83%	
Ecart moyen	3,60%		2,72%	
Ecart type	4,73%		3,64%	
Ecart type de la variabilité résiduelle	4,97%		4,92%	

Cw	Réponse par effets simples		Réponse avec interaction d' ordre2	
ddlres	116		70	
	Erreur relative		Erreur relative	
Erreur moyenne	0,52%		0,74%	
Ecart moyen	3,42%		2,70%	
Ecart type	4,49%		3,51%	
Ecart type de la variabilité résiduelle	4,71%		4,75%	

Tableau 38 : erreur d'adéquation hors plan de résolution 5 sur plan complet

La modélisation du coefficient de traînée résiduelle et à plus forte raison du coefficient de résistance de vague permet de distinguer la part du frottement dans la traînée et d'en déduire ainsi l'influence de la température. Le biais, caractérisé par l'erreur moyenne

diminue alors fortement. Ceci montre encore la consistance de la modélisation avec le facteur de forme.

Il reste encore cependant un biais significatif. L'inadéquation des termes du modèle lié au déplacement explique cette part de l'erreur systématique.

Fx	Réponse par effets simples		Réponse avec interaction d'ordre2	
ddlres	116		70	
	Erreur relative	Erreur (N)	Erreur relative	Erreur (N)
Erreur moyenne	2,6%	-1,01	2,8%	-1,01
Ecart moyen	12,4%	2,03	5,2%	1,15
Ecart type	19,3%	2,83	8,8%	1,67
Ecart type de la variabilité résiduelle	20,3%	2,97	12%	2,26

Cx	Réponse par effets simples		Réponse avec interaction d'ordre2	
ddlres	116		70	
	Erreur relative		Erreur relative	
Erreur moyenne	2,26%		2,10%	
Ecart moyen	3,67%		1,69%	
Ecart type	4,75%		2,40%	
Ecart type de la variabilité résiduelle	4,99%		3,24%	

Cr	Réponse par effets simples		Réponse avec interaction d'ordre2	
ddlres	116		70	
	Erreur relative		Erreur relative	
Erreur moyenne	0,26%		0,09%	
Ecart moyen	3,60%		1,78%	
Ecart type	4,74%		2,49%	
Ecart type de la variabilité résiduelle	4,98%		3,37%	

Cw	Réponse par effets simples		Réponse avec interaction d'ordre2	
ddlres	116		70	
	Erreur relative		Erreur relative	
Erreur moyenne	0,19%		0,03%	
Ecart moyen	3,44%		1,90%	
Ecart type	4,49%		2,48%	
Ecart type de la variabilité résiduelle	4,72%		3,36%	

Tableau 39 : adéquation hors plan du modèle tronqué

Lorsque l'on construit un modèle à partir d'un plan de résolution 5, on fait l'hypothèse que les actions de troisième, quatrième et cinquième ordre sont négligeables. Un tel modèle comporte des actions du second ordre au maximum. Il y a notamment confusion entre les actions de second ordre et les actions de troisième ordre. Si certaines actions de troisième ordre ne sont pas négligeables, des actions du second ordre sont alors mal évaluées et détériorent le modèle. Cette détérioration n'est pas perceptible lorsque l'on calcule l'erreur de modélisation sur le plan qui a servi à construire le modèle puisque chaque terme minimise l'erreur par construction. Par contre ceci n'est pas vérifié lorsque l'on évalue l'erreur hors du plan de construction.

Si l'on veut par exemple représenter l'effet du déplacement sur la traînée due à l'augmentation de la surface mouillée, on écrira :

$$F_x = \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot V^2 \cdot S_w(\Delta) \cdot C_x$$

$$\text{avec } C_x = (1 + k) \cdot C_{f_{ITTC57}} + C_w$$

Le terme d'influence du déplacement est alors un terme multiplicatif. Supposons que le modèle pour représenter l'influence des trois angles de cardan et de la vitesse soit d'ordre o . Les actions réelles du déplacement seront alors d'ordre $o+1$. L'influence du déplacement pour être prise en compte imposera d'augmenter d'un ordre le modèle pour le coefficient de traînée C_x .

Des actions de premier et de second ordre sont en l'occurrence inappropriées pour représenter cette influence. On constate ainsi qu'un modèle tronqué, auquel on a retiré l'effet et les interactions liés au déplacement est plus adéquat (Tableau 39) bien que parallèlement la précision sur le plan de construction se dégrade légèrement (elle passe de 1.6 à 1.9%).

V.4 Comparaison entre le modèle issu du plan complet et des modèles de régression

V.4.1 Modélisation de l'effet de la vitesse

Comme nous l'avons montré en §V.2.9, l'effet de la vitesse sur la traînée est prépondérant. Il convient donc de le représenter soigneusement.

Des modélisations polynomiales [56] ont été employées dans le passé, notamment pour les carènes à déplacement. Elles ne sont plus guère utilisées, car elles se révèlent insuffisantes pour représenter la complexité et l'irrégularité de la courbe de traînée (§IV.1.4.1). Par contre comme nous le verrons par la suite les modélisations polynomiales peuvent se révéler relativement satisfaisantes pour représenter l'effet des paramètres d'attitudes [77].

D'autres formules empiriques existent, mais leur domaine de validité est restreint et il convient de réaliser un ajustement pour les adapter à une nouvelle carène. Nous avons présenté en §IV.1.4.1 le modèle de G. Van Oortmerssen [78].

La tendance depuis une quinzaine d'années est plutôt à l'utilisation de points de fonctionnement reliés par des fonctions splines dont la souplesse d'utilisation est appréciée [24][77].

V.4.2 Adaptation du modèle de G. Van Oortmerssen

Lorsque l'on applique le modèle de G. Van Oortmerssen au cas d'un voilier moderne, les résultats sont peu satisfaisants.

$$\frac{Rr}{\Delta} = C_1 \cdot e^{-\frac{m}{9 \cdot F_N^2}} + C_2 \cdot e^{-\frac{m}{F_N^2}} + C_3 \cdot e^{-\frac{m}{F_N^2}} \cdot \sin(F_N^{-2}) + C_4 \cdot e^{-\frac{m}{F_N^2}} \cdot \cos(F_N^{-2})$$

Le modèle prend comme paramètres une longueur de référence L et le coefficient prismatique Cp. Comme la carène d'un voilier évolue en fonction des attitudes et de l'enfoncement la détermination de la longueur de référence et du coefficient prismatique est délicate et discutable.

On se propose d'effectuer un balayage pour mesurer la sensibilité du modèle à ces paramètres. On affecte respectivement à la longueur L et au coefficient prismatique les facteurs α_{Cp} α_L .

Le paramètre m et le nombre de Froude Fn introduit dans le modèle sont modifiés comme suit :

$$m = 0.14347 \cdot (\alpha_{C_p} \cdot C_p)^{-2.1976}$$

$$Fn = \frac{V_B}{\sqrt{g \cdot (\alpha_L \cdot L)}}$$

V.4.2.1 Essais préliminaires cas du "Jeanneau Sélection"

Une première adaptation du modèle de Oortmerssen est réalisée en prenant la longueur à la flottaison et le coefficient prismatique de la maquette du Sélection en position nominale ($L=1.85$ m, $C_p=0.52$). Sur une courbe de traînée à 12 points de mesure établie lors des essais préliminaires nous obtenons entre le modèle et les mesures un écart type de près de 4% de la traînée (Figure 82). Ces écarts ne sont pas explicables par l'erreur de répétabilité, il existe un défaut d'adéquation non négligeable entre le modèle et le phénomène mesuré.

Nous avons déjà discuté le choix de la longueur à la flottaison en §IV.1.4.1. Contrairement à un navire à déplacement, les voiliers modernes possèdent des formes très évasées. Les caractéristiques de la carène, longueur, coefficient prismatique, vues par l'écoulement peuvent changer radicalement selon les attitudes. Il nous a paru utile d'observer les variations de l'erreur lorsque l'on fait varier la longueur et le coefficient prismatique (Figure 121). Nous obtenons un modèle optimal vis-à-vis de l'erreur de mesure en affectant à la longueur à la flottaison un coefficient α_L de 85% et en majorant le coefficient prismatique de 4% ($\alpha_{C_p}=1.04$). L'erreur en terme d'écart type est alors inférieure à 1%, ce qui est tout à fait comparable à la répétabilité de notre système de mesure.

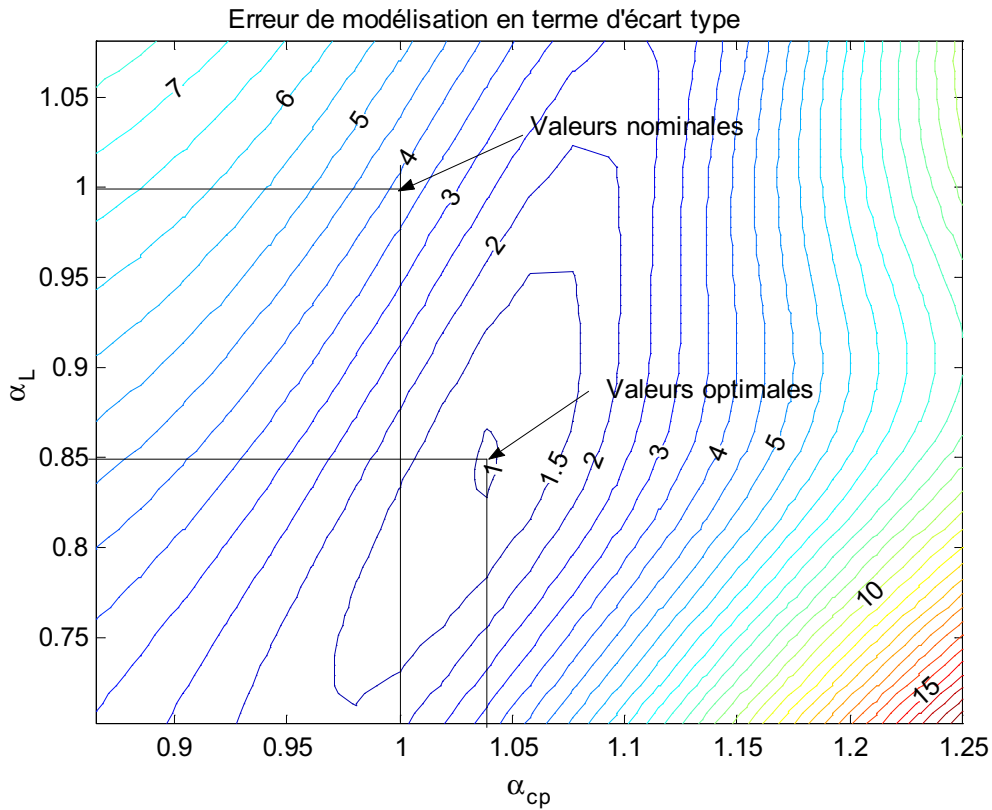


Figure 121 : balayage des paramètres α_L et α_{cp} pour l'optimisation du modèle de G. Van Oortmerssen.

Rr	modèle brut $\alpha_L=1$ $\alpha_{Cp}=1$	modèle optimisé $\alpha_L=1$ $\alpha_{Cp}=1$	modèle optimisé $\alpha_L=0.85$ $\alpha_{Cp}=1.04$
ddlres	8	8	8
Ecart moyen	11,64%	3,20%	0,66%
Ecart type	16,13%	3,87%	0,95%
Ecart type de la variabilité résiduelle	24.20%	5.81%	1.425%

Tableau 40 : erreur de modélisation pour le modèle de G. Van Oortmerssen

V.4.2.2 Cas du First Class8 sans quille

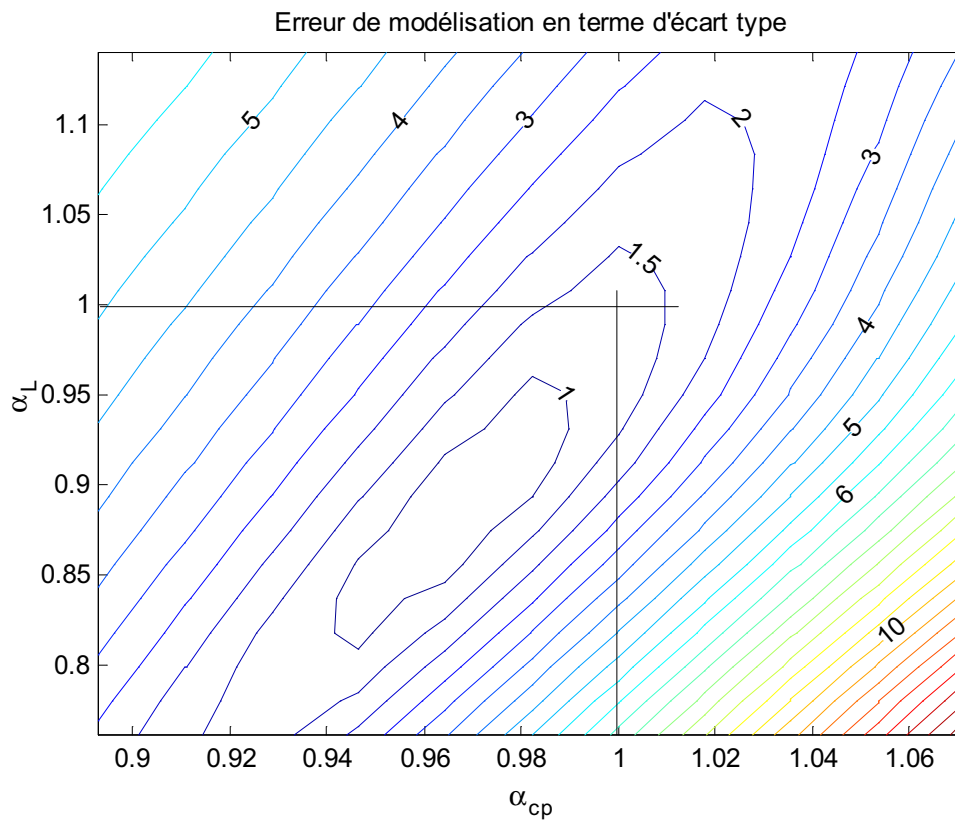


Figure 122 : balayage des paramètres α_L et α_{cp} pour l'optimisation du modèle de G. Van Oortmerssen pour le class8 sans quille.

V.4.2.3 Cas du First Class8 avec quille

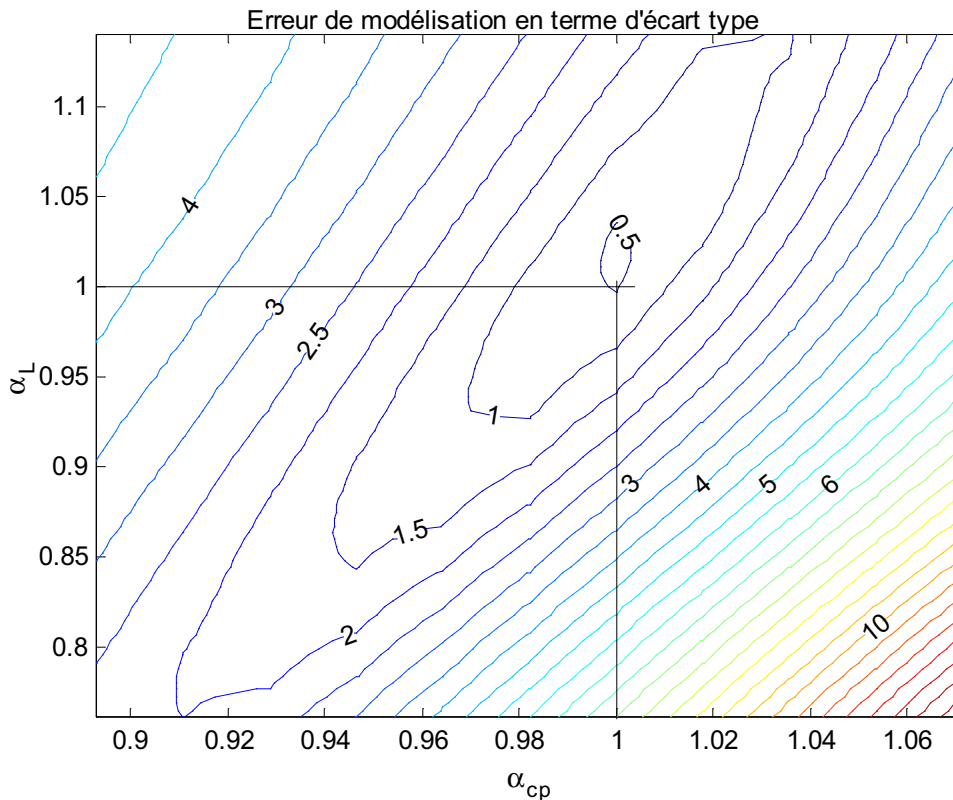


Figure 123 : balayage des paramètres α_L et α_{cp} pour l'optimisation du modèle de G. Van Oortmerssen pour le class8 muni de sa quille.

Pour le Class8 muni de sa quille les valeurs nominales de la longueur à la flottaison et du coefficient prismatique sont très proches des valeurs optimales vis-à-vis du modèle de G. Van Oortmerssen. On s'en contentera donc.

Pour des voiliers, des paramètres comme la longueur à la flottaison ou le coefficient prismatique sont très délicats à déterminer. Un léger changement de position ou d'attitude peut changer radicalement leur valeur. L'utilisation de tels paramètres rend ces formulations difficiles à interpréter et peu robustes. Il semble inévitable de passer par la phase d'optimisation des paramètres pour chaque voilier et pour chaque configuration.

V.4.3 Modélisation de l'effet des paramètres d'attitudes

Nous comparons ici le modèle issu des plans d'expériences et un modèle de régression polynomial. Ce dernier est un classique pour l'exploitation des essais en bassin. Nous utilisons le modèle proposé par Teeters [77] que nous avons déjà évoqué en §IV.1.4.1.

Nous proposons de fonder notre comparaison sur deux aspects :

- l'erreur de modélisation ou défaut d'adéquation d'une part,
- un rapide aperçu des avantages et des inconvénients de chaque méthode.

Teeters ne propose pas de prendre en compte l'influence de l'assiette. Nous étendons le modèle en introduisant trois termes dépendants de l'assiette. Un terme linéaire, un terme quadratique et un terme de couplage avec la gîte.

Le modèle étendu s'exprime de la façon suivante :

$$C_W = f_0(V_B) + f_1(V_B) \cdot \psi + f_2(V_B) \cdot \psi^2 + f_3(V_B) \cdot \phi + f_4(V_B) \cdot \phi^2 + f_5(V_B) \cdot \psi \cdot \phi + f_6(V_B) \cdot \psi^2 \cdot \phi^2 + f_7(V_B) \cdot \theta + f_8(V_B) \cdot \theta^2 + f_9(V_B) \cdot \theta \cdot \phi$$

$f_0(V_B), f_1(V_B), \dots, f_9(V_B)$ sont des fonctions splines. Pour notre cas elles sont déterminées à partir des quatre niveaux de la vitesse. Ce qui fait 10 coefficients par nœud de vitesse, soit au total 40 coefficients à identifier.

$$\begin{aligned} C_W = & C_{10} \cdot Sp1 + C_{20} \cdot Sp2 + C_{30} \cdot Sp3 + C_{40} \cdot Sp4 \\ & + (C_{11} \cdot Sp1 + C_{21} \cdot Sp2 + C_{31} \cdot Sp3 + C_{41} \cdot Sp4) \cdot \psi \\ & + (C_{12} \cdot Sp1 + C_{22} \cdot Sp2 + C_{32} \cdot Sp3 + C_{42} \cdot Sp4) \cdot \psi^2 \\ & + (C_{13} \cdot Sp1 + C_{23} \cdot Sp2 + C_{33} \cdot Sp3 + C_{43} \cdot Sp4) \cdot \phi \\ & + (C_{14} \cdot Sp1 + C_{24} \cdot Sp2 + C_{34} \cdot Sp3 + C_{44} \cdot Sp4) \cdot \phi^2 \\ & + (C_{15} \cdot Sp1 + C_{25} \cdot Sp2 + C_{35} \cdot Sp3 + C_{45} \cdot Sp4) \cdot \psi \cdot \phi \\ & + (C_{16} \cdot Sp1 + C_{26} \cdot Sp2 + C_{36} \cdot Sp3 + C_{46} \cdot Sp4) \cdot \psi^2 \cdot \phi^2 \\ & + (C_{17} \cdot Sp1 + C_{27} \cdot Sp2 + C_{37} \cdot Sp3 + C_{47} \cdot Sp4) \cdot \theta \\ & + (C_{18} \cdot Sp1 + C_{28} \cdot Sp2 + C_{38} \cdot Sp3 + C_{48} \cdot Sp4) \cdot \theta^2 \\ & + (C_{19} \cdot Sp1 + C_{29} \cdot Sp2 + C_{39} \cdot Sp3 + C_{49} \cdot Sp4) \cdot \theta \cdot \phi \end{aligned}$$

Les coefficients C_{ij} sont déterminés à partir des résultats du plan complet par la méthode des moindres carrés (Tableau 41).

Les termes C_{i1} ne sont pas évalués car nous n'avons que deux niveaux pour la dérive. Ces termes sont de toutes façons théoriquement nuls. Ils ne peuvent refléter qu'un défaut dans l'alignement de la maquette ou une répartition mal équilibrée des essais.

Vb	1	1.5	1.75	2.5
i	1	2	3	4
Ci0	-1,21E-05	-1,26E-05	-1,53E-05	-3,77E-05
Ci1 (facteur de ψ)	0*	0*	0*	0*
Ci2 (facteur de ψ^2)	-5,04E-03	-1,40E-03	-1,13E-03	-9,16E-04
Ci3 (facteur de ϕ)	1,73E-05	-1,29E-07	8,18E-06	1,19E-05
Ci4 (facteur de ϕ^2)	1,56E-05	-7,72E-06	5,06E-06	1,53E-05
Ci5 (facteur de $\psi \cdot \phi$)	6,88E-04	-1,50E-04	1,41E-04	2,48E-04
Ci6 (facteur de $\psi^2 \cdot \phi^2$)	-1,31E-02	5,07E-03	-3,39E-03	-5,96E-03
Ci7 (facteur de θ)	6,25E-05	-6,78E-05	-4,00E-05	-1,80E-04
Ci8 (facteur de θ^2)	-3,09E-03	-2,31E-03	-2,00E-03	-1,81E-03
Ci9 (facteur de $\phi \cdot \theta$)	-3,46E-04	-3,78E-04	-2,60E-04	-3,10E-04

* nul par hypothèse

Tableau 41 : les coefficients du modèle polynomial pour C_w (angle en radians)

Un parallèle immédiat peut être établi entre le modèle de Teeters et le modèle additif issu du plan d'expériences. Seul l'effet simple de la vitesse est pris en compte par Teeters. Les influences des autres facteurs, la gîte et la dérive, sont systématiquement couplées avec la vitesse. Des termes représentent l'influence de 3 facteurs, pour l'erreur de modélisation (Tableau 42) le modèle de Teeters devra donc être comparé avec le modèle additif synergique d'ordre 3 (§V.2.7).

C_w	Lissage original de Teeters (sans prise en compte de l'assiette)	Lissage polynomiale (avec prise en compte de l'assiette)
ddlres	104	92
	Erreur relative	Erreur relative
Ecart moyen	4,4%	1,8%
Ecart type	5,6%	2,6%
Ecart type de la variabilité naturelle	6,8%	3,6%

Tableau 42 : erreur de modélisation sur le coefficient de vague (Lissage polynomial)

La prise en compte des termes d'influence de l'assiette permet d'améliorer la précision du modèle d'un facteur 2.

Si le modèle issu du plan d'expériences permet d'améliorer de plus de 10% la précision par rapport au modèle de lissage polynomial, cela ne permet pas de justifier a priori son usage car il est beaucoup plus lourd et beaucoup plus long à calculer. Il comporte en effet près de 92 coefficients indépendants, c'est-à-dire plus du double par rapport au modèle polynomial présenté ici. Il est toutefois possible d'alléger le modèle additif jusqu'à ne retenir plus que 27 coefficients indépendants (§V.2.9), la précision est alors comparable à celle du modèle polynomial (1.9%).

Outre sa légèreté le modèle polynomial présente d'autres avantages. Il permet d'utiliser les résultats d'essais en dehors du plan d'expériences sans difficultés supplémentaires. L'effet dissymétrique de contre gîte observé sur quelques essais isolés (§II.3.2.1) peut ainsi être facilement intégré au modèle grâce au terme en $\psi \cdot \phi$.

L'inconvénient majeur de la technique de lissage polynomial est le risque, sous prétexte de lissage, d'éliminer des phénomènes physiques reproductibles.

La technique des plans d'expériences conserve l'avantage de permettre une analyse statistique fiable des résultats, grâce notamment à une répartition homogène et équilibrée des essais.

Cependant, le modèle additif présente des discontinuités lors de l'application des symétries présentées en §II.3.2.1, ce qui constitue un inconvénient pour la simulation.

V.4.4 Adéquation hors plan complet

Dans les paragraphes précédents nous avons présenté des erreurs de modélisation qui donnaient des indications quant à l'adéquation des différents modèles. Il s'agit jusque là de vérifier l'adéquation du modèle pour les points de fonctionnement définis dans le plan d'expériences.

Nous proposons ici de vérifier l'adéquation des modèles hors du plan complet. Cela revient à évaluer les qualités prédictives du modèle.

Nous avons recours à des séries d'essais réalisées en juin et en octobre 1999. Les niveaux des facteurs U_i pour le plan complet sont précisés sur les figures.

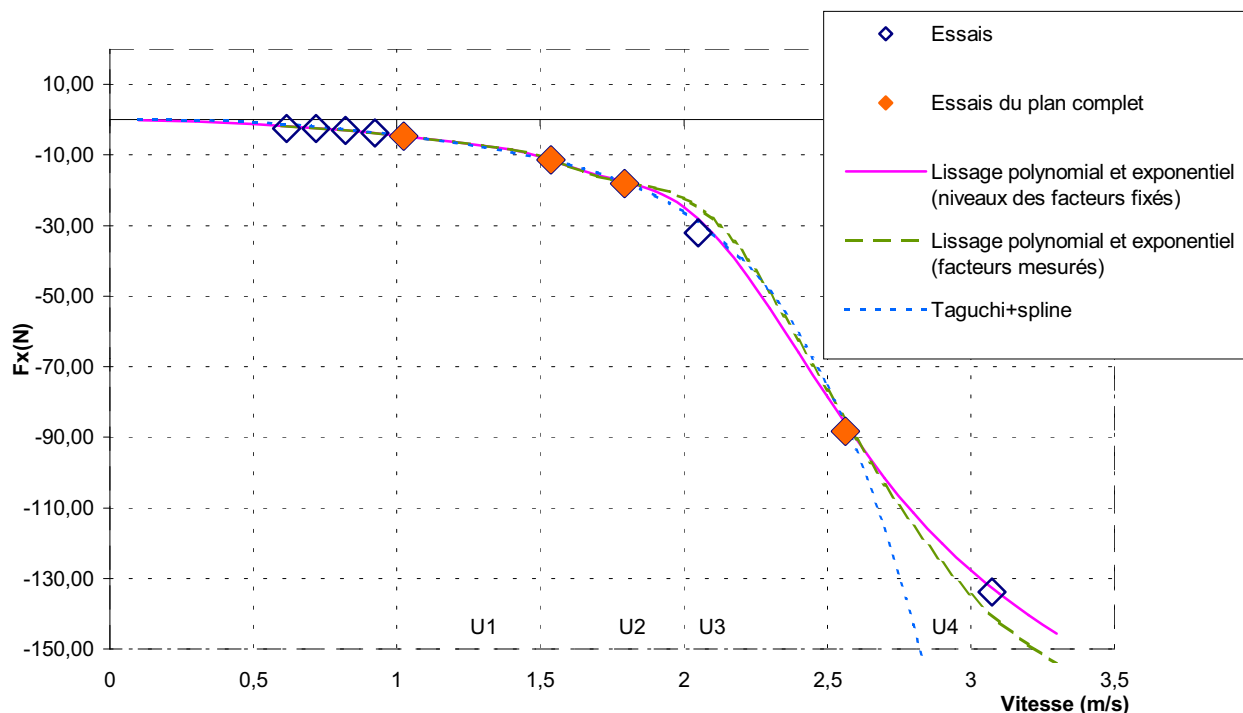


Figure 124 : adéquatation hors plan complet, balayage fin en vitesse.

La Figure 124 montre le comportement de deux modèles en fonction du facteur vitesse. Le premier modèle, intitulé "Lissage polynomial et exponentiel", est dérivé du modèle utilisé par Oortmerssen (§IV.1.4.1) et du modèle polynomial de Teeters avec prise en compte de l'assiette. Le second modèle est le modèle additif d'ordre 3 issu des plans d'expériences associé à des fonctions d'interpolation splines.

Il existe deux possibilités pour identifier le premier modèle.

- La première revient à considérer que les niveaux des facteurs sont fixes ("niveaux des facteurs fixés"). C'est la méthode que l'on emploie aussi pour déterminer les effets et les interactions du modèle additif.
- La seconde revient à tenir compte de la fluctuation des facteurs autour de leur valeur théorique. Cette deuxième option est représentée sur la Figure 124 par le modèle intitulé "Lissage polynomial et exponentiel (facteurs mesurés)". La valeur du facteur est déterminée grâce à la mesure effectuée pendant l'essai. Cette méthode permet de prendre directement en compte une partie de la déformation et les erreurs de réglage. Elle ne peut pas être utilisée pour déterminer les coefficients du modèle additif car la technique des plans d'expériences présuppose que les facteurs soient strictement égaux à leurs niveaux théoriques. Les déformations et autres défauts de réglage ne peuvent pas directement être pris en compte (§III.6.1).

Le modèle polynomial construit par régression est ici censé prendre un avantage. Or on constate sur la Figure 124 que le modèle polynomial bâti à partir des valeurs mesurées des facteurs subit une légère dégénérescence par rapport au modèle construit à partir des valeurs théoriques des facteurs. Les termes oscillatoires du modèle de Havelock (§IV.1.4.1) deviennent trop importants, la traînée est moins bien prédite entre les niveaux U3 et U4 du plan complet et en dehors du domaine exploré pour des vitesses supérieures à 3 m/s. Cette dégénérescence risque d'affecter tous les autres coefficients du modèle. Il y a risque de confusion d'actions entre les différents paramètres. Le défaut de modélisation de l'effet de la vitesse va se répercuter sur les effets et les interactions des autres paramètres. Quant à l'interpolation à l'aide de fonction splines elle donne des résultats acceptables tant que l'on ne sort pas des bornes du domaine exploré. Le modèle de Havelock [30] qui possède un fondement physique est plus consistant en dehors des limites du plan d'expériences. C'est là un avantage attendu mais remarquable. Notons que le modèle Taguchi peut également être associé au modèle de Havelock comme à n'importe quelle autre fonction d'interpolation.

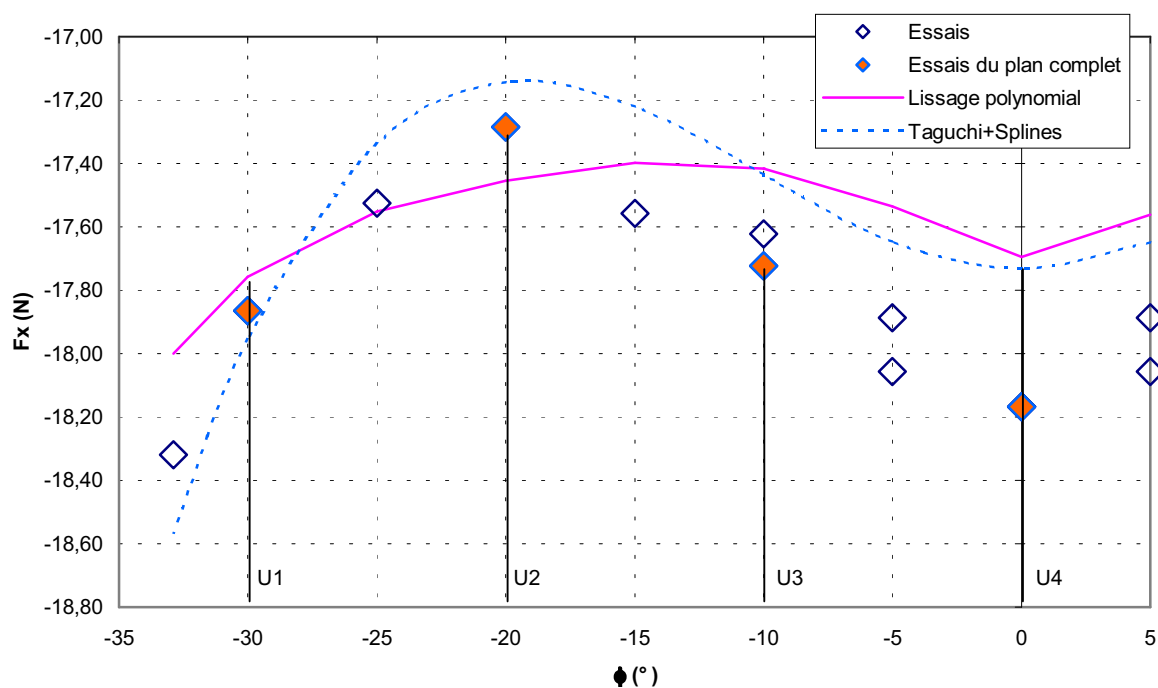


Figure 125 : adéquation hors plan complet, balayage fin en gîte (V=1.8m/s)

La Figure 125 montre les limites de la modélisation polynomiale. Lorsque l'effet d'un paramètre est complexe, ici celui de la gîte, la forme polynomiale simple ne peut pas le représenter de façon convenable. Le modèle additif associé à des fonctions d'interpolation spline fournit une bien meilleure représentation du phénomène.

Nos résultats mettent également en relief une faiblesse du modèle proposé par Teeters. L'influence de la gîte est en partie représentée par un terme linéaire. Or l'influence de la gîte doit être symétrique, ce qui implique une discontinuité de pente pour le modèle à gîte nulle. Un terme en ϕ^4 serait plus adapté pour représenter l'effet de la gîte.

Il faut toutefois conserver à l'esprit que les effets mesurés ici sont faibles. Ils sont ici inférieurs à 5% de la traînée.

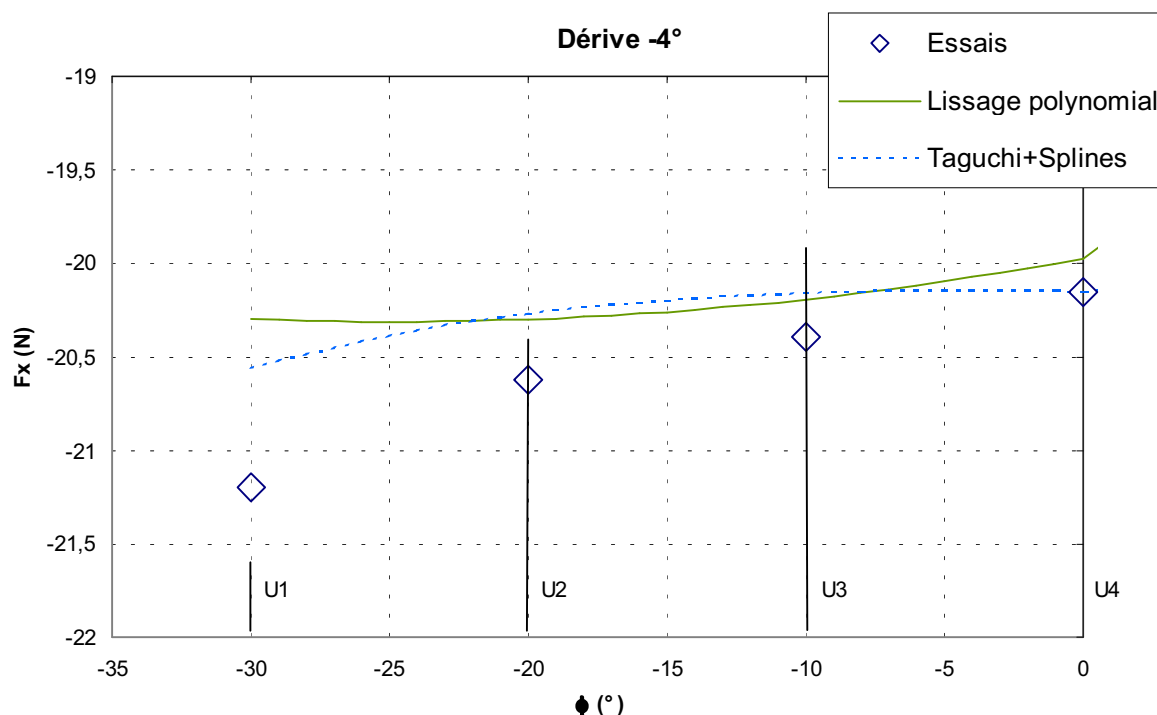


Figure 126 : balayage en gîte avec une dérive non nulle ($V=1.8\text{m/s}$)

Lorsque l'on donne un angle de dérive à la carène on constate que l'effet de la gîte est très différent. Ceci montre que l'influence de la gîte doit être analysée en interaction avec les autres paramètres. Le modèle issu des plans d'expériences donne une allure plus proche des essais. Précisons encore que l'effet mesuré ici est faible et qu'une part non négligeable, de l'ordre de 0,2 à 0,3 N, de l'écart entre les essais et les modèles est imputable aux fluctuations de températures.

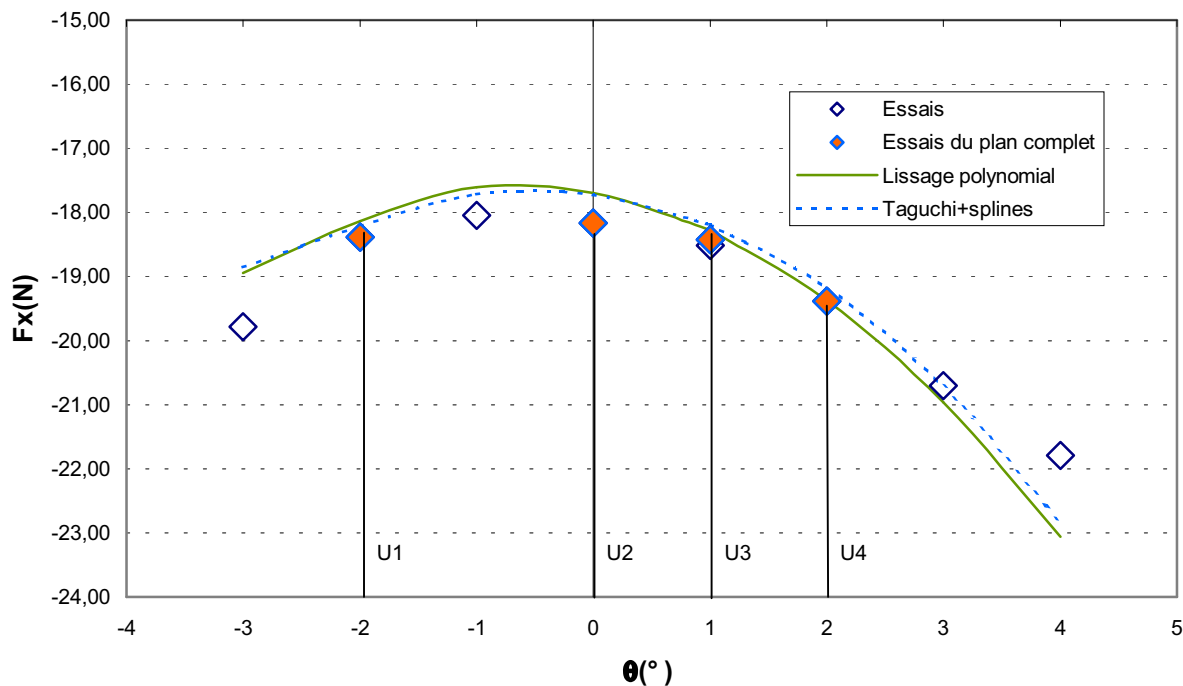


Figure 127 : adéquation hors plan, balayage fin en assiette ($V=1.8\text{m/s}$)

L'effet de l'assiette est bien représenté en tendance tant par le modèle polynomial que par le modèle issu des plan d'expériences, notamment dans les limites du domaine exploré ($U1 < u < U4$).

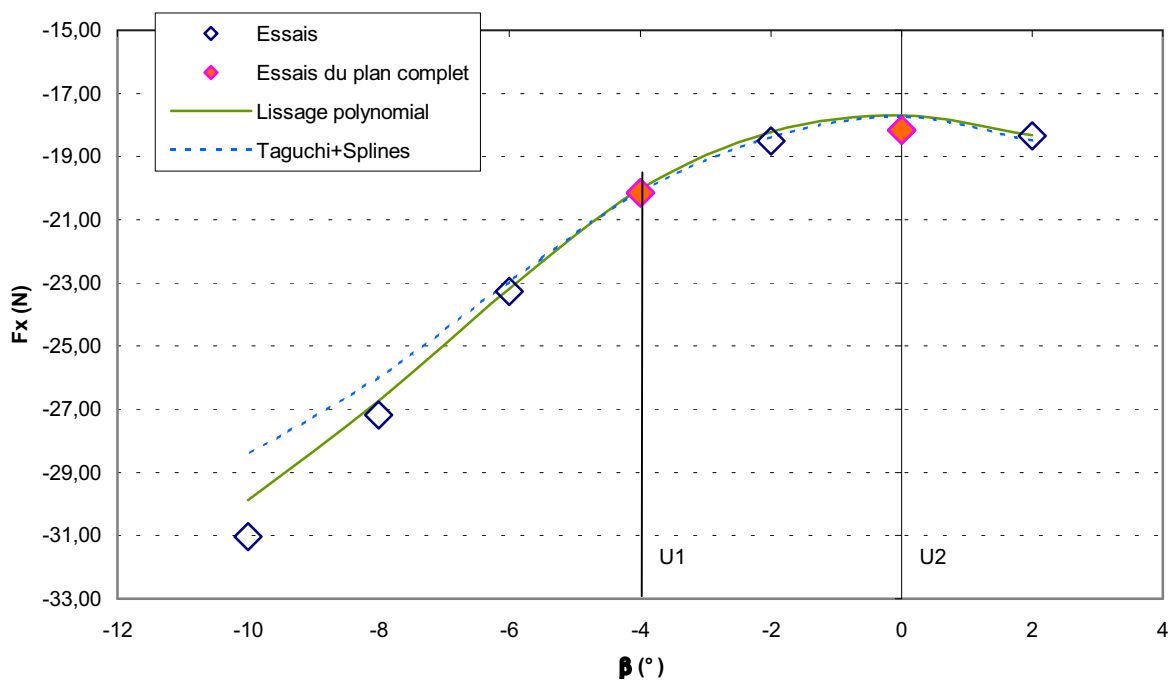


Figure 128 : adéquation hors plan complet, balayage fin en dérive ($V=1.8\text{m/s}$)

De même les deux modèles représentent correctement l'effet de la dérive (Figure 128). Mais cette fois, en accord avec la théorie (§III.5.2.3), c'est le modèle polynomial qui représente mieux le phénomène mesuré hors du plan complet.

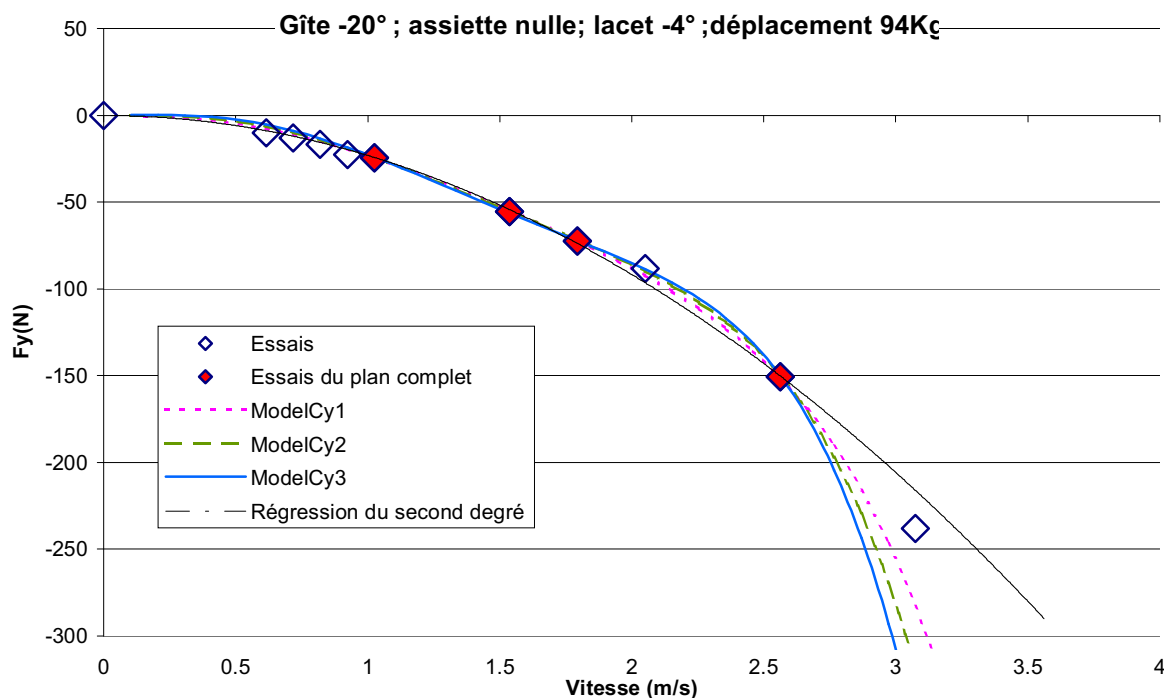


Figure 129 : adéquation de la portance hors du plan complet, balayage fin en vitesse.

De la Figure 129 à la Figure 132 nous montrons l'adéquation des modèles pour le calcul de la portance. Nous utilisons ici les modèles issus des plans d'expériences d'ordre 1, 2 et 3 pour le coefficient de portance. Ils sont repérés sur les figures par les légendes « modelCy1, 2 et 3 ». Nous montrons également les résultats obtenus en utilisant le modèle de lissage proposé par Teeters [77], repérés sur les figures par la légende « model polynomial ». Comme pour le lissage de la traînée nous avons complété le modèle de Teeters avec des termes qui permet de prendre en compte l'effet de l'assiette.

La première constatation est que les modèles de lissage ne sont pas satisfaisant en dehors du domaine expérimental exploré. Cela ne constitue pas une surprise.

La seconde constatation est que le modèle d'ordre 2 donne de meilleurs résultats que le modèle d'ordre 3. La Figure 130 et la Figure 131 montrent, qu'avec le modèle d'ordre 3, la confusion est manifeste entre les effets calculés et l'erreur de mesure. Sur la Figure 130, la mesure de -2.67 N correspond ici à une erreur car la portance pour une gîte et une dérive nulles est théoriquement nulle par raison de symétrie.

Toutes les mesures de portance pour le balayage en assiette dans cette configuration ne représentent par conséquent qu'une évaluation de l'erreur de mesure, car l'effet réel est

théoriquement nul. Le fait que le modèle d'ordre 3 passe bien par les points de mesure montre simplement qu'il cherche à modéliser une partie de l'erreur de mesure (Figure 131). Dans ce cas on préférera un modèle d'ordre 2 plus conforme aux résultats théoriques et également plus léger à calculer.

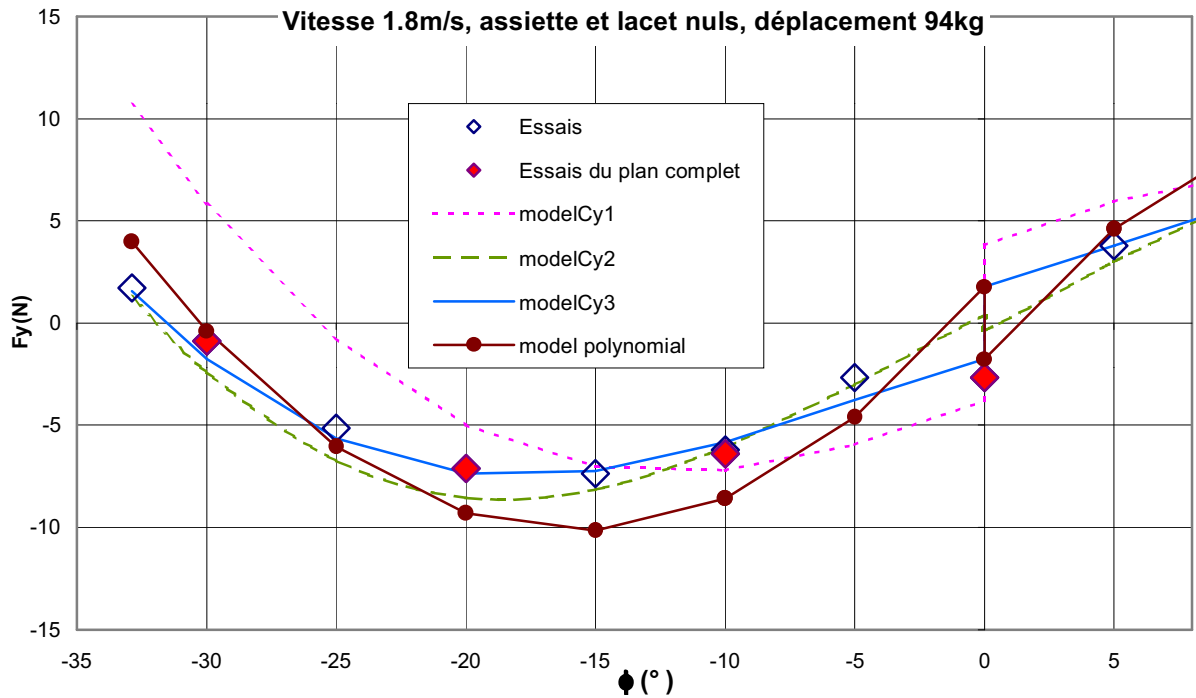


Figure 130 : adéquation pour la portance hors du plan complet, balayage fin en gîte.

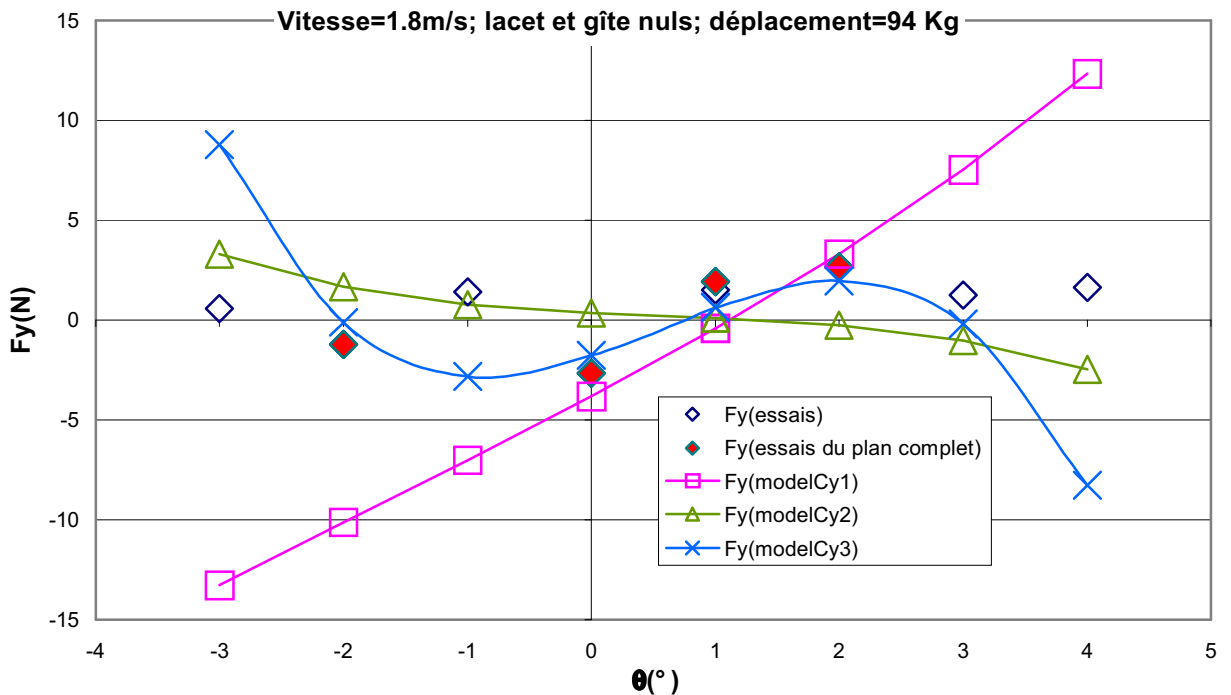


Figure 131 : adéquation pour la portance hors plan complet, balayage fin en assiette

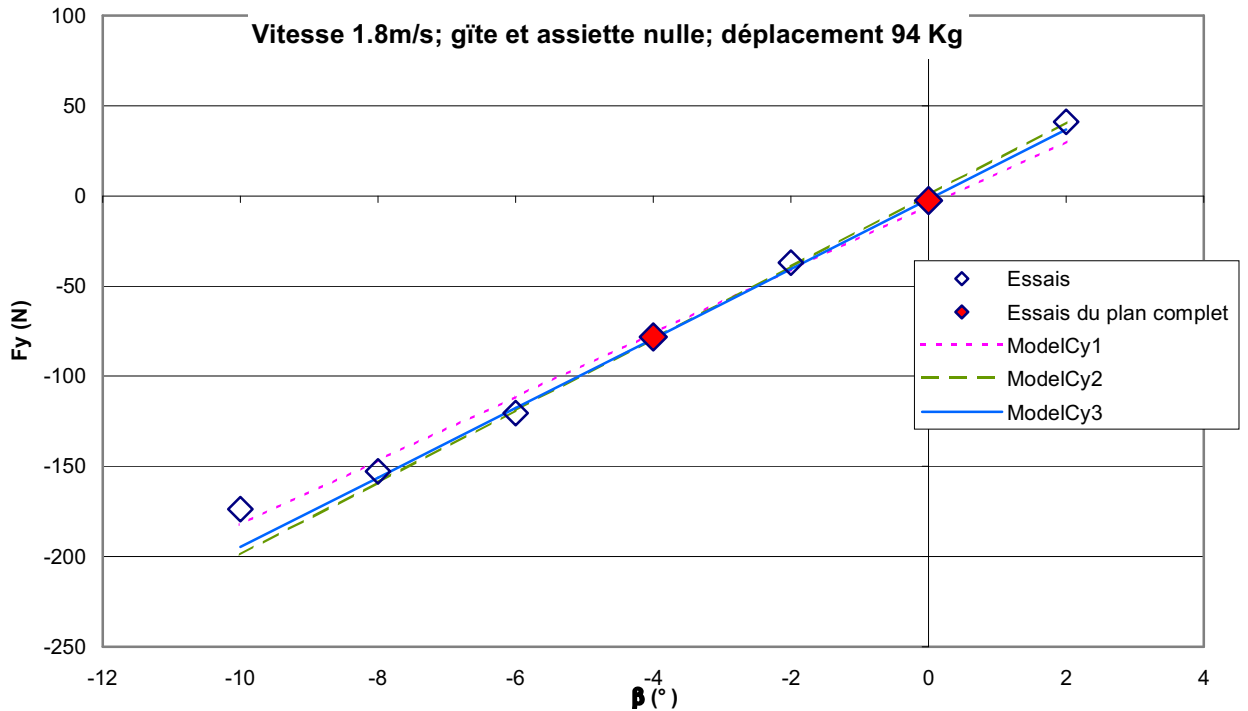


Figure 132 : adéquation pour la portance hors plan complet, balayage fin en dérive.

V.5 Conclusion

La technique des plans d'expériences offre entre autres avantages une modélisation additive simple à calculer à partir des résultats d'essais. Le modèle qui peut se représenter sous la forme d'un tenseur d'ordre 5 ou sous la forme de plusieurs tenseurs d'ordres inférieurs peut aisément être associé à des fonctions d'interpolation usuelles linéaires ou splines. Les résultats à l'intérieur du domaine exploré sont très satisfaisants. Par contre, parce qu'il est purement mathématique un tel modèle n'offre que de piètres qualités prédictives. On peut avantageusement adapter le modèle empirique de Havelock (1912) [30] dont le fondement est physique et qui a déjà été exploité par G. Van Oortmerssen [78]. Nous obtenons alors des qualités prédictives étonnantes en associant ce modèle à celui issu des plans d'expériences ou à un modèle polynomial pour les autres paramètres d'attitudes. Si les méthodes de régression sont séduisantes par leur souplesse d'utilisation, il semble utile en tout cas de conserver la rigueur du plan d'expériences pour éviter les confusions d'actions.

Chapitre VI : Simulation

VI. Simulation

Nous avons développé le simulateur sous l'environnement Matlab-Simulink. Nous reprenons les modèles évoqués dans les chapitres précédents. Un modèle empirique permet d'évaluer les efforts véliques tandis que nous utilisons le modèle expérimental issu des plans d'expériences pour déterminer les actions hydrodynamiques sur la carène et sur la quille.

Nous présentons dans ce chapitre les particularités de l'architecture et de la mise en œuvre du simulateur ainsi que quelques exemples.

Les exemples visent deux objectifs. Le premier est d'illustrer les potentialités du simulateur et de vérifier si son comportement sur des situations simples semble pertinent. Le second est d'évaluer la portée des coefficients que nous avons déterminés avec moins de soin.

Dans les premières versions du simulateur nous avons choisi de conserver pour la portance le modèle issu de la théorie des ailes proposé par P. Van Oossanen [79][80]. Les problèmes de discontinuités liés à l'application des contraintes de symétrie (§V.4.4, Figure 130) sont ainsi évités. Le couplage entre les vitesses de rotation de roulis et de lacet sont pris en compte en distinguant les efforts sur la carène et les efforts sur la quille. Pour évaluer les efforts hydrodynamiques sur la quille par exemple, la vitesse de l'écoulement est calculée au centre de gravité de la quille. Nous distinguons ainsi la vitesse de l'écoulement sur la carène, sur la quille et sur le safran. De la même façon nous utilisons la vitesse calculée au centre d'effort vélique pour déterminer la vitesse du vent apparent.

Le fait de calculer ainsi différentes vitesses pour chaque corps portant fournit un amortissement naturel des mouvements de rotation. L'association des voiles et de la quille amortit le roulis. L'association de la quille et du safran amortit le lacet.

Cela dit, nous utilisons de la même façon les modèles issus des plans d'expériences. Un point équivalent est défini pour évaluer le vecteur vitesse. Pour le moment, nous nous contentons de la vitesse calculée au centre de la quille pour déterminer les actions hydrodynamiques sur la carène et sur la quille, mais la position de ce point pourra éventuellement être ajusté.

VI.1 Architecture et particularité de la mise en œuvre

Le schéma synoptique présenté en introduction est repris en annexe. On y présente en détail chaque schéma bloc et ses constituants.

Nous ne présentons ici que les aspects les plus significatifs de la mise en œuvre du simulateur.

VI.1.1 Ecriture des équations de la mécanique

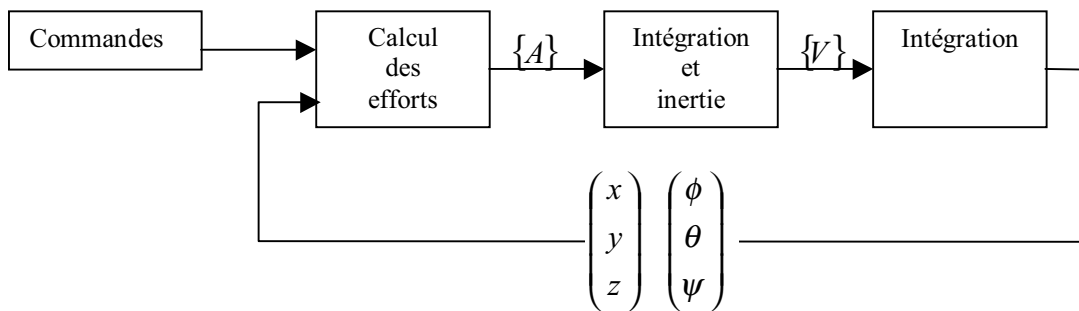


Figure 133 : schéma synoptique de la résolution des équations de la mécanique

Nous écrivons directement sous forme de schéma bloc les relations de la dynamique. Les relations entre les torseurs dynamique, cinétique, cinématique, la position et les angles d'attitude sont présentés en annexe.

Le schéma synoptique de la résolution des équations de la mécanique (Figure 133) montre combien la modélisation des efforts ne constitue qu'une partie du simulateur. La modélisation des efforts hydrodynamiques stationnaires ne constitue encore qu'un élément parmi toutes les autres actions qui interviennent sur notre système mécanique. Nous avons pourtant consacré l'essentiel de notre effort à la détermination de cet élément et nous ne sommes pas originaux en ce point, car comme le souligne Milgram [50] il s'agit bien du cœur du problème.

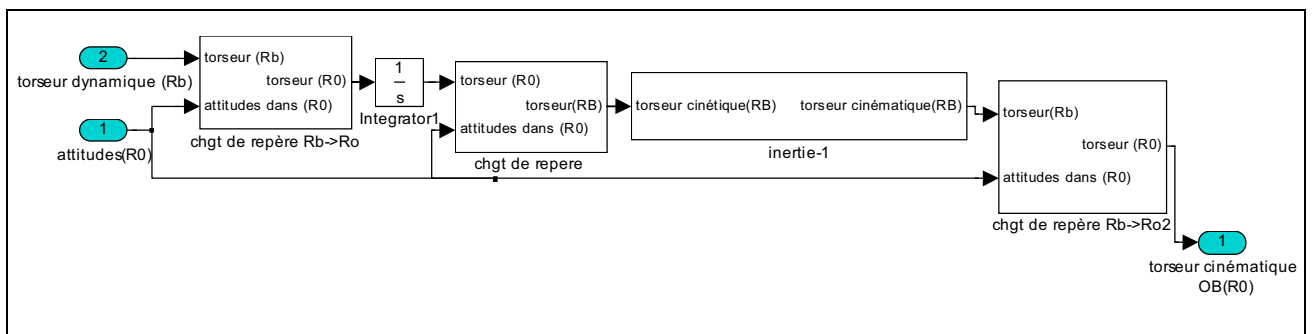


Figure 134 : schéma bloc "première intégration"

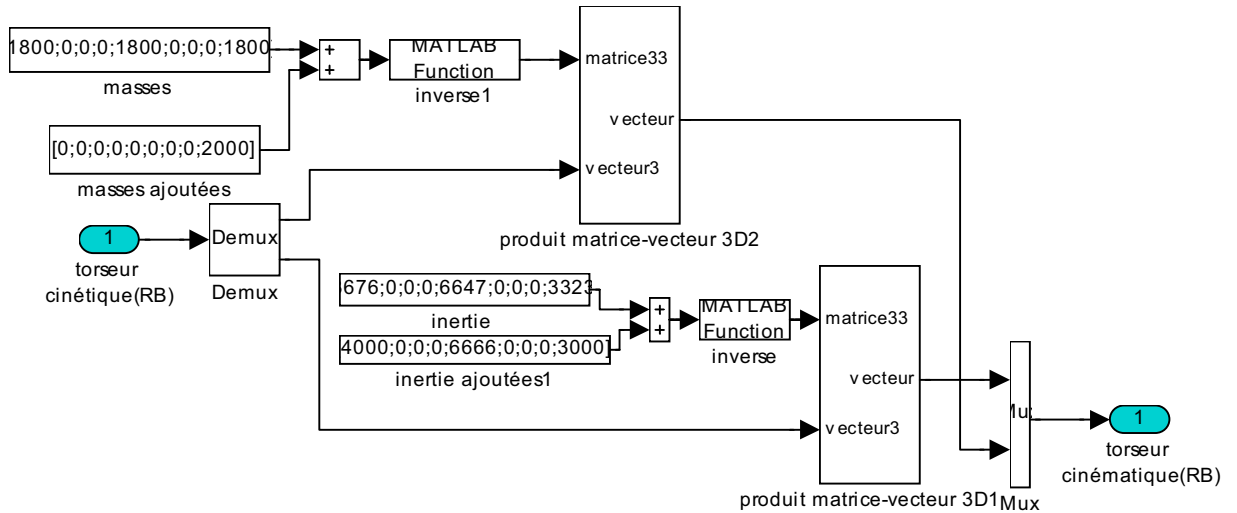


Figure 135 : schéma bloc inertie

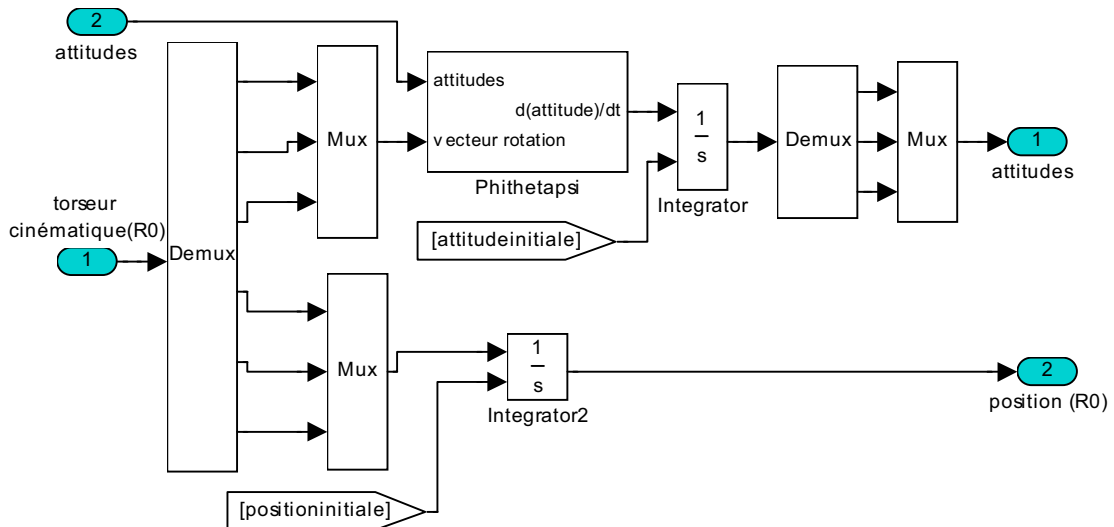


Figure 136 : schéma bloc deuxième intégration

La Figure 134 représente la relation entre le torseur dynamique et le torseur cinétique. Comme nous écrivons la relation au centre de gravité elle se réduit à une simple intégration temporelle dans le référentiel galiléen.

La relation entre le torseur cinématique et le torseur cinétique est représentée Figure 135 par le schéma bloc "inertie". La relation entre le torseur cinématique et la position et les angles d'attitude est représentée Figure 136 par le schéma bloc "deuxième intégration".

VI.1.2 Extension du domaine de validité des modèles

VI.1.2.1 Décollements sur les appendices

Pour calculer la portance sur la quille et le safran, on utilise une relation linéaire avec la dérive. Le coefficient de ce modèle, qu'il soit calculé à partir des résultats d'essais ou à partir de la théorie des ailes n'est plus valable lorsque l'angle d'incidence est important. Pour tenir compte des décollements de l'écoulement, nous considérons qu'au-delà de 15 degrés d'incidence le coefficient d'effort total sur les appendices reste constant.

VI.1.2.2 Virement de bord

Le modèle de Myers (§I.5.1) que nous utilisons pour déterminer les efforts véliques ne fournit pas de résultats satisfaisants en dessous de 15 degrés d'incidence. En première approximation, nous considérons que la portance varie linéairement entre 0 et 15 degrés pour la grand voile et entre 6.8 et 15 degrés pour le foc (Valeurs issues du calcul tridimensionnel "fluide parfait" et du modèle IMS). La portance du foc est prise nulle entre 0 et 6.8 degrés. Ce modèle, très optimiste pourra être ajusté lorsque les résultats du simulateur seront confrontés à une validation au réel.

VI.1.3 Modélisation de l'effort vertical

Nous avons vu en §I.3 que la composante verticale n'était pas une mesure directe. La technique d'essais retenue est la technique en pilonnement libre. Afin d'obtenir un modèle adéquat pour le simulateur, une inversion du modèle expérimental est nécessaire entre l'enfoncement et la composante verticale de l'effort. Nous décrivons ici la technique que nous utilisons pour réaliser cette inversion.

VI.1.3.1 Modèle additif par effets simples

Le modèle additif par effets simples consiste à exprimer une réponse, par exemple la mesure de l'enfoncement ξ , en fonction des n facteurs dont elle dépend de la façon suivante :

$$\xi = \bar{\xi} + \sum_{i=1}^n E_{i\xi}(f_i),$$

où f_i représente le $i^{\text{ème}}$ des n facteurs,

$E_{i\xi}(f_i)$ représente la fonction ne dépendant que de f_i , on parle de l'effet de ce facteur sur la réponse ξ ,

$\bar{\xi}$ représente la réponse moyenne.

Ce modèle a pour avantage, outre la simplicité de mise en œuvre et la rapidité de calcul, d'associer une structuration de la planification expérimentale.

En supposant que l'effet de f_j soit linéaire nous obtenons la relation suivante :

$$E_j \xi(f_j) = a_j \cdot (f_j - \bar{f}_j)$$

Le modèle est alors facilement inversible puisque l'on a :

$$f_j - \bar{f}_j = \frac{1}{a_j} \cdot (\xi - \bar{\xi} - \sum_{\substack{i=1 \\ i \neq j}}^n E_{i\xi}(f_i))$$

VI.2 Exemples et Analyse

VI.2.1 Comparaison d'algorithmes

L'environnement Matlab-Simulink offre un panel d'algorithmes pour résoudre les équations différentielles ordinaires (ODE). Les algorithmes "raides", comme l'algorithme de Dormand-Price offrent un gain de temps appréciable par rapport aux solutions plus simples comme celle de Runge-Kutta. Les résultats peuvent être différents en cas de choc ou si l'on passe sur une discontinuité d'un modèle, mais en fonctionnement "normal", on ne perçoit pas de différence notable. Nous parvenons à simuler le fonctionnement pour un bateau seul en temps réel sur une machine munie d'un processeur de type Pentium II 233Mhz sous Simulink et en utilisant des sous-programmes en langage interprété Matlab sans avoir réalisé de compilation ni d'optimisation réellement poussée. Pour simuler le fonctionnement de deux voiliers une machine plus puissante est nécessaire. La compilation devrait permettre de réduire significativement le temps de calcul.

VI.2.2 Le pilote

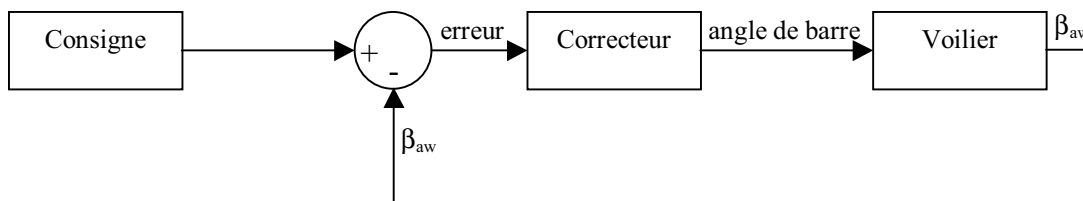


Figure 137 : le pilote

Le voilier en marche constitue un système instable. Pour réaliser les exemples de simulation suivants nous avons construit un pilote sur la base d'un correcteur Proportionnel Intégral et Dérivé. La consigne à suivre est liée à l'angle de vent apparent. La possibilité est offerte d'ajuster les coefficients du correcteur pour l'adapter aux conditions et aux objectifs de la simulation, à la manière du navigateur qui règle les paramètres de son pilote automatique en fonction des conditions météorologiques, de l'allure, de la précision souhaitée ou de considérations d'économie d'énergie.

VI.2.3 Exemple de simulation : Polaires de vitesse

Nous présentons ici des résultats sous la forme classique de polaires de vitesse. Les polaires sont une série de courbes qui représentent la performance d'un voilier. La vitesse y

est représentée en fonction de l'angle de vent réel β_{TW} . Chaque courbe est tracée pour une "force" de vent donnée.

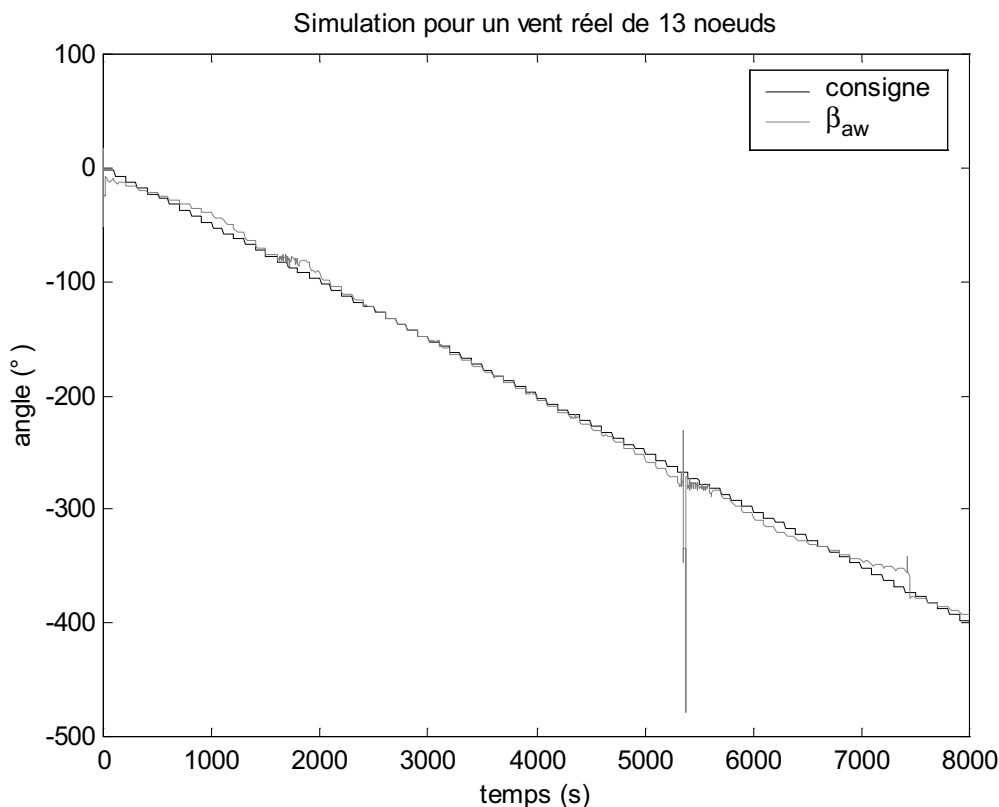


Figure 138 : consigne du pilote pour la réalisation d'une polaire

Les simulations sont réalisées en donnant au "pilote" pour consigne une rampe en escalier. Pour chaque palier nous considérons que le voilier atteint un état d'équilibre. Une rotation d'un peu plus de 360 degrés est effectuée sur une période de 8000 secondes de "temps simulation".

On observe des instabilités dans la simulation en deux endroits particuliers. L'un correspond au virement de bord ($\beta_{aw}\#0$ et -360°), et l'autre correspond à l'envoi et à l'affalement du spi ($\beta_{aw}\#-80$ et -280°). Il faut noter que nous n'avons pas pris de précautions pour le passage du spi au génois, par conséquent une telle instabilité est toute naturelle et correspond à une certaine réalité. Dans le cas présenté, le voilier fait un départ au lof.

Polaire de vitesse, V_b (m/s) en fonction de β_{TW} (°)

Vent réel de 5 nœuds

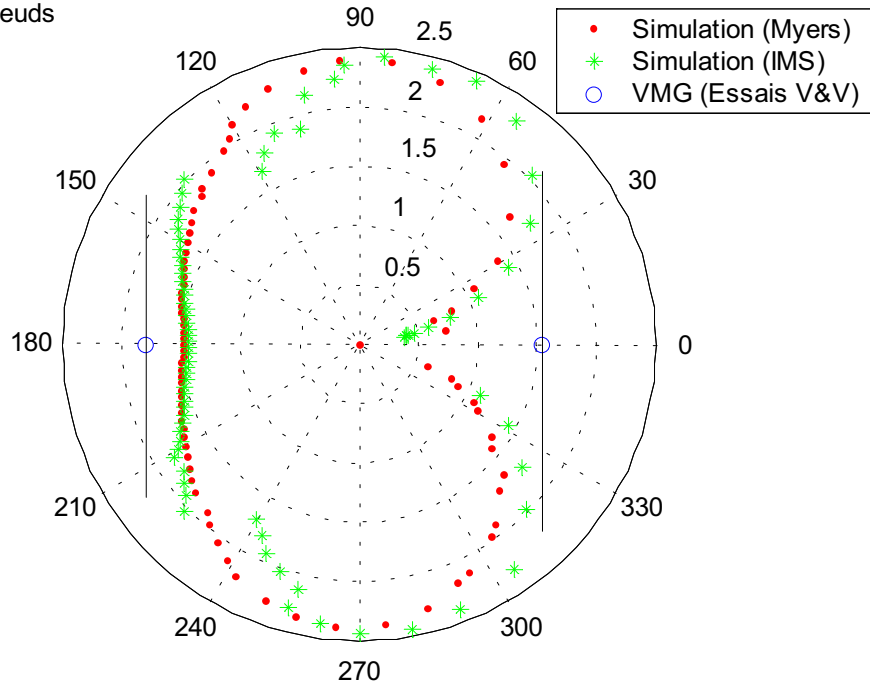


Figure 139 : polaires de vitesse pour 5 nœuds de vent réel

Polaire de vitesse, V_b (m/s) en fonction de β_{TW} (°)

Vent réel de 10 nœuds

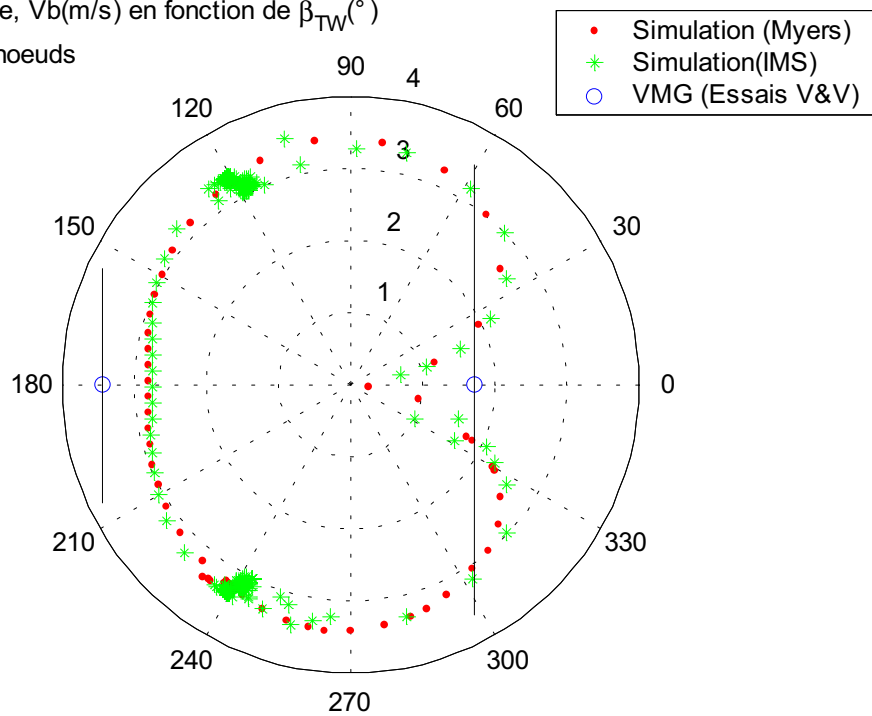


Figure 140 : polaires de vitesse pour 10 nœuds de vent réel

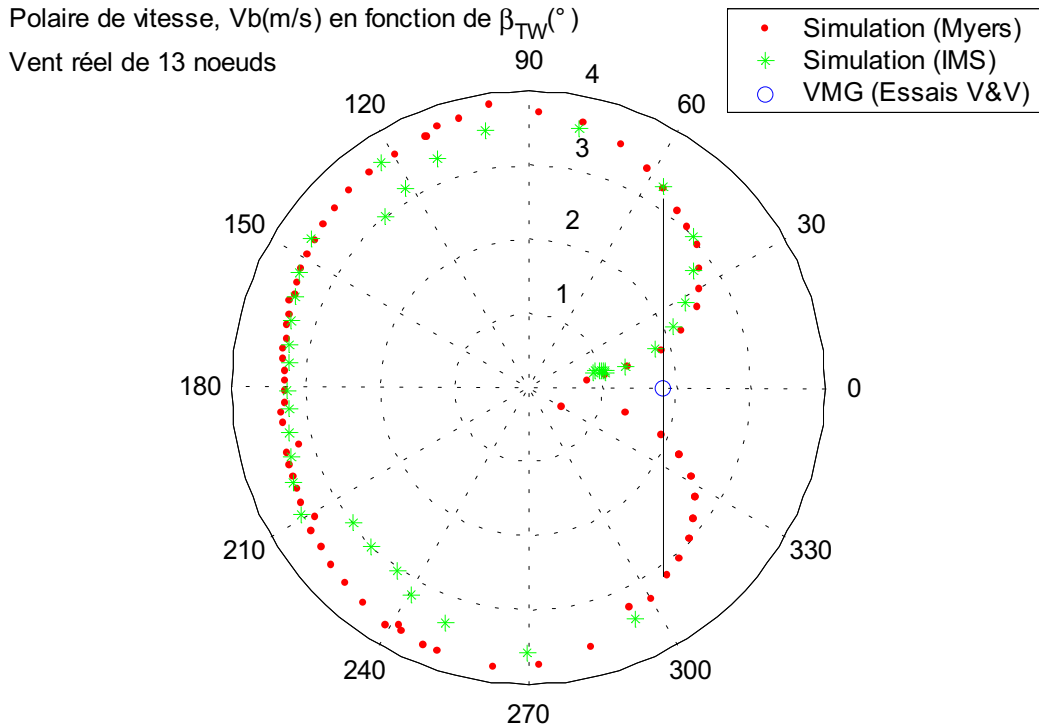


Figure 141 : polaires de vitesse pour 13noeuds de vent réel

Nous confrontons nos résultats aux essais parus dans la revue Voiles & voiliers [26]. Cette comparaison est montrée à titre indicatif, faute de mieux. De tels essais n'ont pas de prétention scientifique et les éléments pour évaluer leur précision ne sont pas fournis.

Cette comparaison montre que nos simulations s'écartent des essais lorsque le vent augmente. L'état de la mer, qui n'est pas pris en compte dans nos simulations, explique au moins en partie ces écarts. Au près le bateau est freiné par les vagues tandis qu'au portant elles le propulsent. Les écarts que nous constatons vont dans le même sens.

D'autre part nous constatons que les polaires obtenues avec deux modèles véliques différents, celui de Myers[56] et celui de l'IMS[14], sont proches. Ceci est d'autant plus remarquable que la force du vent est élevée et que le voilier s'approche de sa vitesse dite limite.

VI.2.4 Exemple de simulation : Interaction aérodynamique

Nous présentons ici un cas simple de simulation (Figure 142, Figure 143). Deux voiliers louvoyant sont placés dans un champ de vent constant de 5 nœuds. Les voiliers virent en phase toutes les cinquante secondes. Chacun d'eux est piloté par un correcteur proportionnel asservi par rapport à une valeur de l'angle du vent apparent correspondant approximativement au VMG (vitesse optimale de remontée au près). A l'instant initial les voiliers partent arrêtés. Le voilier de gauche part avec un gain au vent de 4 mètres soit une demi-longueur et un décalage latérale de 10 mètres, il termine avec plus de 8 mètres d'avance après 250 secondes.

La Figure 143 montre que le voilier de tête accentue davantage son avance lorsqu'il se trouve sous le vent de son adversaire et qu'il a plutôt tendance à perdre du terrain ou à ne plus en gagner lorsqu'il se trouve au vent. Ce phénomène est bien connu des régatiers sous le nom de "la position favorable sous le vent". Ceci est particulièrement visible au début de la simulation. Ensuite le voilier en retard "tombe" et perd de plus en plus de terrain.

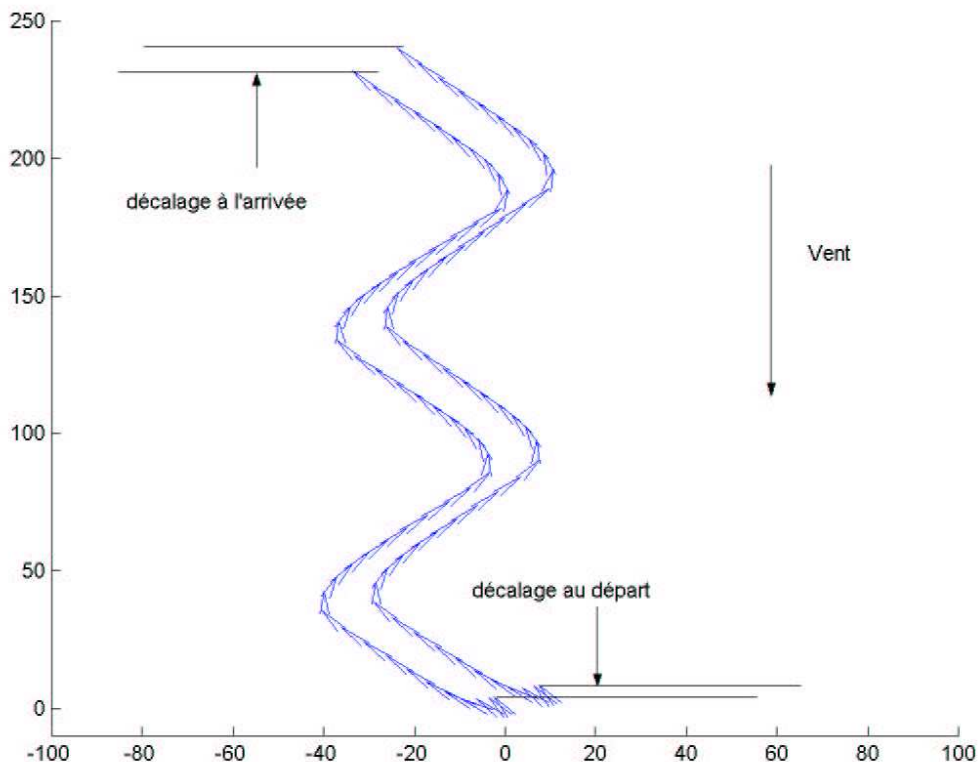


Figure 142 : interaction, simulation du louvoisement

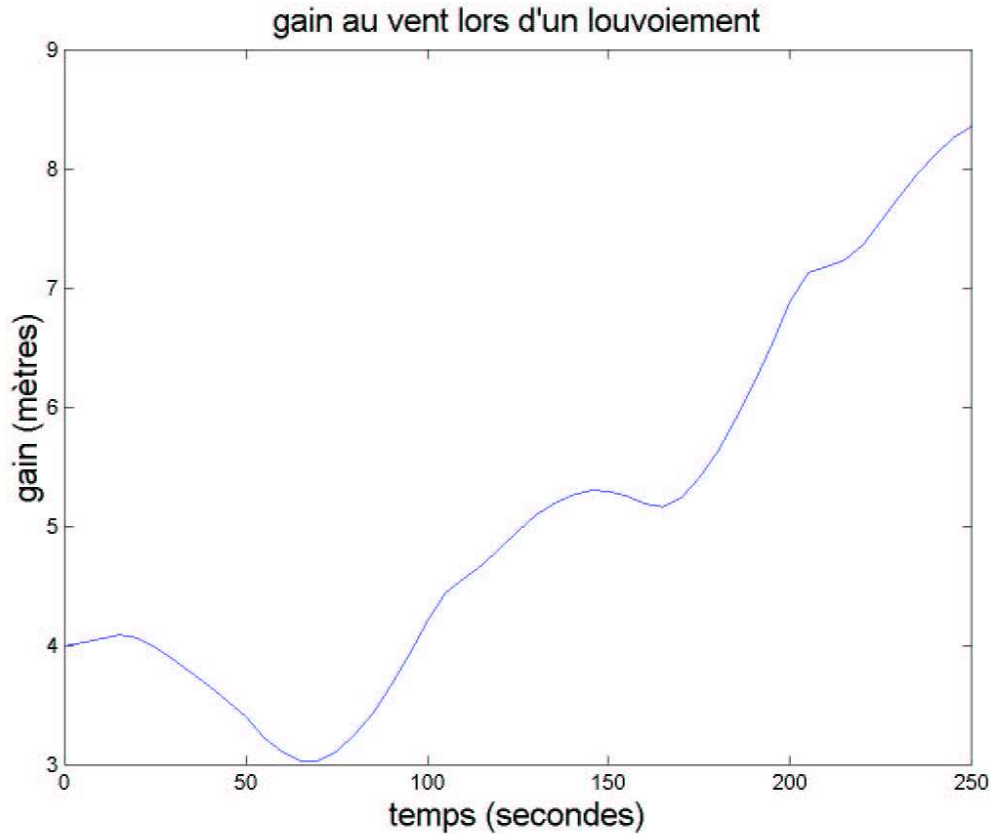


Figure 143 : interaction, évolution du gain au vent

VI.2.5 Influence des coefficients d'amortissement et des masses ajoutées

Ce dernier exemple a pour but d'évaluer l'influence des coefficients que nous avons évalués avec le moins de soin. Ce sont les coefficients multiplicatifs des accélérations et des vitesses de rotation. On se propose de quantifier cette influence sur le cas d' un virement de bord.

La simulation présentée a été réalisée avec un algorithme de Runge-Kutta et un pas de temps de 0.2 secondes.

Pour le voilier témoin, les coefficients de masses ajoutées et d'amortissement (vitesse de rotation) ont été calculés par une méthode des tranches sommaires.

Pour le voilier de gauche un facteur 5 (improbable) a été appliqué à ces mêmes coefficients.

Le vent réel est ici de 10 nœuds. L' angle de barre est asservi à une consigne vis-à-vis de l' angle de vent apparent. Le virement de bord est déclenché à l' instant $t=200s$. Nous montrons l' évolution des paramètres depuis 5 secondes avant le déclenchement jusqu' à 50 secondes après (Figure 144, Figure 145, Figure 146).

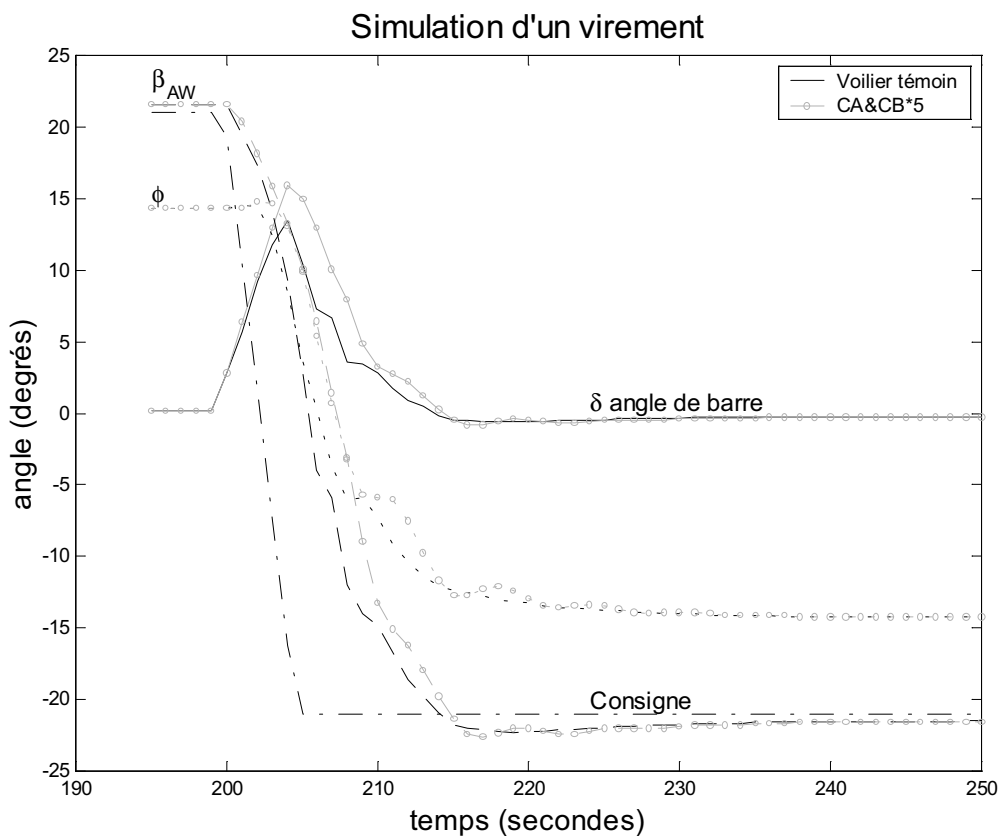


Figure 144 : influence des masses ajoutées et amortissements, attitude et conduite

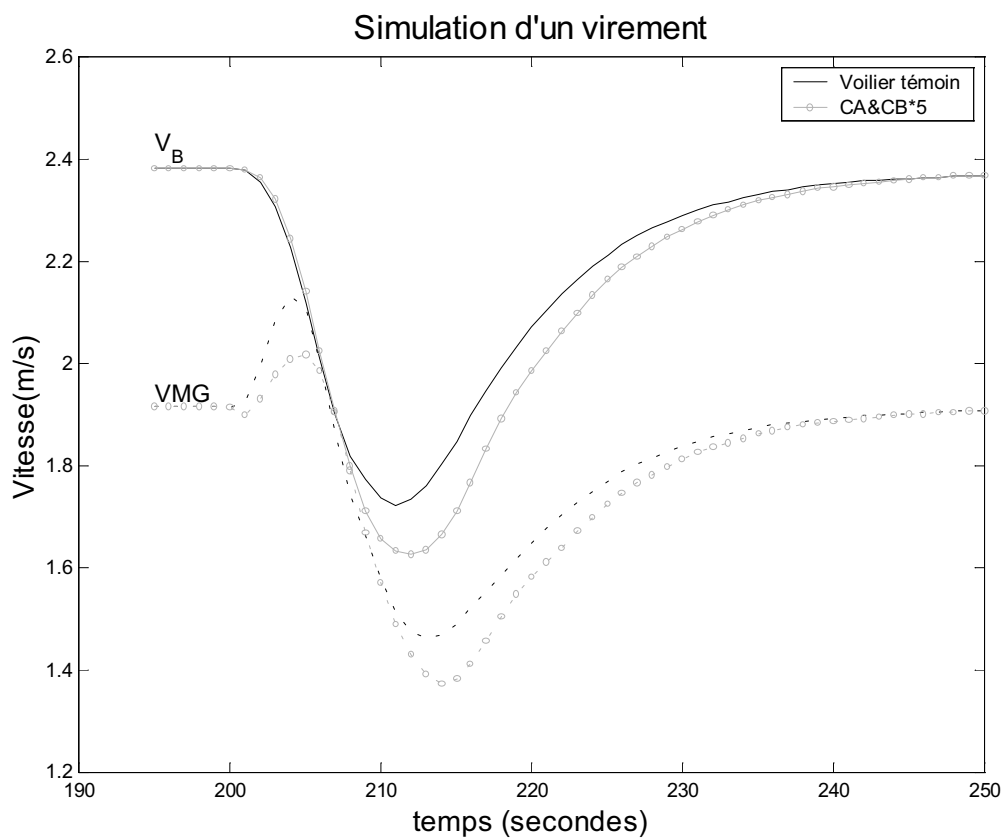


Figure 145 : influence des masses ajoutées et amortissements, vitesse

On constate des différences relativement faibles en regard du facteur multiplicatif qui a été appliqué. Logiquement le voilier témoin réagit plus vite et l'angle de barre nécessaire pour atteindre la consigne est plus faible. La Figure 145 montre que le voilier témoin relance plus vite, il prend au terme de la manœuvre environ 1 mètre 50 d'avance en terme de gain au vent et un écart de 2 mètres 50 environ se crée latéralement (Figure 146). Cela montre que lorsque l'on atteindra un degré d'analyse de cette finesse, l'évaluation précise des masses ajoutées et des amortissements pourra prendre tout son intérêt notamment au stade de la conception.

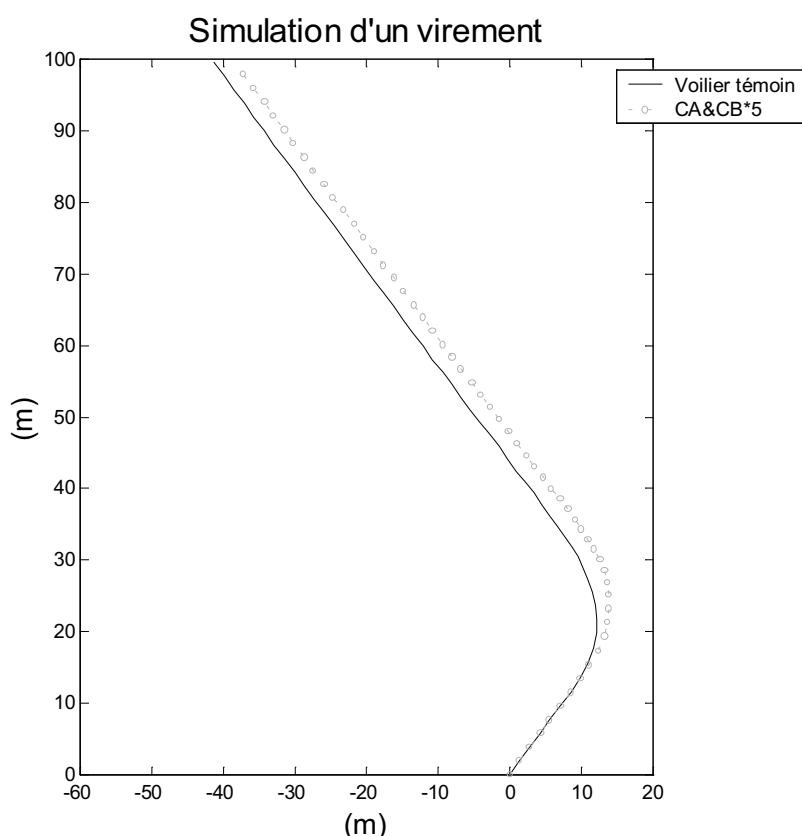


Figure 146 : Influence des masses ajoutées et amortissements, trajectoire

Rappelons que l'utilisation des coefficients d'amortissement se justifie, d'une part, parce qu'ils correspondent à une réalité physique, et d'autre part, parce que certains d'entre eux (tangage et pilonnement) sont nécessaires à la stabilité de la simulation lorsque l'on utilise pas d'algorithme raidis pour la résolution des équations différentielles.

Le modèle hydrodynamique stationnaire issu des essais en bassin fournit un amortissement naturel en cavalemt et en embardée. Il faut donc veiller à ne pas ajouter de coefficients surabondants pour ces mouvements. Les seuls amortissements qui ne sont pas fournis par le modèle hydrodynamique stationnaire issu des essais en bassin sont :

- l'amortissement suivant l'axe vertical Z_0 dans le repère (R_0) parce que nous avons utilisé une technique expérimentale en pilonnement libre,
- et les amortissements pour les mouvements de rotation (roulis, tangage, lacet).

On peut expliquer les faibles effets mesurés lors de nos simulation par le fait que, dès que le voilier acquière un peu de vitesse, l'amortissement dû aux effets portants sur les appendices devient prépondérant. Nous montrons ici que cette remarque reste valable pendant les phases de transition, lorsque le mouvement n'est plus uniforme, comme pendant un virement de bord.

VI.3 Conclusion

Nous avons adopté une structure modulaire pour construire le simulateur. Dans cet environnement, l'assemblage des différents composants du simulateur ne présente pas de difficultés majeures. Chaque élément peut être modifié indépendamment des autres à mesure que notre connaissance des phénomènes et nos modèles s'améliorent.

Une des caractéristiques de la simulation dynamique, c'est que le voilier se trouve fréquemment, mais de façon éphémère, en dehors des domaines de validité des modèles. Nous avons dû étendre artificiellement le domaine de validité de nos modèles. Les solutions proposées n'ont pas la prétention d'être exactes, leur fonction est de permettre le fonctionnement.

A défaut d'une véritable campagne de validation, les premiers résultats sont en accord avec les observations du régatier.

Le simulateur offre un moyen simple d'évaluer la véritable importance des phénomènes que nous avons traités sommairement comme les masses ajoutées et les amortissements. Il suffit de modifier les paramètres concernés et de mesurer les écarts sur les simulations. Nous disposons ainsi d'un moyen simple pour évaluer la pertinence d'une investigation.

Conclusion générale

Conclusion générale

Le travail que nous avons présenté constitue notre contribution à la réalisation d'un simulateur dont l'ambition à terme est d'être suffisamment fiable pour permettre une analyse de conduite optimale en compétition de match-racing. Sachant qu'une supériorité de seulement un dixième de nœuds assure à un voilier tactiquement bien mené une victoire écrasante, le scientifique se doit d'abordé le sujet avec humilité. Nous n'avons pas la prétention d'avoir obtenu à l'issue de ce travail une précision de cet ordre dans l'évaluation de la performance. Cependant, dans la mesure où les deux voiliers sont à égalité, car modélisés de la même façon, et que leur comportement se rapproche de la réalité, le simulateur peut être utilisé en l'état pour étudier des schémas tactiques et permettre des analyses didactiques qualitatives.

Bilan

Nous avons mis en évidence l'importance des paramètres d'attitude sur la performance de la carène. Ces paramètres d'attitude résultent d'un équilibre dynamique entre toutes les actions qui agissent sur le voilier dont seule la simulation peut rendre compte tant les phénomènes mis en jeu sont couplés. A contrario, on peut affirmer que se contenter de la seule étude hydrodynamique pour évaluer le comportement d'une carène peut mener à des conclusions erronées.

Nous avons pris le parti d'évaluer, même sommairement, l'ensemble des phénomènes dont nous n'avons pas eu le temps ou les moyens d'approfondir l'étude. La structure modulaire et évolutive du simulateur nous permettra d'incorporer aisément de nouveaux modèles.

Notre apport technique principal concerne la modélisation des efforts hydrodynamiques stationnaires.

Une nouvelle démarche a été mise en œuvre et testée pour l'exploitation des campagnes d'essais en bassin sur un voilier. Cette démarche fondée sur la technique des plans d'expériences permet d'avoir une représentation exhaustive et non linéaire de l'influence des paramètres de vitesse de translation, de position et d'attitude sur les efforts hydrodynamiques stationnaires. Elle fournit en définitive une modélisation simple qui demande des temps de calcul compatibles avec la simulation en temps réel.

Cette méthode permet de structurer rigoureusement la planification des essais. Elle facilite aussi une analyse structurée et détaillée des résidus et de l'erreur de mesure. Nous avons montré que des facteurs, dont la gîte, agissaient davantage en interaction avec les autres

paramètres que seuls. Nous avons pu évaluer et améliorer des techniques de régression existante.

L'influence de l'assiette et de l'enfoncement de la carène a été mise en évidence. Ces paramètres jusque là négligés prennent une importance toute particulière dans le cas de la simulation car ils constituent des éléments de réglage que l'équipage exploite en déplaçant sa masse ou en modifiant le réglage des voiles.

Le simulateur a été construit pour prendre en compte l'interaction de deux voiliers. Cette interaction a été modélisée d'une façon basique qui reste à ajuster et à valider par des études spécifiques.

Les premiers résultats sont qualitativement en accord avec les observations du régatier, même s'il reste à apporter des améliorations pour obtenir une représentation fidèle du comportement dynamique. La similitude des polaires de vitesse obtenues avec des modèles véliques différents conforte la priorité donnée à l'étude de l'hydrodynamique.

Perspectives

Les données pour valider le simulateur sont rares. Pour réaliser cette validation, des campagnes de mesure au réel doivent être menées scientifiquement pour constituer une base de données fiables. Cela constitue un travail considérable qui doit être réalisé en collaboration avec les coureurs et parallèlement à la construction d'une interface facilitant l'utilisation du simulateur par des personnes non-spécialistes. C'est à ce stade, en utilisant le simulateur avec les coureurs que l'on pourra véritablement déterminer les carences et désigner les priorités des améliorations

L'action moyenne des vagues peut rapidement être introduit par un modèle simple comme celui de L'IMS[14]. La moyenne de l'augmentation de la résistance à l'avancement est alors déterminée globalement en fonction des moments d'inertie du voilier et de l'état moyen de la mer. En revanche, pour ce qui est d'évaluer les efforts instantanés et d'aborder le pilotage du bateau dans les vagues, il n'existe pas encore de méthodes validées.

L'interaction hydrodynamique produite par les appendices peut être représentée comme nous l'avons fait pour la partie aérodynamique.

Une exploration numérique planifiée en utilisant un logiciel fluide parfait tel que REVA[16] peut être menés pour évaluer l'interaction hydrodynamique produite par les vagues d'accompagnement. Un protocole comme celui adopté par Caponnetto [10] peut être mis en œuvre (§I.5.5 Figure 32).

Enfin, les progrès des calculs numériques tridimensionnels en fluide réel offrent de nouvelles perspectives. On peut en particulier envisager d'évaluer finement les coefficients de manœuvrabilité, évaluation qui demande des moyens considérables quand on l'aborde expérimentalement.

Un reproche qui peut être fait à la méthode purement expérimentale que nous avons employée pour modéliser les efforts hydrodynamique est qu'elle est luxueuse en terme de moyens et de temps de mise en œuvre. Il faut cependant remarquer, que la méthode des plans d'expériences peut être appliquée de la même façon à des résultats de calcul. Elle est d'autant plus productive quand les calculs sont lourds comme c'est le cas pour les calculs en fluide réel. Nous pensons donc qu'à terme, les modélisations introduites dans le simulateur seront obtenues à partir d'exploitations planifiées des résultats de calculs en fluide réel que ce soit pour l'hydrodynamique ou pour l'aérodynamique. Les expériences ne seront utilisées que pour valider les développements des calculs dans un nombre limité de configurations caractéristiques. Dans ce domaine, le travail que nous avons fait sur les techniques de mesure et l'évaluation des incertitudes gardera toute son utilité pour garantir la fiabilité de ces validations.

Annexes

Annexe I. Plans d'expériences

I.1 *Petit historique des plans d'expériences*

A l'origine de la théorie des plans d'expériences, il y a des jeux mathématiques, pratiqués dans l'Antiquité, qui se présentent sous forme de tables de nombres aux caractéristiques surprenantes. Ces jeux s'appellent les carrés latins.

La méthode des plans d'expériences, proprement dite, date du début du XX^{ème} siècle avec les travaux de Fisher en 1925, qui perçoit une exploitation pratique de ces tableaux. Les premiers utilisateurs de ces méthodes sont les agronomes, qui ont vite compris l'intérêt de la méthode des plans d'expériences et notamment la réduction du nombre d'essais lorsqu'on étudie de nombreux facteurs. L'étude du rendement d'une variété de blé nécessite la prise en compte du type de terrain, des différents traitements, de l'ensoleillement, etc. De plus dans ce type d'expérimentation il faut attendre un an avant de connaître les résultats. Il était donc indispensable de réduire le nombre d'essais sans perdre en précision et d'être capable de planifier d'une façon formelle la campagne d'essais. Mais cette technique est restée relativement confidentielle et n'a pas réussi à pénétrer les industries occidentales avant les années 70.

Les travaux du Docteur Taguchi ont alors permis par une simplification et une clarification de la méthode de diffuser à grande échelle la technique des plans d'expériences notamment aux Etats Unis.

I.2 *Principe*

I.2.1 Modélisation du problème

On prendra pour hypothèse que la loi de comportement est de la forme suivante:

$$Y = f(A, B, C, \dots, D, w)$$

où :

f est la loi de comportement inconnue

Y est la réponse recherchée

A,B,C,...,D sont les différents facteurs susceptibles d'influencer les réponses

w représente les variables aléatoires à effets faibles et homogènes engendrant une variabilité naturelle de la réponse (les bruits de fond).

Faute de connaître la loi de comportement, on va chercher à identifier un modèle empirique, représentatif de la loi inconnue dans le domaine d'intérêt. Pour cela, on fait les deux hypothèses suivantes :

(i) (i) Le modèle est décomposable en une partie déterministe **g** et une partie aléatoire **h** telles que :

$$Y = g(A, B, C, \dots, D) + h(w)$$

(ii) La partie déterministe sera décrite par un modèle algébrique linéaire de la forme :

$$g(A, B, C, \dots, D) = m + \sum_i a_i \times h_i(A) + \sum_i b_i \times k_i(B) + \dots + \sum_{i,j} c_{i,j} \times h_i(A) k_j(B) + \dots$$

Dans cette expression,

m représente la moyenne de la réponse

$\sum_i a_i \times h_i(A)$ représente les effets du facteur A

$\sum_{i,j} c_{i,j} \times h_i(A) k_j(B)$ représente les interactions entre les facteurs A et B

Où les coefficients $a_i, b_i, c_{i,j}$ sont à déterminer, les fonctions **h** et **k** étant des vecteurs colonnes contenant un 1 et des 0 que l'on nomme "indicateur de niveau".

La partie aléatoire *h(w)* sera supposée distribuée selon une loi de probabilité donnée qui sera dans la plupart des cas la loi normale de Laplace Gauss.

Tant que les résultats d'une expérimentation ne sont pas disponibles, l'écriture littérale précédente ne présente pas d'intérêt (on ne connaît pas en effet l'influence des différents facteurs).

1.2.2 Modèle symbolique de la partie déterministe

De même que précédemment, on symbolise par :

A,B,..,C les différents facteurs

AB les interactions entre A et B

M le terme constant

Ainsi, si une réponse dépend de 3 facteurs A,B,C et de l'interaction AB, le modèle symbolique est de la forme :

$$Y=M+A+B+C+AB$$

Pour chaque facteur, il est alors nécessaire de fixer :

- le domaine d'intérêt (i.e. l'étendue des mesures)
- le nombre de niveaux (nombre de valeurs associées à chaque facteur)

- la valeur pour chacun des niveaux

Ces choix sont déterminés par les connaissances que l'on possède déjà (on sait par exemple que c'est l'interaction AB et non AC qui influence la réponse).

On prendra un nombre de niveaux élevé pour un facteur plus influent que les autres, d'autant plus que l'effet de ce facteur n'est pas linéaire.

Le nombre des facteurs et des niveaux dépend évidemment aussi des contraintes expérimentales (temps, coût).

C'est le modèle symbolique qui détermine le plan d'expériences

1.2.3 Modélisation de la part aléatoire

La partie déterministe du problème permet de prévoir la valeur moyenne de la réponse lorsque les facteurs sont fixés à un niveau donné et lorsque :

- la composante aléatoire se superpose à la part déterministe
- la part aléatoire $h(w)$ est distribuée selon une loi normale de moyenne nulle et d'écart type constant dans le domaine d'intérêt

La variabilité propre du phénomène étudié est appelée variabilité naturelle. Elle représente la part aléatoire de la loi de comportement du phénomène. Elle affecte donc tous les résultats d'un plan d'expériences. Elle se manifeste par des fluctuations aléatoires observables sur la réponse lorsque tous les facteurs maîtrisés sont maintenus constants.

Pour parer ses effets pervers, il sera nécessaire, lorsque la variabilité n'est pas négligeable :

- de caractériser cette variabilité par sa loi de probabilité et sa variance,
- de répéter si possible uniformément le plan,
- d'interpréter les résultats par une analyse statistique, appelée analyse de la variance, qui permettra de distinguer dans les variations de la réponse la part déterministe due à l'influence réelle des facteurs, de la part aléatoire.

1.2.4 Le Plan d'expériences

Un plan d'expériences est la liste de combinaisons de facteurs pour lesquelles la réponse du modèle doit être observée. Il se présente sous la forme d'un tableau dans lequel :

- chaque colonne identifie les niveaux d'un facteur,
- chaque ligne une combinaison de facteurs.

Il existe plusieurs sortes de plans d'expériences :

- Le plan uniformément répété obtenu en reproduisant un même nombre de fois les combinaisons. Il permet une analyse statistique des résultats et il est notamment utile à l'évaluation de la précision d'un système de mesure.
- Le plan factoriel : les niveaux de tous les facteurs sont codés. C'est un plan dans lequel toutes les combinaisons distinctes de niveaux des facteurs sont présentes.
- Le plan orthogonal : un plan d'expériences est orthogonal vis-à-vis d'un modèle donné si pour chaque couple d'actions disjointes du modèle, tous ses couples de niveaux possibles sont présents un même nombre de fois dans le plan d'expériences.

L'intérêt de l'orthogonalité est de minimiser les incertitudes sur l'estimation des coefficients du modèle. La méthode de calcul des effets au sens des moindres carrés est extrêmement simplifiée pour un plan orthogonal, nous la présentons dans la suite de l'exposé. D'autre part, la construction des plans orthogonaux les plus usuels est facilitée en ayant recours à des tables ou recueils de plans préétablis (Taguchi, Box,..).

1.3 Définitions

Ces définitions comme les développements qui vont suivre sont largement extraites des ouvrages de Maurice Pillet [62] et Daniel Benoist et al. [3] auxquels le lecteur pourra se reporter pour plus de précision.

1.3.1 Facteur :

Un facteur est une variable, ou un état, qui agit sur le système étudié. Un facteur peut être de type continu (température, mesure d'une longueur) ou discret (marque de l'outil, robinet ouvert ou fermé).

1.3.2 Réponse :

La réponse d'un système est la grandeur que l'on mesure pour connaître l'effet des facteurs sur le système. La réponse peut être de type quantitatif (poids d'une pièce, dispersion sur trente pièces) ou qualitatif (impression de chaud et froid, présence ou non de coulure). Les réponses quantitatives sont en général plus faciles à traiter.

1.3.3 Facteur significatif :

Un facteur significatif est un facteur qui, lorsqu'il est modifié, engendre une variation évaluable par le système de mesure de la réponse du système.

1.3.4 Niveaux d'un facteur :

Les niveaux d'un facteur indiquent les valeurs que prend ce facteur au cours des essais. Par exemple si le facteur vitesse a deux niveaux: 1m/s, 2m/s, il prendra au cours des essais, soit la valeur 1m/s, soit la valeur 2m/s.

1.3.5 Modalités d'un facteur :

La modalité d'un facteur est l'état que peut prendre ce facteur au cours du plan d'expériences. Pour un facteur de type qualitatif (marque d'un produit par exemple), le nombre de modalités du facteur sera le nombre de marques étudiées dans le plan d'expériences. Comme nos variables sont continues, nous utilisons la plupart du temps le terme "niveau" à la place de modalité.

1.3.6 Effet d'un facteur sur un système

L'effet d'un facteur sur un système est associé à un niveau du facteur. Si par exemple nous prenons le cas d'un facteur avec deux niveaux, l'effet du facteur au niveau 2 est défini par la différence entre la moyenne des réponses du système lorsque le facteur associé est au niveau 2 et la moyenne générale des réponses.

1.3.7 Action

C'est une généralisation du concept de facteur à celui d'interaction entre facteurs. On regroupe sous le terme d'action tout facteur ou toute interaction entre facteurs. On parle d'une action d'ordre o pour une interaction entre o facteurs. Les actions d'un modèle sont les facteurs et les interactions qui ont été retenues pour former le modèle symbolique.

1.3.8 Résolution

Le principe de résolution est introduit en 1961 avec les plans 2^{n-p} par Box et Hunter. Un plan de résolution r signifie qu'il n'y a de confusion d'actions ou d'alias qu'entre les actions d'ordre o et les actions d'ordre $r-o$.

1.4 Plans complets 2^2

On se propose d'introduire la méthode à partir du plan le plus simple. L'étude d'un plan complet consiste à étudier toutes les combinaisons possibles des facteurs pris en considération dans l'expérience. On note ce plan X^k ce qui signifie que cette

expérimentation concerne un système comportant k facteurs à X niveaux. Le nombre d'expériences nécessaires pour l'ensemble des combinaisons est justement X^k .

Dans le cas d'un plan comportant des niveaux différents, le calcul du nombre d'essais est similaire.

Exemple : Pour 3 facteurs à 4 niveaux et 2 facteurs à 2 niveaux, le plan complet comporte $2^3 \cdot 4^2 = 256$ expériences.

1.5 Matrice d'expériences

La matrice d'expériences définit les conditions d'essais.

On y présente en colonne le numéro de l'essai, le niveau de chaque facteur et la réponse du système.

1.6 Formule générale de calcul des effets

La moyenne générale correspond au point central du domaine de validité. Nous pouvons donc calculer l'effet moyen du facteur A au niveau i . En notant I la moyenne générale,

$$E_{A_i} = \text{Moyenne des réponses lorsque } A \text{ est au niveau } i - I$$

Par construction, la somme des effets d'un facteur est nulle. Pour un facteur à deux niveaux, le calcul des effets moyens ne possède qu'un degré de liberté (une seule valeur indépendante, la seconde est l'opposée de la première).

1.7 Formule générale de calcul des interactions

L'interaction $I_{A_i B_j}$ sera recherchée à partir des résultats moyens des essais réalisés lorsque le facteur A se trouve au niveau i et que le facteur B se trouve au niveau j . Mais dans tous ces essais, l'effet principal E_{A_i} joue sur la réponse, de même que l'effet E_{B_j} . Nous pouvons donc écrire, en notant I la moyenne générale :

$$I_{A_i B_j} = \text{Moyenne des réponses lorsque } A \text{ est au niveau } i \text{ et } B \text{ est au niveau } j - I - E_{A_i} - E_{B_j}$$

On appelle interaction d'ordre 2 celle intervenant entre deux facteurs (AB , DE , ...) et interaction d'ordre 3 celle intervenant entre trois facteurs, etc.

1.8 Modèle matriciel du système étudié

Cette notation a été introduite par M. Vigier et Sisson.

La réponse théorique est notée Y_{\sim} .

Les facteurs seront représentés par des vecteurs que nous noterons entre crochets, par exemple $[A]$ pour le facteur A .

Si le facteur est au niveau 1, [A] sera égal à $\begin{bmatrix} 1 \\ 0 \end{bmatrix}$

Si le facteur est au niveau 2, [A] sera égal à $\begin{bmatrix} 0 \\ 1 \end{bmatrix}$

nous noterons ${}^t[A]$ le vecteur transposé de [A]

Les auteurs de cette modélisation proposent d'appeler ce vecteur un indicateur de niveau. Les effets sont modélisés par des vecteurs lignes, et les interactions seront modélisées par des matrices.

1.8.1 Calcul de la réponse théorique

Si nous voulons calculer la réponse matricielle d'un modèle dans une configuration donnée, il suffit de faire les multiplications matricielles élémentaires.

Par exemple pour un modèle avec deux facteurs et leur interaction, on écrit :

$$Y \sim M + E_A [A] + E_B [B] + {}^t[A] I_{AB} [B]$$

1.8.2 Cas des interactions d'ordre 3

La représentation des interactions de troisième ordre (de type ABC) est un peu plus complexe.

Nous la représenterons par :

$$[{}^t[A][M1_{AB}][B] \quad {}^t[A][M2_{AB}][B] \quad {}^t[A][M3_{AB}][B]] [C]$$

où $M1_{AB}$ représente l'interaction AB lorsque $C = 1$

où $M2_{AB}$ représente l'interaction AB lorsque $C = 2$

où $M3_{AB}$ représente l'interaction AB lorsque $C = 3$

Ce qui revient à représenter une matrice d'interaction en trois dimensions. En général les spécialistes de la technique des plans d'expériences conseillent de négliger les interactions de troisième ordre. En effet l'étude des interactions est coûteuse en nombre d'essais et en quelque sorte incompatible avec la méthode des plans d'expériences dans la mesure où elle en réduit considérablement l'intérêt.

1.9 Interpolation entre les niveaux des facteurs

Il arrive parfois que lors de l'interprétation du modèle, on soit amené à choisir un niveau intermédiaire par rapport aux niveaux choisis pour les essais. Dans ce cas la réponse théorique n'est pas possible directement à partir du modèle. Il faut faire une interpolation.

Plusieurs solutions sont possibles avec des degrés de complexité différents. Les principales sont les 4 suivantes :

I.9.1 Interpolation à partir des graphes des effets moyens.

C'est le cas le plus simple. On considère que la variation des effets entre les niveaux est linéaire ou spline selon la méthode d'interpolation choisie.

I.9.2 Utilisation de la modélisation matricielle par transformation des indicateurs de niveaux ;

Considérons un modèle comportant 3 facteurs A, B ou C dont le modèle est le suivant :

$$Y \sim = M + A + B + C + AB$$

Niveaux 2 3 2

La méthode consiste à fixer les indicateurs de niveaux non plus à 1 et 0 mais en fonction des valeurs prises par les facteurs. Les notations utilisées seront :

InA1 : première composante de l'indicateur de niveaux du facteur A

A : valeur prise par le facteur A

A1 : valeur du niveau 1 de A

A2 : valeur du niveau 2 de A

Calcul des indicateurs de niveaux InA1 et InA2

On pose

$$\text{InA1} = (A-A2)/(A1-A2) \text{ et } \text{InA2} = (A-A1)/(A1-A2)$$

On opère de la même façon pour le facteurs C.

Pour le facteur B, on a :

$$\text{InB1} = (B-B2)(B-B3)/((B1-B2)(B1-B3)) ; \text{InB2} = \dots$$

Calcul de la réponse théorique :

On effectue le calcul matriciel suivant :

$$Y \sim = M + E_A [A] + E_B [B] + E_C [c] + {}^t [A] I_{AB} [B]$$

Bien entendu cette méthode n'est qu'une interpolation, mais elle offre l'avantage de la simplicité sur la modélisation en surface de réponse et est très facilement programmable pour obtenir n'importe quelle réponse. La généralisation aux facteurs de plus de trois niveaux est de plus évidente.

I.9.3 Utilisation du modèle polynomial dans le cadre des plans à deux niveaux

Une autre possibilité pour modéliser le comportement du système consiste à utiliser un polynôme du type

$$Y \sim = a_0 + a_1.A + a_2.B + a_3.C + \dots + b_1.AB + b_2.AC + b_3.AC.0\dots$$

Dans le cas des plans d'expériences à deux niveaux, l'obtention de ce polynôme est immédiat à partir du calcul des effets moyens et des interactions.

Le polynôme s'écrit :

$$Y \sim = X + E_{A2}.A' + E_{B2}.B' + E_{C2}.C' + I_{A2B2}.A'.B' + I_{B2C2}.B'.C'$$

Les facteurs A' et C' sont des facteurs centrés. Ils sont égaux à 1 lorsque le facteur est au maximum et à -1 lorsque le facteur est au minimum.

Pour passer des facteurs A, B, C aux facteurs A', B', C', on emploie des formules de centrage des facteurs.

Par exemple pour le facteur A

$$A' = 2(A - (A1 + A2)) / (A2 - A1)$$

I.9.4 Interpolation des actions

Les possibilités de l'informatique moderne ne cessent de croître. Nous avons aujourd'hui la possibilité de travailler sous des environnements mathématiques qui possèdent des outils d'interpolation divers et variés. Matlab offre notamment la possibilité d'interpoler dans n'importe quel maillage complet avec un large choix de méthodes (linéaire, spline, cubique, etc). Les méthodes de calcul des effets et des interactions, pour un plan complet, ne présentent d'ailleurs plus vraiment d'intérêt compte tenu des outils d'interpolation dont nous disposons aujourd'hui.

Par contre, pour des plans fractionnaires orthogonaux la méthode conserve son intérêt. Mais nous pouvons étendre la méthode d'interpolation à partir des graphes des effets moyens à tous les types d'actions quel que soit leur ordre, puisqu'une action d'ordre o peut être représentée par un tableau complet à o dimensions.

C'est d'ailleurs cette méthode que nous appliquerons pour notre étude associée avec des fonctions d'interpolation splines ou linéaires.

I.10 Principe d'orthogonalité

S'il est toujours possible de résoudre un problème en réalisant tous les essais, les impératifs de temps et de coût deviennent la plupart du temps rédhibitoires. Se pose alors la question du choix des essais à réaliser, les plans fractionnaires ou plans orthogonaux étant une solution.

Les raisons pour lesquelles on utilise des plans orthogonaux sont :

- des propriétés statistiques intéressantes,
- une analyse relativement simple (le principe de calcul des effets et des interactions, pour un plan orthogonal au sens strict, est directement applicable),
- ils peuvent être construits à la main,
- ce sont les plus anciens, donc les mieux connus.

I.10.1 Orthogonalité au sens strict de deux facteurs

I.10.1.1 Les tableaux d'incidences

Deux facteurs discrétisés F_1 et F_2 sont dits orthogonaux au sens strict si et seulement si tous les couples de niveaux (F_{1i}, F_{2j}) apparaissent le même nombre de fois dans le plan. Il est commode de réunir dans un tableau, appelé tableau d'incidences, les effectifs des couples de niveaux. Ces tableaux peuvent être étendus aux actions discrétisées représentant des interactions entre les facteurs.

I.10.1.2 Propriétés de l'orthogonalité au sens strict

L'orthogonalité au sens strict apporte une propriété importante pour l'analyse de la variance : la contribution de chaque terme du modèle peut être isolé, car elle devient indépendante de celle des autres termes.

I.10.2 Orthogonalité au sens large de deux facteurs

I.10.2.1 Définition

L'orthogonalité au sens large proposé en 1962 par S. Addelman est une extension naturelle de l'orthogonalité au sens strict.

Deux facteurs sont orthogonaux au sens large si et seulement si leur tableau d'incidences est dyadique (les termes sont des puissances de 2), mais pas nécessairement rempli avec une constante.

1.10.2.2 Propriétés

L'orthogonalité au sens large présente les mêmes propriétés que l'orthogonalité au sens strict en ce qui concerne l'analyse de la variance, à savoir l'indépendance des contributions des termes du modèle.

1.10.3 Les compression de niveaux

L'orthogonalité au sens large s'obtient souvent à partir de l'orthogonalité au sens strict en exécutant une ou plusieurs compressions de niveaux . On comprime deux niveaux en leur affectant la même valeur.

1.10.4 Orthogonalité d'un tableau d'expériences

Un tableau d'expériences est ici une matrice rectangulaire dont les colonnes représentent les facteurs, et les lignes, les essais. Le tableau est orthogonal si et seulement si toutes les colonnes sont deux à deux orthogonales.

Le tableau est orthogonal au sens strict si toutes les colonnes sont deux à deux orthogonales au sens strict.

1.10.5 Orthogonalité de deux actions disjointes

Deux actions disjointes sont des actions n'ayant aucun facteur en commun.

1.10.6 Orthogonalité de deux actions ayant des facteurs en commun

Par construction, le tableau des incidences entre une interaction et une de ses composante ne peut pas être dyadique.

Cependant, lors de l'analyse, les propriétés de l'orthogonalité entre deux actions quelconques sont conservées, à condition que A soit orthogonal à B.

1.10.7 Orthogonalité d'un plan d'expériences vis-à-vis d'un modèle

Le plan sera orthogonal vis-à-vis d'un modèle si et seulement si toutes les actions disjointes du modèle sont deux à deux orthogonales.

I.11 Plans factoriels, plans fractionnaires

I.11.1 Notation

On adoptera la notation symbolique de G. Taguchi pour désigner les plans orthogonaux : $L_N p_1^{k_1} p_2^{k_2} \dots p_n^{k_n}$ signifie que le plan a N combinaisons et contient k_1 facteurs à p_1 niveaux, k_2 facteurs à p_2 niveaux,

I.11.2 Définition du plan factoriel

On appelle plan factoriel ou plan complet ou plan factoriel complet, le plan d'expériences regroupant toutes les combinaisons possibles entre les niveaux des facteurs. Son nombre de combinaisons est le produit des nombres de niveaux des facteurs.

I.11.3 propriétés du plan factoriel

Il est orthogonal au sens strict.

Il permet d'analyser tous les modèles et en particulier, le modèle complet (contenant toutes les interactions).

Le nombre de degré de liberté (ddl) d'une action est le nombre de coefficients indépendants à estimer par la régression. Pour une interaction, c'est le produit des nombres de degrés de liberté des facteurs qui la composent.

Quand on analyse le modèle complet, le plan est saturé ; le nombre de degrés de liberté du modèle est égal au nombre de combinaisons (le nombre de degrés de liberté résiduels, $ddl_{res} = 0$). L'analyse de la variance ne pourra être effectuée qu'en répétant le plan, ou en supposant que certaines actions du modèle, par exemple, l'interaction d'ordre le plus élevé, sont négligeables (sans influence sur la réponse).

Le seul inconvénient du plan factoriel complet est le nombre élevé d'essais.

On observe en outre que les méthodes de calcul des plans d'expériences ne présentent que peu d'intérêt pour l'étude expérimentale en plan complet, si ce n'est la simplicité de la modélisation et l'amélioration de la précision. Dès que l'on possède un ordinateur et quelques outils d'interpolation dans un espace vectoriel à n dimensions, l'argument de la simplicité ne tient plus.

L'intérêt de la théorie du plan d'expériences tient avant tout dans la possibilité de fractionner les plans.

I.11.4 Définition du plan fractionnaire, notion d'alias

Un plan fractionnaire est une "fraction" d'un plan factoriel. Il s'agit d'un sous-ensemble orthogonal de combinaisons du plan factoriel.

En réduisant le nombre de combinaisons pour construire un plan fractionnaire, tous les effets du modèle complet ne pourront être estimés. Et cela même si le plan est répété, car seules comptent les combinaisons différentes. Répéter une combinaison ne permet pas d'ajouter de terme au modèle.

En pratique, si le nombre de degrés de liberté du modèle est supérieur au nombre de combinaisons du plan, la matrice expérience n'est pas inversible. Toutes ses colonnes ne sont pas indépendantes ; les colonnes de certaines actions sont des combinaisons linéaires des colonnes d'autres actions.

Il s'agit de **confusion d'actions** ou d'**alias**.

I.11.5 Détermination de la taille d'un plan fractionné et équilibré

On montre, de façon systématique, qu'il est possible de déterminer la taille n d'un plan d'expériences (i.e. un plan d'expériences contenant n combinaisons) susceptible d'être orthogonal et équilibré vis-à-vis d'un modèle donné.

On définit d'abord le nombre de coefficients indépendants du modèle :

- La somme des effets d'un facteur A est toujours nulle par construction. Donc, si A possède n_a niveaux, il est constitué de (n_a-1) coefficients indépendants ou degrés de liberté.
- De même, la somme de chaque ligne d'une interaction entre 2 facteurs est nulle, la somme de chaque colonne aussi. Donc, si A possède n_a niveaux et B n_b niveaux, il y a (n_a-1) multiplié par (n_b-1) coefficients indépendants dans l'interaction AB .
- Le terme constant M d'un modèle est un coefficient indépendant.

Le nombre de coefficients indépendants sera noté p .

La condition d'algèbre générale impose que $n \geq p$

Pour qu'un plan soit orthogonal au sens strict vis-à-vis d'un modèle donné, il faut que pour tout couple d'actions disjointes A et B , ayant respectivement $niv(A)$ et $niv(B)$ niveaux, le nombre de combinaisons du plan soit multiple de $niv(A)*niv(B)$. Ce que l'on peut écrire :

$$N = k \cdot \text{PPCM} ;$$

Avec k un entier supérieur ou égal à 1, et PPCM, le plus petit commun multiple des produits des niveaux de deux actions disjointes.

Par exemple, en prenant le modèle symbolique suivant :

$$Y = M + A + B + C + D + AB$$

avec

$$n_a=2, p_a=1$$

$$n_b=3, p_b=2$$

$$n_c=3, p_c=2$$

$$n_d=3, p_d=2$$

$$n_{ab}=2*3=6, p_{ab}=1*2=2$$

$$\Rightarrow p=10$$

On détermine ensuite le PPCM

Liste des couples d'actions	produit des niveaux
A,B	6
A,C	6
A,D	6
B,C	9
B,D	9
C,D	9
C,AB	18
D,AB	18

Le PPCM vaut donc 18.

On a donc 2 conditions :

- $n \geq 10$
- $n = k \cdot 18$

$n = 18$ ou $n = 36$ conviennent.

Une fois qu'on a la taille, il reste à déterminer l'ordre de résolution du plan d'expériences.

Par définition, un plan est de résolution r lorsque les actions d'ordre o sont confondues avec les actions d'ordre $r-o$.

Ainsi, dans un plan de résolution d'ordre 5, les interactions d'ordre 2 (AB, AC,..) ne sont pas confondues entre elles mais avec des interactions d'ordre 3 (ABC, BCD,...) qui sont généralement négligeables.

A partir de ces données, (nombre de facteurs, nombre de niveaux, taille et résolution du plan), on peut connaître le plan d'expériences le mieux adapté à notre étude.

Pour les raisons précédemment citées, nous prenons un plan orthogonal et pour des raisons de coût et de temps, nous tentons d'utiliser un plan factoriel incomplet pour nos 5 facteurs.

1.12 Construction de plans

Je présente ici, de façon extrêmement rapide quelques règles fondamentales qui sont utiles à la compréhension de l'étude que nous avons menée. Le lecteur trouvera une description beaucoup plus précise et détaillée ainsi que la présentation de bien d'autres méthodes de construction dans l'ouvrage de D. Benoist et al.[3].

1.12.1 Quelques règles de bases

En dehors des nombreux algorithmes qui aboutissent à la conception de plans particuliers ayant leurs caractéristiques propres il existe deux règles fondamentales de la construction des plans d'expériences que l'on retrouve dans tous les ouvrages traitant du sujet. Elles sont simplement nommées règle 1 et règle 2 [3] ou respectivement règle de fission et de fusion [71].

La propriété fondamentale de l'application de ces règles est qu'elles conservent l'orthogonalité.

1.12.1.1 Règle 1 (fission ou éclatement), remplacer un facteur par un plan

Dans tout plan orthogonal au sens strict, tout facteur F à niv(F) niveaux peut être remplacé par un plan orthogonal au sens strict à niv(F) combinaisons (s'il existe).

Le plan ainsi obtenu comporte plus de facteurs qu'avant (une colonne C_i du plan P est remplacé par les colonnes C_j d'un plan P').

Remarque :

Après transformation, la table d'alias est modifiée. Bien entendu la table d'alias du plan modifié est utile pour poursuivre l'affectation des facteurs. La nouvelle table peut être calculée mais cela peut être long. On peut appliquer la règle pratique suivante, qui est suffisante mais non nécessaire.

Les interactions entre les colonnes C_j de P' sont confondues avec des colonnes de P', on utilise donc la table d'alias de P'.

Toute interaction entre les colonnes de P' remplace formellement la colonne C_i dans la table d'alias de P. On considère qu'une interaction entre une colonne C_k de P et C_j de P' est confondue avec les même colonnes que $C_k C_i$. Ceci est en général faux car C_j n'est qu'une partie de C_i .

La table construite ainsi est donc pénalisante. Elle contient la table réelle. En appliquant ce principe, on peut conclure à tort qu'une affectation est impossible. Par contre, si l'affectation est possible, alors le plan est orthogonal au modèle de façon certaine.

1.12.1.2 Règle2 (fusion ou regroupement), remplacer un sous-plan par un facteur

Si dans un plan orthogonal au sens strict, on peut repérer un groupe de colonnes constituant un plan orthogonal au sens strict, saturé de n combinaisons, répété N/n fois, alors on peut remplacer le groupe de colonnes par un facteur F à $\text{niv}(F)$ niveaux.

La table d'alias permet de repérer facilement les colonnes constituant un sous-plan : pour faire une colonne, on choisit arbitrairement deux colonnes formant un sous-plan répété et (la ou les) colonne(s) de leur interaction.

La règle 2 n'est pas toujours applicable.

1.12.2 Les Plans 2^{n-p} de Box et Hunter

Box et Hunter ont introduit en 1961 les plans dits " 2^{n-p} ". Leur nom indique le nombre d'essais qu'ils comportent pour n facteurs à 2 niveaux.

On nomme 2^p le degré de fractionnement du plan complet (p varie de 0 à $n-2$).

Les plans de Box et Hunter bénéficient d'une matrice de confusion d'actions équilibrée ; 2 actions sont soit confondues totalement, soit orthogonales, ce qui facilite l'analyse.

Ces plans, grâce à leur structure de confusion d'action, introduisent notamment le principe de résolution qui rend inutile la table d'alias. En connaissant la résolution d'un plan, on connaît toutes les confusions d'actions : les interactions d'ordre o sont confondues avec les interactions d'ordre $r-o$ ($o \in [1, r-1]$).

Un autre principe est introduit par les plans de Box et Hunter, c'est celui de séquentialité.

La résolution va de pair avec la séquentialité : on peut passer de la résolution r à la résolution $r+1$ en effectuant un (ou plusieurs) pliage(s) du plan.

Plier un plan consiste à le doubler : ajouter une nouvelle séquence d'essais en permutant les niveaux des facteurs dans les colonnes de la première séquence.

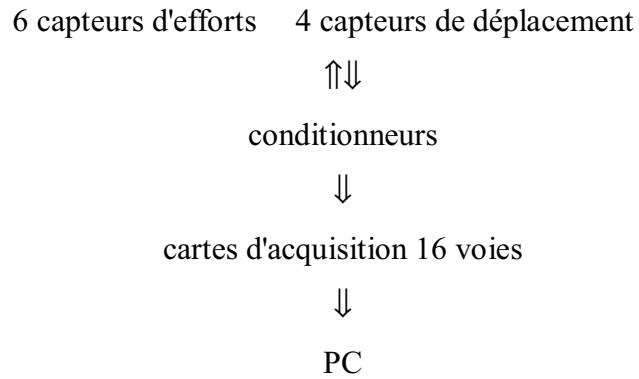
1.12.3 Les Hyper Greco Latins Géométriques (HGLG)

Les Hyper Greco Latins Géométriques (notés par la suite HGLG) sont une généralisation des plans de Box et Hunter pour des facteurs ayant plus de deux niveaux. Les principes de résolution et de séquentialité y sont également appliqués.

On peut modifier les HGLG par application de la règle 2 de façon à obtenir un facteur à p^k niveaux, p étant le nombre de niveaux des facteurs.

Annexe II. Système de mesure

II.1 Chaîne de mesure



Un thermomètre digital permet d'effectuer les mesures de la température de l'air et de l'eau.

Des capteurs à jauge d'extensiométrie de la marque TME dont l'étendue de mesure est adaptée à la campagne d'essais sont utilisés.

Des amplificateurs et conditionneurs de pont de jauge sont utilisés et délivrent le signal vers une carte d'acquisition DAS-1600 Keithley sur PC.

II.2 Géométrie de la petite balance

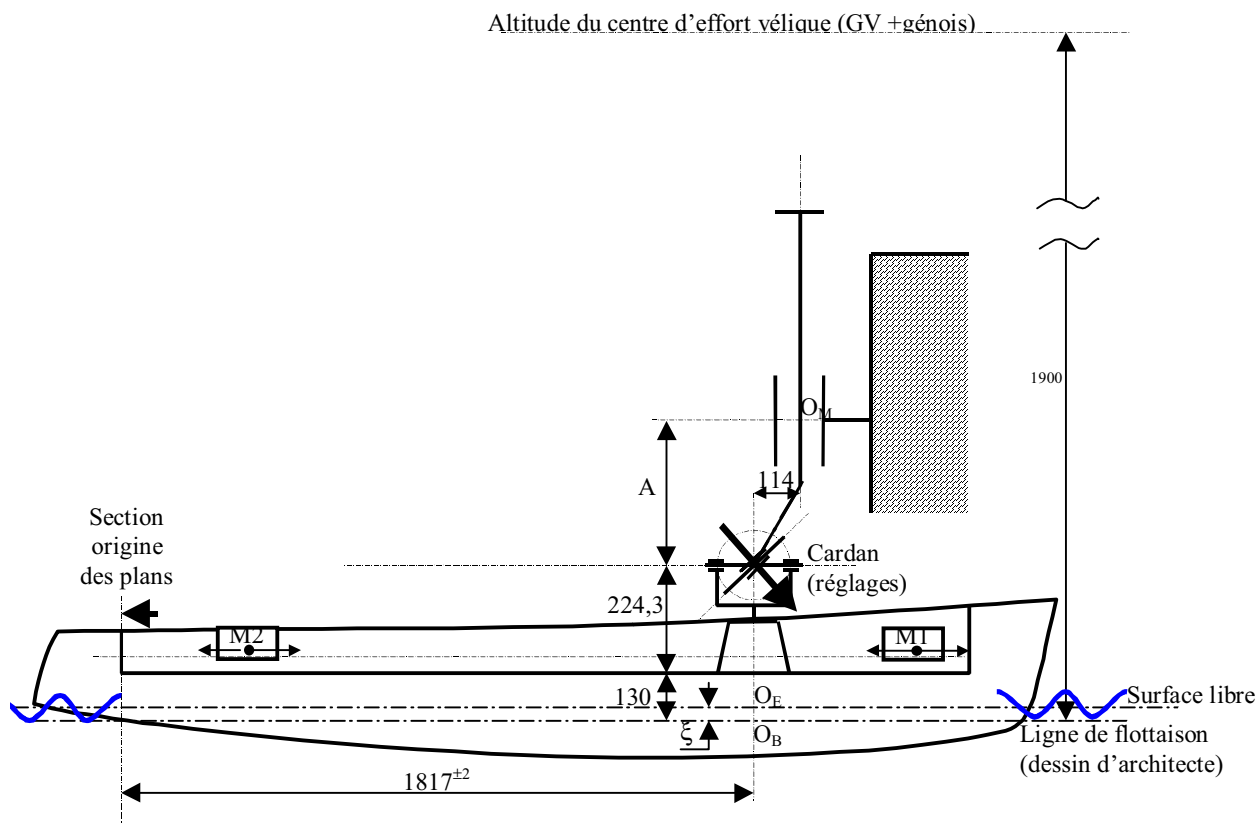


Figure 147 : géométrie de la petite balance, schéma de principe

A représente la cote d'altitude de référence du montage ($\cong 495$ mm en octobre 98)

ξ représente enfoncement

II.2.1 Pesée des éléments de la balance (octobre98)

Masse de la colonne 6,08 kg.

Masses de compensation d'assiette M1 et M2, $2 \times 20,6$ kg.

Masse maquette + orienteur + rails + support de masse avant $44,13^{\pm 0,15}$ kg.

II.3 Géométrie de la grande balance

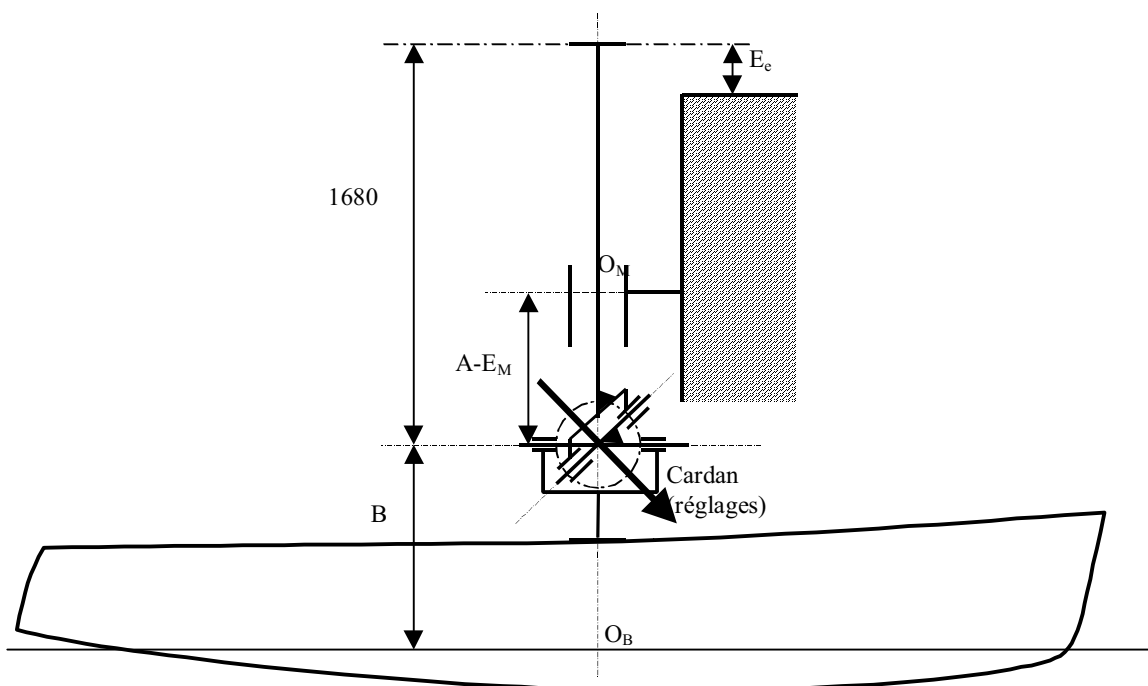


Figure 148 : géométrie de la "grande" balance

A représente la cote d'altitude de référence du montage, entre le centre du cardan et O_M le centre du référentiel mesure (R_M).

B représente la cote entre le centre du cardan et O_B .

E_M représente l' enfoncement mesuré. Le zéro est réglé arbitrairement au début de la campagne d'essais avec la carène en position nominale.

E_c représente l' enfoncement pour l'étalonnage entre deux surfaces de référence du montage.

Les valeurs des cotes A et B sont données dans le tableau suivant:

Campagne	Novembre 1998	Juin 1999	Octobre 1999
A (mm)	679	739	744
B (mm)	573.3	573.3	601.3

Tableau 43 : cotes d'altitude de la grande balance

II.3.1 Cotes complémentaires

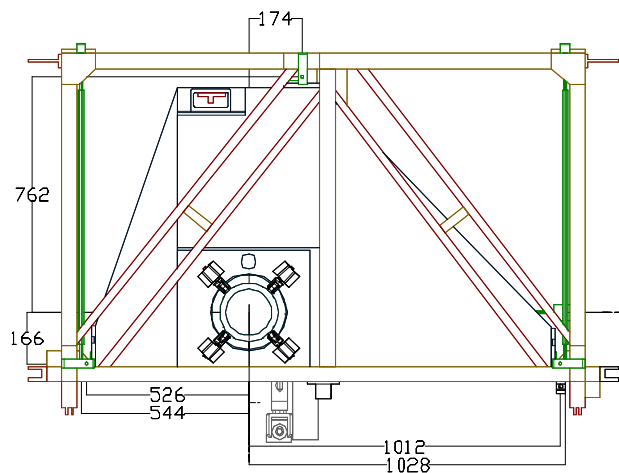


Figure 149 : grande balance vue de dessus

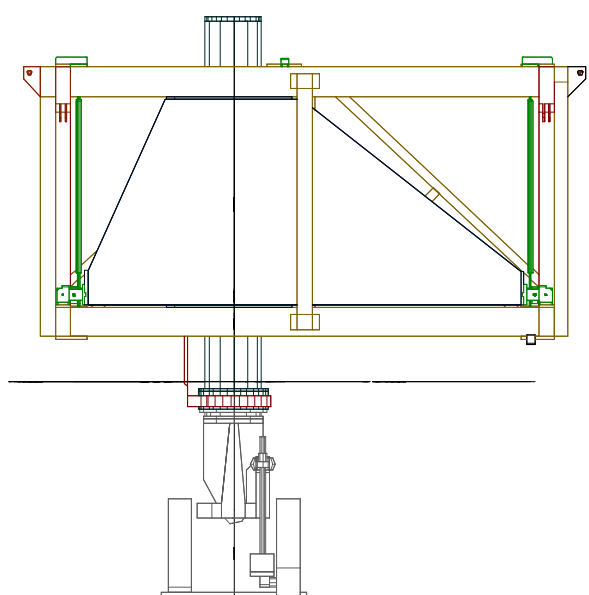


Figure 150 : vue de face

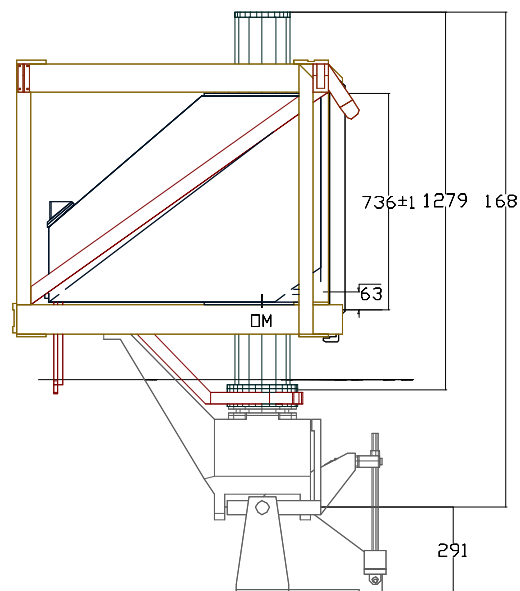


Figure 151 : Vue de coté

II.4 Capteurs

Repère	Axe	N° de série	Marque/type
C1	X	35835	TME/F621TC
C2	Y	35936	TME/F612TC
C3	Y	35937	TME/F612TC
C4	Z	-	TME/F501TC
C5	Z	25128	TME/F501TC
C6	Z	25130	TME/F501TC

Tableau 44 : affectation des capteurs sur la grande balance

	TME/F621TC	TME/F612TC	TME/F501TC
Etendue de mesure (EM)	± 25 daN	± 50 daN	± 100 daN
Surcharge admissible en % de l'EM	150 en compression, 300 en traction	500	150
Matière	Acier inoxydable	Acier nickelé	Alliage léger
Alimentation	10 V	10 V	10 V
Impédance d'entrée	350Ω	350Ω	360+10 Ω
Impédance de sortie	350Ω	350Ω	
Sensibilité E.M.	1.5mV/V ±20%	2±0.1mV/V	1.5mV/V ±20%
Déséquilibre initial	<±2% de l'EM	<±2% de l'EM	±2% de l'EM
Isolement	>1000MΩ sous 40V	>5000MΩ sous 40V	>1000Ω sous 40V
Ecart de linéarité	<±0.15% de l'EM	<±0.05% de l'EM	±0.08% de l'EM
Hystérésis	<±0.15% de l'EM	<±0.02% de l'EM	±0.03% de l'EM
Température d'utilisation	-20 à 80°C	-20 à 80°C	-20 à 100°C
Erreur due à la température sur le zéro entre 10 et 70°C	<±0.02% de l'EM/°C	<±0.015% de l'EM/°C	±0.015% de l'EM/°C
Sur la sensibilité	<±0.015% de l'EM/°C	<±0.02% de l'EM/°C	±0.02% de l'EM/°C
Raccordement électrique	Par câble 4 conducteurs blindés	Par câble 4 conducteurs blindés	Par câble 4 conducteurs blindés
Degré de protection	IP64	IP64	-
Encombrement	40*17.2*30.8	40*17.2*30.8	52*11*20

Tableau 45 : caractéristiques techniques

Annexe III. Procédures expérimentales

III.1 Procédure d'acquisition

Fréquence d'échantillonnage : 200 Hz.

Durée d'acquisition approximative pour un essai : 10 à 30 s.

Temps d'attente entre deux essais : 20 mn.

Les 10 ou 11 voies sont stockées, pour chaque essai "n" dans un fichier brut "cla"n".dat".

Le fichier est constitué de 400 points pour les zéros puis environ 6000 points pour l'acquisition dynamique proprement dite.

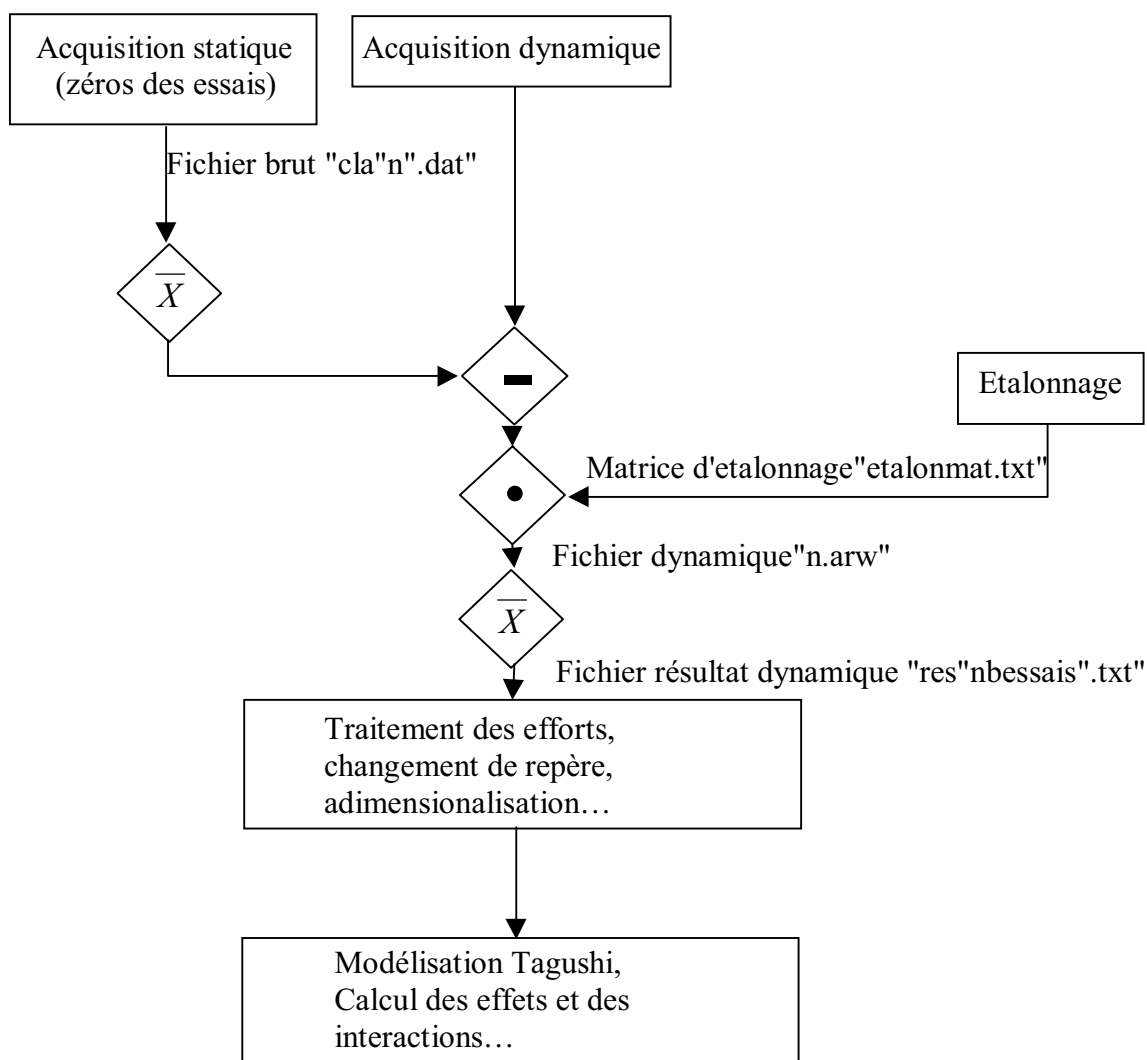


Figure 152 : dépouillement hydrodynamique

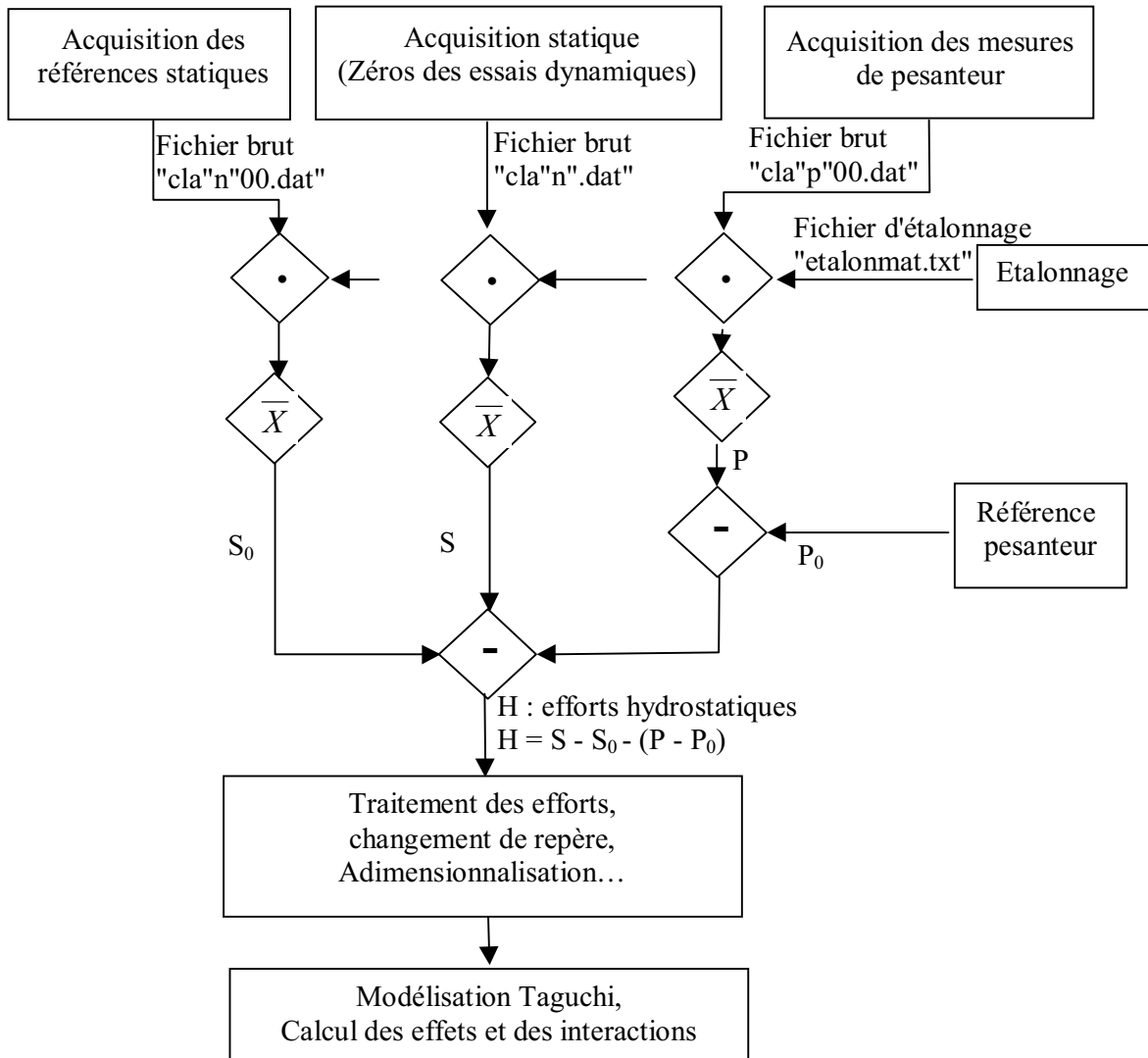


Figure 153 : dépouillement hydrostatique

III.2 Préparation et étalonnage du dynamomètre à 6 composantes

Durée totale 5 jours

	c1	c2	c3	c4	c5	c6	c8(ϕ)	c9(θ)	c10(β)	c11(ξ)
fx	-73.1	0.0	0.1	0.0	0.2	0.1	0	0	0	0
fy	0.0	-62.9	-61.8	-0.1	-0.1	-0.1	0	0	0	0
fz	0.0	0.1	-0.1	-73.7	-70.5	-82.3	0	0	0	0
Mx	0.0	4.1	4.0	11.7	11.1	-62.7	0	0	0	0
My	-0.1	0.0	0.1	-38.9	71.4	14.9	0	0	0	0
Mz	0.0	34.2	-63.5	0.0	-0.1	-0.1	0	0	0	0
assiette	0	0	0	0	0	0	10.03	0	0	0
enfoncement	0	0	0	0	0	0	0	0.995	0	0
dérive	0	0	0	0	0	0	0	0	1.002	0
enfoncement	0	0	0	0	0	0	0	0	0	10.04

Tableau 46 : matrice d'étalonnage de juin99

III.2.1 Etalonnage des efforts

Durée 1 journée

Un soin particulier est apporté à l'alignement des efforts sur les axes du référentiel liés à la balance. La faiblesse des termes de couplage et la très mauvaise répétabilité de leur détermination indique qu'il serait peut-être préférable de les négliger. Leur influence est faible néanmoins.

III.2.2 Etalonnage des déplacements

Pour les angles d'attitudes on utilise un niveau électronique. La surface de mesure est liée au pont de la carène qui est pris comme surface de référence. La précision du niveau électronique est de l'ordre de 4 centièmes de degré.

III.2.3 Montage de la maquette

III.2.3.1 Alignement et positionnement de la maquette

On évalue le défaut de positionnement de la console dans la maquette à 0.3 degrés. Cela n'est pas un inconvénient, car l'alignement de la maquette est effectué à l'aide de la procédure d'essai à portance nulle.

III.2.3.2 Altitude du point de référence mesure au-dessus de la surface libre.

Elle est mesurée entre un point de la surface libre et un point caractéristique de la colonne. La colonne est liée à la maquette et elle est libre par rapport à la balance pour le mouvement de pilonnement. La distance entre le centre de la liaison colonne-maquette et la

surface libre dépend des caractéristiques géométriques et hydrostatiques de la carène. Elle dépend donc de sa position dans le référentiel lié à l'écoulement et du niveau de la surface libre. Cette distance doit être surveillée tout au long d'une campagne d'essais, le niveau de l'eau étant susceptible de varier légèrement.

III.2.3.3 Alignement par rapport aux rails

L'alignement par rapport aux rails est effectué en deux temps.

Dans un premier temps la maquette est alignée grossièrement sur le capteur de traînée puis on effectue des essais pour annuler la portance.

Deux essais pour deux valeurs de la dérive proche de zéro β^+ , β^-

on en déduit l'erreur d'alignement :

$$\Delta\beta = \frac{F_y^+}{F_y^+ - F_y^-} \left[\frac{F_y^-}{F_y^+} \beta^+ - \beta^- \right]$$

Il y a une bonne correspondance entre le défaut d'alignement mesuré à terre par des moyens métrologiques et la correction déterminée par la méthode d'alignement «à portance nulle».

L'inconvénient de cette technique est qu'elle est tributaire des défauts géométriques de la carène et de ses appendices.

III.2.4 Démontage de la maquette et de la balance

Durée : 1 heure

Pesage de la maquette et de la console

III.3 Essais

III.3.1 Essais de Fardage

Maquette au-dessus de la surface libre

Balance seule (maquette démontée)

Balance avec carène

III.3.2 Essais à vide

Balance et orienteur seuls

Balance orienteur et maquette

Ces essais ont pour but de déterminer le poids et la position du centre de gravité de l'ensemble de la partie mobile de la balance et de l'orienteur lié à la maquette, afin de

découpler les effets de pesanteur des effets hydrostatiques. La position du centre de masse dépend bien entendu des 4 paramètres de positionnement de la carène.

III.3.3 Essais à portance nulle

Ces essais doivent permettre de positionner précisément la maquette par rapport à l'écoulement.

Dans un premier temps on règle le zéro de la dérive avec la méthode décrite en §III.2.3.

On vérifie que l'on a bien simultanément portance et moment de lacet nuls. Si ce n'est pas le cas, on règle la gîte.

Cette procédure est tributaire des défauts géométriques de la carène et de la balance. En l'appliquant strictement, on constate visuellement que l'on aboutit à une attitude de la carène dont la gîte n'est pas nulle (voisine de 1 degré).

Finalement la gîte nominale de référence est réglée à l'aide d'un niveau électronique (précision $\pm 0,04^\circ$), en s'appuyant sur le pont qui est la surface de référence de la maquette.

Seule la dérive de référence est réglée à l'aide des essais à portance nulle.

III.3.4 Essais nominaux de référence

$V = V_0 = 1.75$ m/s, $\varphi = \varphi_0 = 0$ degré, $\theta = \theta_0 = 0$ degré, $\beta = \beta_0 = 0$ degré, $\xi = \xi_0$ ou

$\Delta = \Delta_0 = 91.5$ kg (carène seule), $\Delta = \Delta_0 = 94$ kg (carène avec quille).

Pour cette position de la maquette on suppose que l'effort hydrostatique sur la carène est vertical ascendant de norme égale au déplacement à la constante de gravité près et de centre passant par le centre de gravité supposé de la carène, qui correspond à la position de la colonne du système de mesure.

Cet effort sert de référence pour la mesure des efforts hydrostatiques. On effectue cet essai plusieurs fois pendant la campagne. Cela permet notamment de mesurer la répétabilité des mesures et de mesurer l'influence de la température par exemple.

III.3.5 Essais en carène seule

Ces essais ont pour but d'évaluer séparément les effets sur la carène et sur les appendices ; et de valider la méthode d'essais en carène fixe en recoupant les essais déjà effectués en maquette libre avec la petite balance.

La carène seule est essayée dans ses lignes de fonctionnement, c'est-à-dire avec la flottaison qu'elle aurait au réel munie de sa quille.

III.3.6 Essais en carène avec dérive

Tous les essais seront réalisés "quille basse".

Dans cette position le bord d'attaque de la dérive est incliné de 125 degrés par rapport à la ligne de base des plans (la ligne de base est la projection de la ligne de flottaison dans le plan de symétrie de la carène).

On peut compter le réglage de la dérive comme paramètre. On peut par exemple effectuer des essais supplémentaires avec la dérive relevée d'un tiers, c'est-à-dire avec un angle d'inclinaison du bord d'attaque de 35 degrés par rapport à la ligne de base. Afin de conserver un domaine d'investigation restreint, nous n'avons pas réalisé cette étude.

III.3.7 Essais nominaux de référence

$V = V_0 = 1.75 \text{ m/s}$, $\varphi = \varphi_0 = 0 \text{ degré}$, $\theta = \theta_0 = 0 \text{ degré}$, $\beta = \beta_0 = 0 \text{ degré}$, $\xi = \xi_0$ ou

$\Delta = \Delta_0 = 91.5 \text{ kg}$ (carène seule), $\Delta = \Delta_0 = 94 \text{ kg}$ (carène avec quille).

Afin de retrouver le même enfoncement de la carène, on modifie légèrement le déplacement nominal par rapport aux essais en carène seule, qui passe à 94 Kg en tenant compte du volume supplémentaire apporté par la quille.

Annexe IV. Calcul des déformations

Malgré les indications du cahier des charges, la maquette s'est révélée trop souple pour les efforts auxquels nous la soumettions, notamment au niveau de la liaison entre le pont et la balance. Afin de connaître l'attitude exacte de la maquette lors des essais, il est nécessaire d'évaluer la rigidité du système de mesure, et donc sa matrice de raideur.

Nous avons donc choisi de mesurer la raideur de l'ensemble maquette-balance.

IV.1 Hypothèses

Nous faisons l'hypothèse que l'essentiel de la déformation se localise au niveau de la liaison entre la balance et la maquette. Nous considérons donc que la maquette se déplace comme un solide rigide.

IV.2 Méthode

La méthode mise en œuvre est celle des petits déplacements linéarisés⁴.

soit $\{\delta\}$ le torseur des petits déplacements que l'on peut représenter sous forme d'un vecteur

à 6 composantes $\vec{\delta} = \begin{bmatrix} dx \\ dy \\ dz \\ d\phi \\ d\theta \\ d\psi \end{bmatrix}$.

Soit $\{F\}$ le torseur des efforts extérieurs appliqués à la maquette que l'on exprime de la même façon sous forme d'un vecteur.

On se propose de mesurer \mathbf{K} la matrice de Raideurs.

$$\vec{\delta} = \mathbf{K} * \vec{F}$$

Ces mesures font l'objet d'une campagne d'essais "à terre" indépendamment des essais en bassin. Il s'avère que seuls les termes diagonaux de la matrice \mathbf{K} sont significatifs.

Connaissant la matrice de raideur \mathbf{K} nous pourrons en déduire les déformations subies par la maquette lors des essais à partir des efforts mesurés par la balance.

⁴ BOURDET P., "Identification géométrique d'une surface réelle". Cours de métrologie tridimensionnelle des pièces mécaniques. Ecole Normale Supérieure de Cachan. Octobre 1992.

Pour cela, on place la maquette à terre, suspendue à la balance, et on exerce les forces maximale que subira la maquette durant les essais hydrodynamiques. On impose ces efforts à l'aide de poids et de poulies dans toutes les directions et on dispose sur le bateau des comparateurs qui évaluent les déformations induites par ces forces.

Elles sont déterminées comme suit dans le repère de référence bateau :

$$\xi_i = \vec{D}_o \cdot \vec{n}_i + (\vec{oM}_{thi} \otimes \vec{n}_i) \cdot \vec{R}$$

où :

- ξ_i représente les déformations relevées par le comparateur pour l'effort i imposé,
- o est le centre du repère bateau défini plus haut,
- $\vec{D}_o = \begin{pmatrix} dx \\ dy \\ dz \end{pmatrix}$ et $\vec{R} = \begin{pmatrix} d\phi \\ d\theta \\ d\psi \end{pmatrix}$ sont les déformations de la maquette dans le repère bateau. Ils constituent le torseur des petits déplacements.
- \vec{n}_i est la normale à la surface déformée pour l'effort i imposé,
- \vec{oM}_{thi} est la position des comparateurs dans le repère bateau.

On exerce successivement des moments M_x, M_y, M_z et les forces f_x et f_y , en considérant que les déformations dans l'axe vertical sont négligeables.

On transfère la valeur de ces forces et ces moments dans le repère bateau afin de pouvoir obtenir la matrice de raideur dans ce repère.

Soit M_o le moment résultant dans le repère bateau des forces appliquées au pont A :

$$\vec{M}_o = \vec{oA} \otimes \vec{F}_A$$

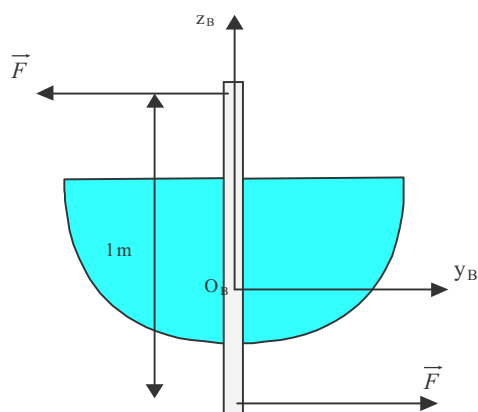
La valeurs des forces et moments appliquées en A étant identiques en o, on peut donc une fois les déformations connues, construire l'inverse de la matrice de raideur, notée (**K**) dans le repère bateau.

$$\begin{bmatrix} dx \\ dy \\ dz \\ d\phi \\ d\theta \\ d\psi \end{bmatrix} \text{ en } o = \mathbf{K} \begin{bmatrix} fx \\ fy \\ fz \\ mx \\ my \\ mz \end{bmatrix} \text{ en } o, \text{ où } \mathbf{K} \text{ est une matrice } (6 \times 6).$$

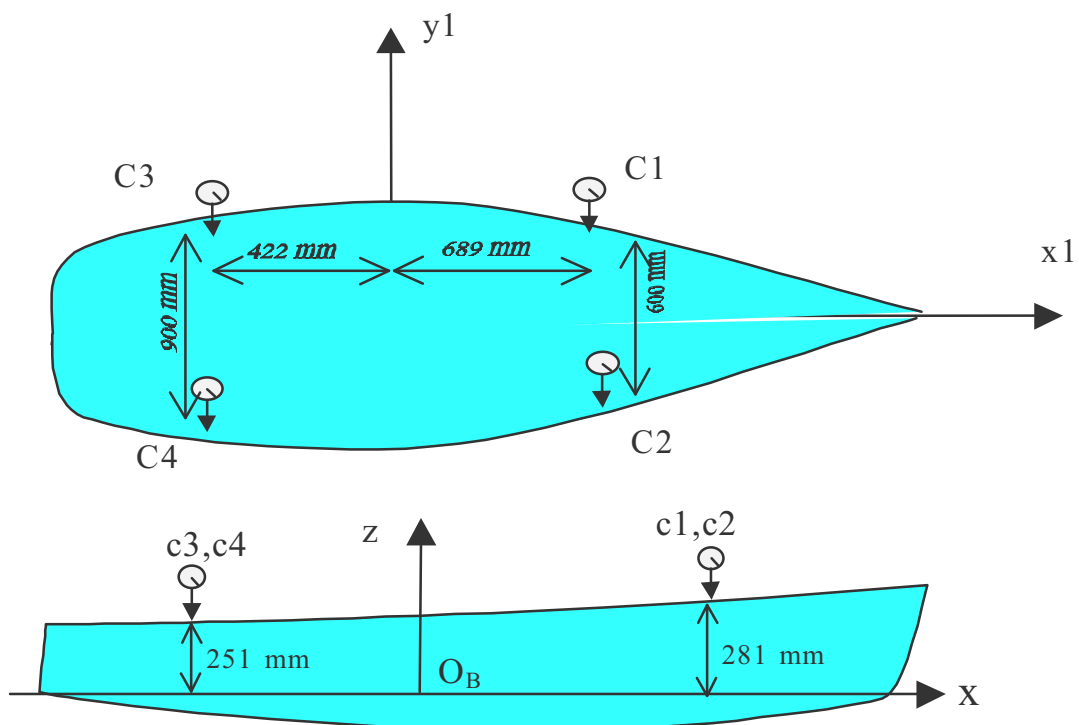
IV.3 Mesures

IV.3.1 Moment M_x imposé

On applique un moment pur M_x sur la maquette en passant une tige d'un mètre à travers le puits de dérive et en imposant des forces horizontales et opposées à l' aide d' un système de poulies et de masses.



Quatre comparateurs sont disposés suivant Oz , de la manière suivante :



En faisant évoluer le moment autour de l'axe Ox , on s'aperçoit que seul l'angle de la gîte a une évolution sensible.

Pendant les essais le moment de roulis maximal en O_B ne dépasse pas 120 N.m. On effectue plusieurs mesures entre le moment nul et cet extremum.

Les déformations observées sont les suivantes :

M_x (N.m)	$d\phi$ (rad)	$d\phi / M_x$
49,05	0,00155	3,16E-05
68,67	0,00215	3,13E-05
98,1	0,003	3,06E-05
117,72	0,00367	3,12E-05

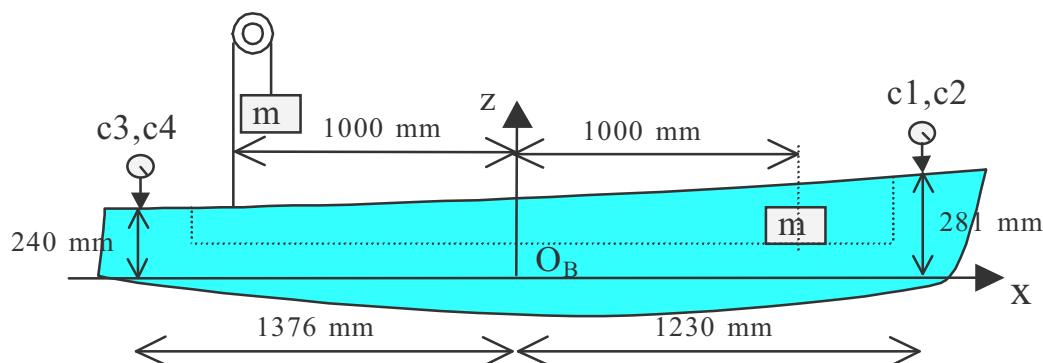
Tableau 47 : mesures de déformation en roulis

On obtient donc le coefficient $K_{44} = ((3.16+3.13+3.06+3.12)E-05)/4 = 3.12^E-05 \text{ rad/N.M}$

IV.3.2 Moment M_y imposé

On impose le moment M_y à l'aide d'une poulie et d'un fil reliés à un point fixe du pont situé à 1 mètre de la colonne (vers la poupe ou vers la proue), et d'une masse posée de façon symétrique à l'autre extrémité.

Les comparateurs sont placés dans l'axe oz .



L'angle d'assiette est le seul à être influencé de manière significative par la rotation autour de l'axe Oy ; $d\theta$ sera donc l'unique déformation prise en compte.

On impose un moment pur par l' action de deux forces verticales et opposées. Le moment le plus important imposé au bateau en essai est de 400 N.m environ. On effectue une série de mesures.

On résume les résultats dans ce tableau :

My (N.m)	$d\theta$ (rad)	$d\theta / My$
-392,4	-0,0142	3,62E-05
-196,2	-0,0084	4,28E-05
-98,1	-0,00485	4,94E-05
39,24	0,00157	4,00E-05
98,1	0,004	4,08E-05
196,2	0,007582	3,86E-05
294,3	0,0113	3,84E-05
392,4	0,0148	3,77E-85

Tableau 48 : mesures de déformation en tangage

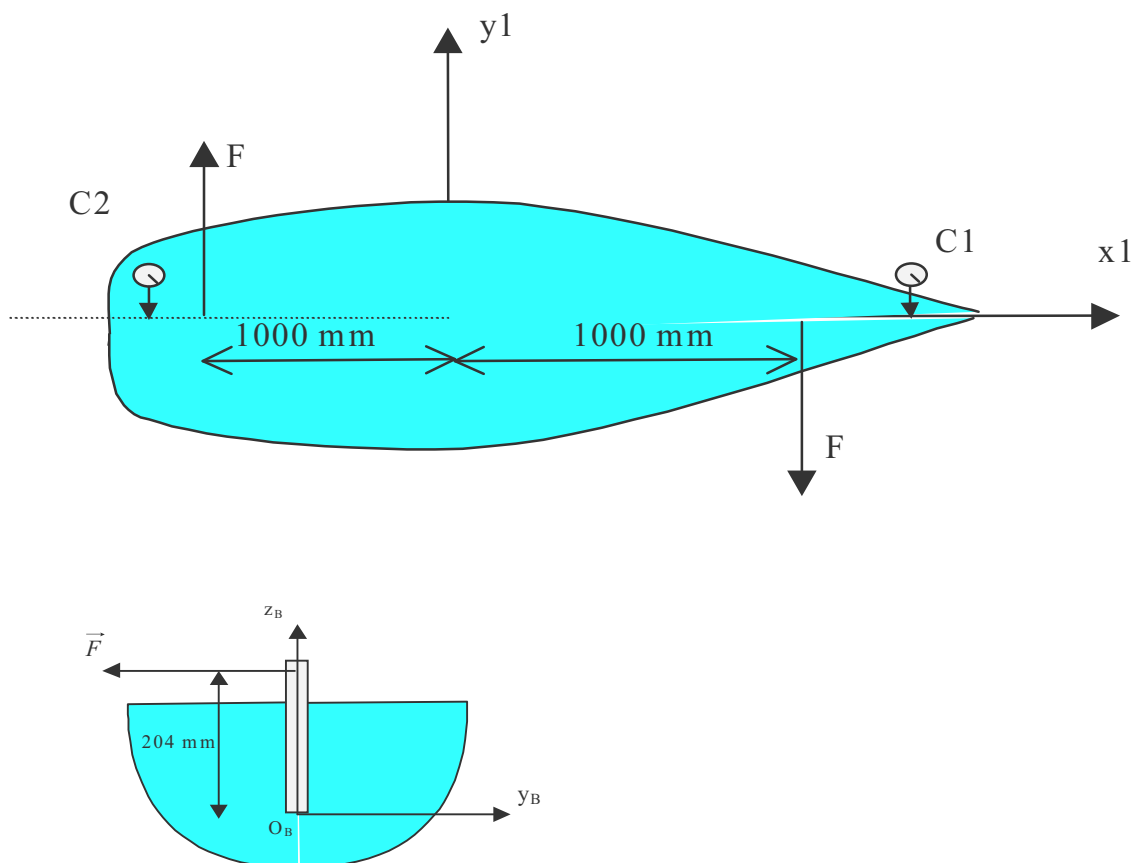
On en déduit :

$$K_{55} = ((3.62 + 4.28 + 4.94 + 4.00 + 4.08 + 3.86 + 3.84 + 3.77)E-05) / 8 = 4.05^E-05 \text{ rad/N.M}$$

IV.3.3 Moment M_z imposé

On visse deux tiges verticales sur le pont de part et d'autre de la colonne à une distance de 1 mètre. Des fils, maintenus horizontaux à l'aide de poulies, sont fixés à leurs extrémités afin de pouvoir appliquer un couple de forces en tirant dans la direction Oy . On crée ainsi le moment M_z .

Les comparateurs sont à la même position que pour le cas précédent, dans l'axe Oy .



L'angle de dérive est le seul à être influencé de manière significative par la rotation autour de l'axe Oz; $d\psi$ sera donc l'unique déformation prise en compte.

On tire de chaque côté avec une masse au plus égale à 7 Kg, ce qui crée un moment environ égal à 140 N.m, correspondant au cas de chargement maximal rencontré en essais.

Mz (N.m)	$d\psi$ (rad)	$d\psi / Mz$
-137,24	-0,002625	1,91E-05
-98,1	-0,00185	1,89E-05
-39,24	-0,000729	1,86E-05

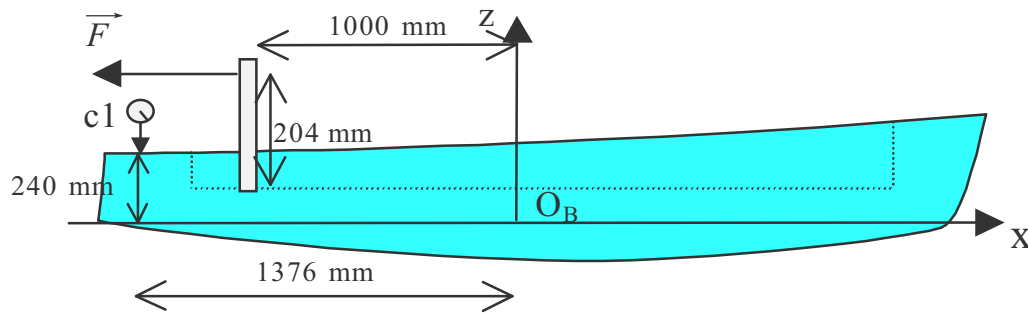
Tableau 49 : mesure de déformation en lacet

De même, on détermine :

$$K_{66} = ((1.91 + 1.89 + 1.86)E-05) / 3 = 1.885^E-05 \text{ rad/N.M}$$

IV.3.4 .La force f_x imposée

Pour créer cette force , on dispose de la même tige placée à l'arrière du bateau sur la quelle on tire dans la direction des ox négatifs. L'unique capteur est placé dans le même axe.



La seule déformation observable est dans l'axe du bateau. La déformation dx est donc la seule à être quantifiée. Le fait d'imposer cette force à la tige crée un moment M_{oy} au centre du repère bateau. On le calcule de la façon suivante :

Soit M_o le moment résultant dans le repère bateau des forces appliquées au pont I :

$$\vec{M}_o = \vec{oI} \otimes \vec{F}_i = \begin{pmatrix} -1 \\ 0 \\ 0.334 \end{pmatrix} \otimes \begin{pmatrix} f_x \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 \\ 0.334 f_x \\ 0 \end{pmatrix}$$

On tire sur la tige avec au maximum une masse de 10Kg. Le moment de tangage engendré est négligé.

f_x (N)	dx (m)	dx/f_x
-49,05	-0,21 ^E -03	4,28 ^E -06
-98,1	-0,44 ^E -03	4.49 ^E -06

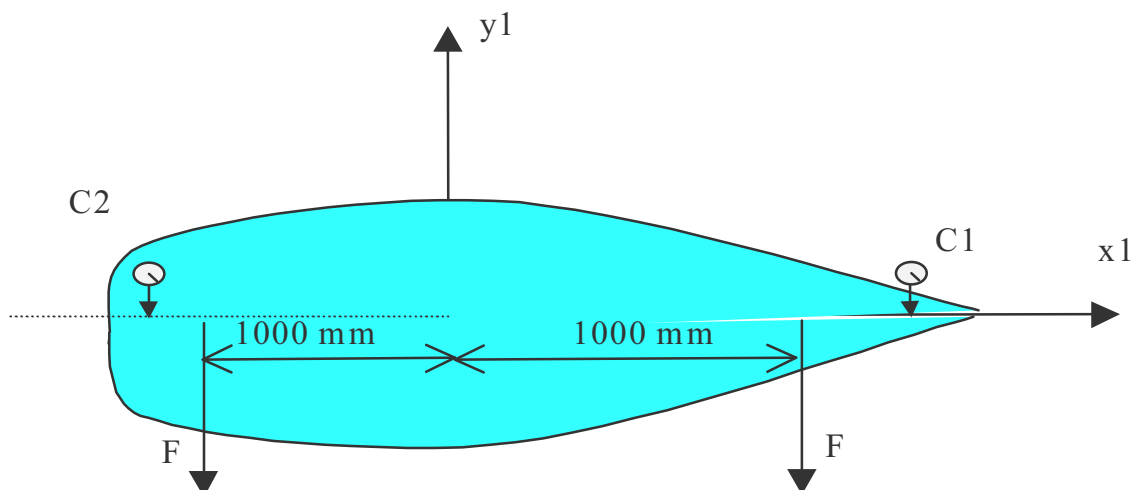
Tableau 50 : mesure de déformation longitudinale

D'où :

$$K_{11} = ((4.28 + 4.49)E-06) / 2 = 4.38 \cdot 10^{-6} \text{ m/N}$$

IV.3.5 La force f_y imposée

Le dispositif utilisé est identique à celui qui sert à identifier les déformations induites par M_z . Cependant, au lieu d'appliquer un couple de forces, on tire sur les tiges dans le même sens, vers les y négatifs.



Le moment induit par cette force au centre du bateau est négligé ; les seules déformations significatives sont les dy .

On obtient les résultats suivants :

$f_y(N)$	$dy(m)$	dy/f_y
-49,05	$-0,304E-03$	$5.16E-06$
-98,1	$-0,569E-03$	$5.80E-06$

Tableau 51 : mesures de déformation latérale

D'où :

$$K_{22} = ((5.16 + 5.80)E-06) / 2 = 5.48E-06 \text{ m/N}$$

On obtient enfin la matrice de raideur inverse suivante :

$$\mathbf{K} = \begin{bmatrix}
 4.38E-06 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
 0 & 5.48E-06 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
 0 & 0 & 0 & 3.12E-05 & 0 & 0 \\
 0 & 0 & 0 & 0 & 4.05E-05 & 0 \\
 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1.885E-05
 \end{bmatrix}$$

Quand on analyse l'évolution de la maquette lors des essais hydrodynamiques, on peut donc, grâce à cette matrice, corriger l'attitude de la carène.

Annexe V. Les voiliers étudiés

V.1 Bénéteau First Class8

Rapport d'échelle pour la maquette étudiée : 1/2.7

Caractéristiques de la carène

L longueur de référence. Dans notre étude nous prenons $L = L_{WL}$ au repos (position nominale)	
L_{BP} longueur entre parallèle	
L_{WL} longueur à la flottaison	7.23 m
FB abscisse du centre de poussée en référence à la perpendiculaire avant	3.732 m
B largeur	2.49m
B_{WL} largeur à la flottaison	1.9 m
T tirant d'eau	1.8
T_c creux de la carène	0.37 m
S_{wc} surface mouillée de la carène	10.7 m ²
S_{wk} surface mouillée de la quille	2.2 m ²
Δ déplacement lège (hors équipage)	1350 Kg
Δ déplacement en charge (déplacement nominal pour l'étude)	1850 Kg
C_p coefficient prismatique : $C_p = \frac{\nabla}{L_{wl} \cdot A_m}$	0.56
C_b coefficient de bloc : $C_b = \frac{\nabla}{L_{wl} \cdot B_{wl} \cdot T_c}$	0.408
C_m coefficient de la section maximum : $C_m = \frac{A_m}{B_{wl} \cdot T_c}$	
C_{wl} coefficient pour les entrées de la ligne de flottaison	
\bar{e}_k épaisseur moyenne de la quille	0.039 m
\bar{e}_r épaisseur moyenne du safran	0.086 m
Λ_k angle de flèche du profil portant	55°
\bar{c}_k corde moyenne de la quille	0.6 m
\bar{c}_r corde moyenne du safran	0.35 m
l_{cb} position longitudinale du centre de poussée : $l_{cb} = \frac{1}{2} \frac{L_{BP} - \overline{FB}}{L_{BP}} * 100\%$	3.5
G centre de gravité nominal, il coïncide avec le centre de gravité du voilier complet tracé sur le plan d'architecte.	
i_E demi-angle d'entrée de la ligne de flottaison	

V.2 Le Jeanneau Sélection

Rapport d'échelle pour la maquette étudiée : 1/5

Principales caractéristiques de la carène

L_c longueur de la coque	10.85 m
L_{WL} longueur à la flottaison	9.25 m
B largeur	
B_{WL} largeur à la flottaison	2.59 m
T tirant d'eau	2 m
S_w surface mouillée de la carène	22.12 m ²
Δ déplacement	4600 Kg

Annexe VI. Résultats des essais en bassin

– *Référentiels*

Les résultats des efforts hydrodynamiques sont exprimés dans le repère $R_E (O_E, X_E, Y_E, Z_E)$.

Les résultats des efforts hydrostatiques sont exprimés dans le repère intermédiaire $R_I=(O_B, X_1, Y_1, Z)$

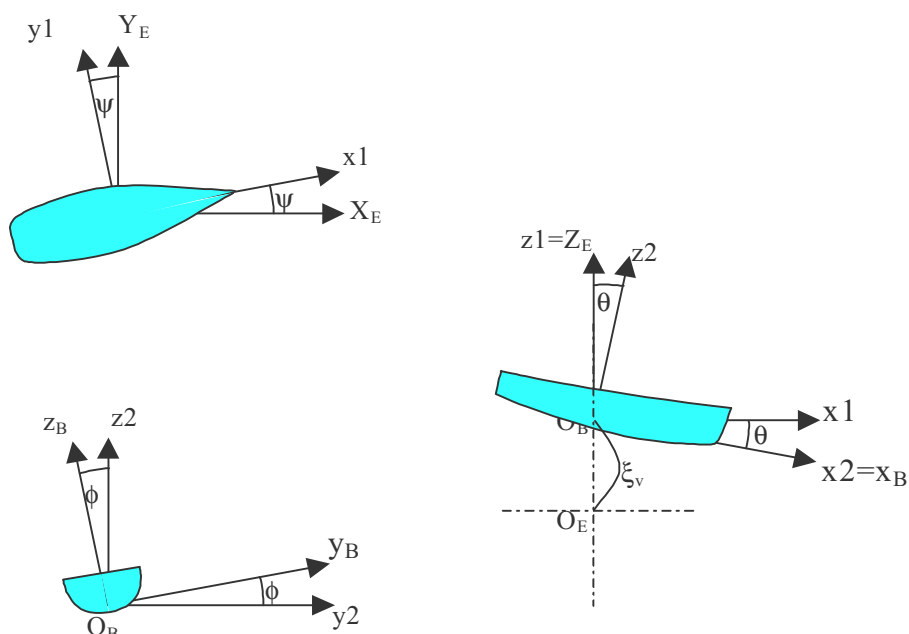


Figure 154 : Les angles de cardans

VI.2 Tableaux des essais hydrostatiques

Dates : campagne de juin 1999.

Système de mesure : grande balance.

essai	Δ	θ	ϕ	Mx	My	ϕ_m	θ_m	ξ
9	94	-2	0	-0.687	140.257	0.004	-1.905	-5.192
14	94	-2	-10	86.394	163.107	-10.035	-1.909	-12.312
15	94	-2	-20	161.008	197.290	-20.045	-1.836	-31.965
19	94	-2	-30	216.646	233.787	-28.055	-1.843	-56.348
23	94	0	0	0.140	-1.362	0.003	-0.009	0.682
27	94	0	-10	82.521	26.595	-10.029	0.031	-6.844
31	94	0	-20	151.742	75.624	-20.037	0.038	-27.248
35	94	0	-30	205.409	133.541	-30.079	0.073	-58.535
39	94	1	0	-0.562	-62.474	0.001	0.938	1.266
43	94	1	-10	79.535	-35.508	-10.037	0.944	-5.579
47	94	1	-20	148.316	14.219	-20.044	0.969	-25.720
51	94	1	-30	200.917	74.195	-30.079	1.021	-57.259
55	94	2	0	-0.398	-119.040	-0.003	1.862	1.480
59	94	2	-10	76.435	-90.818	-10.038	1.872	-5.537
63	94	2	-20	143.422	-38.077	-20.036	1.900	-25.176
67	94	2	-30	195.741	21.523	-30.023	1.945	-55.550
71	99	-2	0	-0.355	148.220	0.002	-1.840	-0.069
75	99	-2	-10	91.079	172.460	-10.010	-1.838	-6.055
79	99	-2	-20	168.508	211.074	-20.042	-1.863	-25.775
83	99	-2	-30	226.518	261.112	-30.019	-1.793	-56.875
87	99	0	0	-1.738	5.366	0.000	0.005	5.795
91	99	0	-10	87.021	34.854	-10.033	0.039	-1.116
95	99	0	-20	161.376	83.513	-20.031	0.061	-20.800
99	99	0	-30	217.787	143.642	-30.024	0.103	-51.673
103	99	1	0	1.458	-53.431	0.000	0.955	7.201
107	99	1	-10	84.915	-28.019	-10.038	0.964	0.482
111	99	1	-20	157.113	24.880	-20.034	0.996	-19.182
115	99	1	-30	212.715	88.418	-30.035	1.063	-49.994
119	99	2	0	1.141	-114.061	0.000	1.888	7.740
123	99	2	-10	81.827	-86.618	-10.019	1.893	0.973
127	99	2	-20	151.446	-35.087	-20.043	1.914	-18.835
131	99	2	-30	206.661	27.193	-30.052	1.965	-49.299

Pour évaluer les efforts hydrostatiques, nous avons associé trois mesures :

- La mesure statique qui précède chaque essai, dite mesure des zéros.
- La mesure des efforts de pesanteur.
- Des mesures de référence statique réalisées tous les quatre essais pendant la campagne.

La variation de paramètres mal maîtrisés, comme la température ou encore le niveau de l'eau, auxquels notre système de mesure peut être sensible, motive la prise régulière de points de référence au cours d'une campagne d'essais.

Pour les mesures de pesanteur, comme pour les essais statiques, on prend comme référence l'essai en position nominale (ϕ , θ , β sont nuls).

VI.3 Tableaux des essais hydrodynamiques

VI.3.1 Première campagne d'essais sur FirstClass8 (Carène seule)

Dates : 21 au 28 Octobre 1998

Objet : évaluer séparément les effets sur la carène et sur les appendices.

Montage expérimental : petite balance.

Technique avec assiette compensée.

La technique expérimentale mise en œuvre pour ces essais est la technique avec assiette compensée. Elle nécessite la mise en œuvre d'un système de compensation d'assiette à l'aide de masses mobiles.

On réalise deux types de compensation, qui correspondent à deux types de voilure. Lorsque la grand voile est associée au génois l'altitude du centre d'efforts véliques est estimée à 1.9m et lorsqu'elle est associée au spinnaker l'altitude est estimée à 2.4m.

- Pesage de la maquette

Masse mesurée de la maquette, de l'orienteur, des rails et des supports de masses mobiles :

$$M = 44,055 \pm 0.1 \text{ kg}$$

Pesage des deux masses mobiles :

$$M1 = M2 = 20,6 \pm 0.01 \text{ kg}$$

VI.3.1.2 plan d'expériences

- Niveaux des paramètres influents

Le plan d'expériences est conçu comme un maillage de l'espace vectoriel des paramètres. Notre étude comprend 5 paramètres indépendants. L'espace des paramètres est donc de dimension 5.

Deux définitions de «maillage » sont décrites ici :

Une définition fine qui permet d' évaluer précisément la forme de l' influence de chaque paramètre. Pour évaluer la forme de l' influence de chaque paramètre on effectue un balayage fin indépendamment pour chaque paramètre en laissant les autres paramètres à leurs valeurs nominales.

Une définition plus large permettra d' évaluer les interactions entre les différents paramètres de base. Pour la vitesse on a pris une vitesse faible caractéristique des efforts dits de frottements, une ou deux vitesses caractéristiques des efforts de vague (nombre de Froude $F_n=0.32$ et $F_n=0.46$), et une vitesse élevée caractéristique du phénomène de planing.

Paramètres	Nombre de niveaux		Niveaux fins	Niveaux larges
	fin	grossier		
V	10	3 ou 4	0.6 ; 0.7 ; 0.8 ; 1 ; 1.5 ; 1.75 ; 2 ; 2.5 ; 3 ; 3.5	1 ; 1.75 ; 2.5 ; 3.5
φ	9	2	+5 ; 0 ; -5 ; -10 ; -15 ; -20 ; -25 ; -30 ; -33	0 ; 20
θ	9	3	4 ; 3 ; 2 ; 1 ; 0 ; -1 ; -2 ; -3 ; -4	2 ; 0 ; -2
β	6	2	2 ; 0 ; -2 ; -4 ; -6 ; -10	0 ; -4
Δ	9	3	81 ; 86 ; 88 ; 90 ; 91 ; 92 ; 94 ; 96 ; 101	86 ; 91 ; 96

Tableau 52 : niveaux des facteurs pour la première campagne d'essais

- Nombre d'essais

Pour régler le zéro de la dérive on effectue 3 essais (essais à portance nulle).

Pour déterminer les effets simples des 5 paramètres de bases on effectuera donc $12+9+9+6+9=45$ essais.

Pour déterminer les effets des interactions des couples de paramètres on aura

$$4*2*3*2*3=144 \text{ essais.}$$

Soit un nombre total de 189 essais.

En fait seuls 87 essais pourront être réalisés au cours de cette première campagne. Le balayage fin du déplacement et le plan complet pour déterminer les interactions ne sont pas

effectués. On réalise à la place deux plans complets limités aux couples de facteurs suivants : la vitesse associée à l'assiette et la vitesse associée au déplacement.

VI.3.1.3 Résultats

n°	V (m/s)	ϕ (°)	β (°)	θ (°)	Δ (Kg)	Fx (N)	Fy (N)	Mx (N.m)	My (N.m)	Mz (N.m)	ξ (mm)	θ totale
1	1,5	0,1	-0,4	0,0	91,4	-9,57	-0,17	-0,21	10,50	-0,23	-0,89	0,0
2	1,5	0,1	-0,4	0,0	91,4	-9,54	-0,14	-0,15	10,70	-0,15	-0,89	0,0
3	1,5	0,1	-0,2	0,0	91,4	-9,57	-0,08	-0,01	10,60	0,16	-0,89	0,0
4	1,5	0,1	-0,1	0,0	91,4	-9,62	-0,01	0,08	10,80	0,26	-0,89	0,0
6	0,6	0,0	0,0	0,0	91,4	-1,26	-0,01	0,01	1,57	0,00	-0,11	0,0
7	1,5	0,0	0,0	0,0	91,4	-9,57	-0,03	0,03	10,90	0,16	-0,88	0,0
8	1	0,0	0,0	0,0	91,4	-3,66	0,00	0,01	5,18	0,06	-0,36	0,0
9	0,7	0,0	0,0	0,0	91,4	-1,83	0,01	0,02	2,33	0,03	-0,16	0,0
10	0,8	0,0	0,0	0,0	91,4	-2,38	0,01	0,01	3,07	0,04	-0,22	0,0
12	1,75	0,0	0,0	0,0	91,4	-15,20	-0,03	0,07	13,10	0,27	-1,31	0,0
13	2	0,0	0,0	-0,1	91,4	-28,40	0,10	0,30	3,98	0,43	-1,70	-0,1
14	2,25	0,0	0,0	0,0	91,4	-52,00	0,45	0,81	-28,00	0,59	-1,92	-0,4
15	2,5	0,0	0,0	0,0	91,4	-76,20	1,20	1,67	-59,30	0,73	-1,82	-0,7
16	2,5	0,0	0,0	0,2	91,4	-78,10	1,02	1,48	-53,50	0,59	-2,02	-0,4
17	2,5	0,0	0,0	0,7	91,4	-83,80	0,61	0,73	-49,40	0,34	-2,61	0,2
18	2,5	0,0	0,0	0,5	91,4	-80,10	0,96	1,19	-44,40	0,44	-2,09	-0,2
19	2,25	0,0	0,0	0,2	91,4	-53,00	0,43	0,72	-20,10	0,44	-1,91	-0,2
20	0,6	0,0	0,0	0,0	91,4	-1,32	0,00	0,04	0,67	0,02	-0,12	0,0
21	0,7	0,0	0,0	0,0	91,4	-1,82	0,00	0,04	0,94	0,02	-0,19	0,1
22	0,8	0,0	0,0	0,0	91,4	-2,39	0,01	0,03	1,17	0,04	-0,26	0,1
23	0,9	0,0	0,0	0,0	91,4	-2,96	0,02	0,05	1,46	0,05	-0,33	0,1
24	1	0,0	0,0	0,0	91,4	-3,65	0,01	0,03	1,80	0,07	-0,43	0,2
25	1,5	0,0	0,0	0,0	91,4	-9,65	-0,03	0,06	4,90	0,20	-1,08	0,4
26	1,75	0,0	0,0	0,0	91,4	-15,50	-0,02	0,09	8,02	0,26	-1,58	0,6
27	2	0,0	0,0	0,0	91,4	-29,40	0,06	0,18	15,40	0,48	-1,86	0,6
28	2,25	0,0	0,0	0,0	91,4	-54,70	0,39	0,35	28,80	0,50	-1,34	0,2
29	2,5	0,0	0,0	0,0	91,4	-79,50	0,91	0,65	42,10	0,46	-0,45	-0,2
30	3	0,0	0,0	0,0	91,4	-125,00	1,85	1,25	66,00	0,26	1,46	-0,5
31	3,25	0,0	0,0	0,0	91,4	-147,00	2,73	1,84	79,90	0,44	1,37	0,6
32	1,75	0,0	2,0	0,0	91,4	-15,80	1,66	3,00	8,17	4,69	-1,59	0,5
33	1,75	0,0	0,0	0,0	91,4	-15,60	-0,01	0,14	8,01	0,34	-1,55	0,4
34	1,75	0,0	-2,0	0,0	91,4	-15,70	-1,60	-2,63	8,09	-3,88	-1,57	0,5
35	1,75	0,0	-4,0	0,0	91,4	-16,00	-3,27	-5,40	8,46	-8,06	-1,62	0,5
36	1,75	0,0	-6,0	0,0	91,4	-16,90	-5,11	-8,21	9,25	-12,10	-1,71	0,5
37	1,75	0,0	-10,0	0,0	91,4	-19,60	-9,89	-14,30	11,70	-20,00	-1,97	0,6
38	1,75	0,0	-1,0	0,0	91,4	-15,60	-0,81	-1,24	8,03	-1,69	-1,56	0,5
39	1,75	5,0	0,0	0,0	91,4	-15,50	0,27	1,79	8,00	4,21	-1,55	0,5

Annexes VI. Résultats des essais en bassin

n°	V (m/s)	ϕ (°)	β (°)	θ (°)	Δ (Kg)	Fx (N)	Fy (N)	Mx (N.m)	My (N.m)	Mz (N.m)	ξ (mm)	θ totale
40	1,75	0,0	0,0	0,0	91,4	-15,50	-0,06	0,09	7,97	0,30	-1,56	0,5
41	1,75	-5,0	0,0	0,0	91,4	-15,60	-0,27	-1,47	8,01	-3,38	-1,55	0,5
42	1,75	-10,0	0,0	0,0	91,4	-15,40	-0,57	-3,00	7,90	-7,10	-1,53	0,7
43	1,75	-15,0	0,0	0,0	91,4	-15,40	-0,82	-4,27	7,92	-10,60	-1,51	0,9
44	1,75	-20,0	0,0	0,0	91,4	-15,30	-1,06	-5,06	7,92	-13,70	-1,46	1,2
45	1,75	-25,0	0,0	0,0	91,4	-15,30	-1,32	-5,59	7,92	-16,20	-1,41	1,6
46	1,75	-30,0	0,0	0,0	91,4	-15,20	-1,65	-5,92	8,00	-17,70	-1,34	2,0
47	1,75	-35,0	0,0	0,0	91,4	-15,30	-2,04	-6,25	8,09	-19,10	-1,27	2,4
48	1,75	0,0	0,0	2,0	91,4	-16,40	0,01	0,15	25,60	0,65	-1,48	1,6
49	1,75	0,0	0,0	0,0	91,4	-15,30	0,01	0,12	14,40	0,42	-1,34	0,0
51	1	0,0	0,0	-2,0	91,4	-2,57	-0,42	0,51	3,65	0,02	-0,29	-1,4
52	1	0,0	0,0	0,0	91,4	-3,69	0,00	0,03	4,52	0,08	-0,38	0,1
53	1	0,0	0,0	2,0	91,4	-3,75	0,02	0,02	7,58	0,12	-0,39	1,4
54	2,5	0,0	0,0	2,0	91,4	-87,50	1,48	1,99	-39,00	1,22	-2,82	1,2
55	2,5	0,0	0,0	0,0	91,4	-79,00	1,43	1,78	-49,60	0,88	-2,18	-0,3
56	2,5	0,0	0,0	-2,0	91,4	-74,40	0,98	1,25	-71,80	0,49	-1,75	-1,7
57	0,6	-20,0	4,0	0,0	91,4	-1,66	0,05	-0,26	0,80	-0,54	-0,19	0,7
58	0,7	-20,0	4,0	0,0	91,4	-1,66	0,05	-0,26	0,80	-0,54	-0,19	0,7
59	0,8	-20,0	4,0	0,0	91,4	-2,23	0,07	-0,34	1,06	-0,67	-0,25	0,8
60	0,9	-20,0	4,0	0,0	91,4	-2,82	0,09	-0,43	1,38	-0,85	-0,32	0,8
61	1	-20,0	4,0	0,0	91,4	-3,46	0,13	-0,52	1,70	-1,04	-0,40	0,8
62	1,5	-20,0	4,0	0,0	91,4	-9,30	1,05	-0,80	4,67	-2,50	-0,96	1,0
63	1,75	-20,0	4,0	0,0	91,4	-15,20	2,64	-0,25	7,77	-4,85	-1,36	1,1
64	2	-20,0	4,0	0,0	91,4	-29,00	3,42	0,05	15,10	-8,31	-1,42	1,0
65	2,25	-20,0	4,0	0,0	91,4	-52,60	1,58	-1,03	27,60	-11,90	-0,71	0,4
67	0,6	-20,0	-4,0	0,0	91,4	-1,18	-0,30	-0,82	0,65	-1,73	-0,16	0,7
68	0,7	-20,0	-4,0	0,0	91,4	-1,74	-0,39	-1,12	0,97	-2,34	-0,23	0,8
69	0,8	-20,0	-4,0	0,0	91,4	-2,26	-0,44	-1,46	1,22	-3,14	-0,32	0,8
70	0,9	-20,0	-4,0	0,0	91,4	-2,88	-0,61	-1,88	1,55	-4,09	-0,41	0,8
71	1	-20,0	-4,0	0,0	91,4	-3,59	-0,76	-2,36	1,97	-5,18	-0,50	0,9
72	1,5	-20,0	-4,0	0,0	91,4	-9,92	-2,78	-6,61	5,42	-14,10	-1,22	1,1
73	1,75	-20,0	-4,0	0,0	91,4	-16,50	-5,07	-10,40	9,14	-22,60	-1,72	1,3
74	2	-20,0	-4,0	0,0	91,4	-31,60	-11,00	-17,00	17,50	-34,00	-1,96	1,2
75	2,25	-20,0	-4,0	0,0	91,4	-58,10	-23,70	-28,10	32,00	-44,40	-1,56	0,8
76	2,5	-20,0	-4,0	0,0	91,4	-90,60	-44,60	-43,90	49,70	-50,00	-0,52	0,1
78	1,75	0,0	-4,0	-2,0	91,4	-17,40	-3,07	-4,76	-9,39	-4,38	-0,96	-2,1
79	1,75	0,0	0,0	-3,0	91,4	-18,60	0,13	0,39	-20,00	0,10	-0,73	-3,2
80	2,5	0,0	0,0	-3,0	91,4	-75,70	1,32	2,15	-100,00	0,04	0,01	-4,0
81	1	0,0	0,0	-3,0	91,4	-4,36	0,00	0,06	-2,39	0,03	-0,21	-3,0
82	1,75	0,0	0,0	-2,0	91,4	-16,50	0,17	0,37	-10,70	0,29	-0,89	-2,2
83	1,75	0,0	0,0	0,0	96,4	-16,10	-0,04	0,18	8,33	0,46	-1,65	0,6
84	2,5	0,0	0,0	0,0	96,4	-82,20	1,08	0,83	43,20	0,63	-0,24	-0,7
85	1	0,0	0,0	0,0	96,4	-3,78	0,01	0,03	1,90	0,09	-0,45	0,3
86	1	0,0	0,0	0,0	86,4	-3,60	0,00	0,03	1,76	0,06	-0,39	-0,2
87	1	0,0	0,0	0,0	86,4	-3,56	0,00	0,03	1,75	0,08	-0,40	0,0

VI.3.2 Seconde campagne d'essais (carène seule)

Dates : du 23 novembre au 2 décembre 1998.

Objet :

- Evaluer séparément les effets sur la carène et sur les appendices.
- Valider la méthode d'essais en carène fixe en recoupant les essais déjà effectués en maquette libre avec la petite balance.

Montage expérimental : Grande balance.

Au cours de la campagne d'essais, nous tentons de mettre au point une technique d'essais en maquette fixe : le plan d'expériences conduit à des expériences irréalistes. On revient à une technique semi – libre s'apparentant à la "semi-captive technique" développée au MARIN.

VI.3.2.1 Pesage de la maquette

Evaluation de la masse de la maquette et de la console (boulons de fixations compris)

$$M_m = 37.09^{\pm 0.01} \text{ Kg}$$

Masse mesurée de la colonne et de l'orienteur

$$M = 79.4^{\pm 0.15} \text{ kg}$$

Masse mesurée du capteur d'enfoncement et de son écrou de fixation

$$M = 0.73^{\pm 0.01} \text{ kg}$$

Soit une différence de $0.92^{\pm 0.15} \text{ kg}$ entre la masse théorique et la masse mesurée.

Soit une masse totale mesurée pour l'ensemble de

$$M = 116.49^{\pm 0.15} \text{ kg}$$

VI.3.2.2 Alignement

Essai à portance nulle (vérification).

VI.3.2.3 Technique d'essai en maquette fixe

Dans un premier temps on prend comme paramètre représentatif de l'enfoncement l'effort hydrostatique vertical sur la maquette, c'est-à-dire son « déplacement » à l'arrêt.

On règle l'enfoncement à l'arrêt de façon à obtenir une force verticale hydrostatique qui compense la masse théorique de la maquette et l'effort hydrodynamique vertical de la maquette en position nominale. Cette masse est prise comme facteur et sera notée Δ . Δ est communément nommé déplacement.

Durant l'essai on mesure un effort dynamique vertical important et variable suivant la position, l'attitude et la vitesse de la maquette. Les valeurs de l'effort vertical total fluctuent de façon importante et on s'éloigne parfois du domaine réaliste. Les résultats deviennent plus difficiles à interpréter. Par exemple, pour mesurer l'influence de la gîte, on a réalisé un balayage à « déplacement statique fixe » sans tenir compte de l'effort dynamique.

Pour la suite nous avons choisi de revenir à un système plus classique, en laissant la maquette libre en pilonnement. On règle un effort vertical constant sur la carène, égal au déplacement. Comme la masse de l'ensemble mobile de la balance et de la maquette est supérieure au déplacement, on utilise un système de masses de compensation et de poulies de renvoi.

L'inconvénient de ce montage est que sur la longueur du bassin, l'enfoncement de la carène demeure légèrement instable. On observe des oscillations amorties dont l'amplitude est de l'ordre de 3 mm maximum et dont la pseudo-période est d'environ 5 à 20 secondes (ces valeurs fluctuent suivant les conditions) qui s'atténuent au fil de l'essai en demeurant toutefois significatives. Ces oscillations sont liées à la rampe d'accélération choisie pour l'essai. Plus l'accélération est importante, plus les oscillations sont fortes et de période courte. On règle donc la rampe d'accélération avec la pente la plus faible possible tout en essayant de conserver une durée de mesure convenable (environ 2000 points de mesure à 200 Hz). Cela pose des problèmes pour les essais à haute vitesse pour lesquels il faut choisir un compromis entre le temps et la stabilité de la mesure.

VI.3.2.4 Plan d'expériences

On reprend le plan réalisé lors de la première campagne d'essais.

- Essais effectivement réalisés du 23 novembre au 2 décembre 1998.

Nous avons choisi pour cette campagne d'associer un plan factoriel avec un nombre de niveaux très limités à un plan ne permettant de mesurer que les effets moyens mais avec davantage de niveaux pour chaque facteur.

Un nombre de 87 essais à été réalisé, essais de fardage et essais d'alignement compris. Des impératifs de délais nous ont conduit à réduire la grille du plan d'expériences.

Paramètres	Nombre de niveaux		Niveaux fins	Niveaux grossiers
	fin	grossier		
V (m/s)	7	2	0.6 ; 1 ; 1.5 ; 1.75,2,2.5,3	1 ; 2.5
ϕ (degré)	9	2	+5 ; 0 ; -5 ; -10 ; -15 ; -20 ; -25 ; -30 ; -33	0 ; 20
θ (degré)	9	3	4 ; 3 ; 2 ; 1 ; 0 ; -1 ; -2 ; -3 ; -4	2 ; 0 ; -2
β (degré)	6	2	2 ; 0 ; -2 ; -4 ; -6 ; -10	0 ; -4
Δ (kg)	4	1	86.5 ; 91.5 ; 96.5 ; 116.5	91.5

Tableau 53 : niveaux des facteurs pour la seconde campagne d'essais

- Démontage de la maquette et de la balance

Pesage de la maquette et de la console (boulons de fixation compris)

$$M = 37.37^{\pm 0.01} \text{ kg}$$

Pesage de la colonne et de l'orienteur

$$M = 79.4^{\pm 0.15} \text{ kg}$$

L'incertitude de pesée est plus importante ici du fait des frottements entre la colonne et la balance.

Pesage des boulons de fixation de la console

$$M = 0.16^{\pm 0.001} \text{ kg}$$

Soit pour l'ensemble une masse totale de

$$M = 116.77^{\pm 0.15} \text{ kg}$$

La différence de masse avec la mesure réalisée avant les essais s'explique par la présence d'eau dans le fond du puits de dérive et par l'eau qui a pu être absorbée par la mousse de la maquette. Après avoir essuyé l'eau dans le puits de dérive et sur la carène il reste un surplus de $0.22^{\pm 0.02}$ kg par rapport à la masse initiale.

VI.3.2.5 Incertitudes

- Incertitudes sur les angles

Assiette et gîte

Dès les premières manipulations nous avons observé un jeu dans la liaison entre l'orienteur et la colonne. Durant les essais on mesure au moyen du capteur d'assiette une assiette dynamique proportionnelle aux efforts de torsion mis en jeu. Ce défaut atteint 0.15 degrés pour les vitesses importantes. Le fait que la déformation augmente régulièrement avec le

moment laisse penser qu'en plus du problème du jeu, vient s'ajouter un problème de souplesse du montage.

- **Dérive**

Sur les mesures on observe une dissymétrie des courbes en gîte et en dérive. Un défaut d'alignement de la balance par rapport au rail a été mesuré à 0.17 degrés. Cela n'explique pas complètement les défauts de symétrie mesurés.

Correction des zéros (essais à portance nulle)

Par régression linéaire on trouve le décalage du zéro de la dérive.

Pour le moment de lacet on trouve

$$\Delta\beta = 0.41 \text{ degrés}$$

Pour la portance F_y on trouve

$$\Delta\beta = 0.21 \text{ degrés}$$

Comme lors de la précédente campagne d'essais nous trouvons un décalage de deux dixième de degré.

Il y a une réelle incohérence dans ce résultat. La rigidité de la balance et la finesse des moyens de réglage devraient permettre d'obtenir une bien meilleure fiabilité sur la dérive. Comme nous trouvons une dissymétrie du même ordre lors de la campagne précédente, avec un système de mesure différent, nous l'attribuons au défaut géométrique de la carène.

- **Incertitudes sur la masse**

Une incertitude relativement élevée sur les efforts verticaux est engendrée par les frottements dans la liaison entre la balance et la colonne.

Lors de la pesée de la colonne et de l'orienteur on a pu évaluer cette incertitude à ± 0.15 kg.

On a également mesuré une différence de masse de 0.22kg entre le début et la fin des essais menés en novembre 1998. Sans qu'il soit possible de l'affirmer avec certitude, il semble probable que cette prise de masse soit due à l'infiltration d'eau dans les matériaux de la maquette et sans doute principalement dans la mousse.

- **Incertitudes sur les efforts**

Comme nous l'avons évoqué précédemment l'incertitude la plus importante est celle liée à l'évaluation des efforts verticaux d'environ 3 Newton à l'arrêt nous mesurons jusqu'à 20 Newton en essai dynamique.

VI.3.2.6 Résultats

n°	V (m/s)	ϕ (°)	β (°)	θ (°)	Δ^5 (Kg)	Fx (N)	Fy (N)	Mx (N.m)	My (N.m)	Mz (N.m)	ξ (mm)
3	0,6	0,1	0,6	0,0	0,0	-0,12	0,06	-0,01	0,13	-0,01	0,03
4	1	0,1	0,6	0,0	0,0	-0,19	0,17	0,09	0,02	-0,02	0,03
5	1,5	0,1	0,6	0,0	0,0	-0,50	0,04	0,02	0,16	-0,09	0,03
6	1,75	0,1	0,6	0,0	-0,1	-0,62	0,04	0,04	0,17	-0,15	0,03
7	2	0,1	0,6	0,0	-0,1	-1,05	-0,01	0,04	0,31	-0,19	0,03
8	2,5	0,1	0,6	0,0	-0,1	-1,56	-0,18	0,03	0,39	-0,27	0,03
9	3	0,1	0,6	0,0	-0,2	-1,91	-0,32	0,01	0,53	-0,49	0,03
10	3,5	0,1	0,6	0,0	-0,2	-2,34	-0,28	0,08	0,51	-0,49	0,03
12	1,5	0,1	0,6	0,0	0,0	-0,53	0,05	-0,03	-0,09	-0,13	0,03
13	2,5	0,1	0,6	0,0	-0,1	-1,34	-0,14	0,03	0,16	-0,29	0,03
14	3,5	0,1	0,6	0,0	-0,2	-3,29	-0,10	0,11	0,74	-0,44	0,03
15	1,75	0,0	0,0	0,1	92,5	-16,10	0,01	0,42	8,01	0,93	0,01
16	1,75	-0,1	0,0	0,1	92,7	-16,00	-0,01	0,57	7,92	0,99	0,01
17	1,75	1,0	0,0	0,1	92,3	-16,20	0,09	0,32	8,35	1,99	0,01
18	1,75	-1,0	0,0	0,1	92,8	-16,10	-0,03	0,75	8,41	0,19	0,01
19	1,75	-5,0	0,0	0,1	92,7	-16,10	-0,25	1,71	6,76	-3,18	0,01
20	1,75	5,0	0,0	0,1	92,8	-16,00	0,30	-0,59	8,15	5,22	0,01
21	1,75	-10,0	0,0	0,1	93,0	-16,00	-0,53	2,81	3,33	-7,24	0,01
22	1,75	-15,0	0,0	0,1	93,5	-15,70	-0,80	4,23	-0,37	-10,80	0,01
23	1,75	-20,0	0,0	0,1	93,7	-15,70	-1,21	5,87	-6,37	-14,10	0,01
24	1,75	-33,0	0,0	0,2	95,2	-16,30	-2,52	9,55	-23,90	-18,90	0,01
25	1,75	-25,0	0,0	0,1	94,2	-15,70	-1,64	7,55	-12,70	-16,70	0,01
26	1,75	-30,0	0,0	0,2	94,8	-16,00	-2,16	9,06	-19,30	-18,40	0,00
27	1,75	0,0	0,0	0,0	96,1	-16,60	0,20	0,66	26,70	1,13	0,73
28	1,75	0,0	-2,0	0,0	96,1	-16,50	-1,37	-2,46	27,30	-4,31	0,74
29	1,75	0,0	2,0	0,0	96,1	-16,50	1,69	3,67	27,60	6,56	0,74
30	1,75	0,0	-4,0	0,0	96,1	-16,90	-2,94	-5,55	28,30	-9,78	0,75
31	1,75	0,0	-6,0	0,0	96,1	-17,50	-4,71	-8,67	30,50	-15,40	0,78
32	1,75	0,0	-10,0	0,0	96,1	-20,00	-9,01	-15,00	37,60	-26,60	0,87
33	0,6	0,0	0,0	0,0	96,1	-1,46	0,04	0,02	2,88	0,07	0,03
34	1	0,0	0,0	0,0	96,1	-4,01	0,02	0,06	9,70	0,18	0,16
35	1,5	0,0	0,0	0,0	96,1	-10,40	-0,03	0,04	21,60	0,28	0,49
36	1,75	0,0	0,0	0,1	116,5	-18,30	-0,72	0,90	32,40	0,51	0,82
37	2	0,0	0,0	0,1	116,5	-34,00	0,03	0,56	24,20	1,15	1,26
38	2,5	0,0	0,0	0,2	116,5	-105,00	-0,37	3,76	-57,00	2,15	2,36
39	3	0,0	0,0	0,2	116,5	-162,00	2,82	6,23	-112,00	3,93	2,59
41	1,75	0,0	0,0	-3,6	116,8	-21,80	0,18	-2,79	-17,90	0,42	0,80
42	1,75	0,0	0,0	-3,6	96,4	-19,90	0,01	0,41	-30,20	0,19	0,68
43	1,75	0,0	0,0	-2,7	96,4	-18,40	0,03	0,44	-17,80	0,27	0,71
44	1,75	0,0	0,0	-1,8	96,4	-17,00	-0,03	0,40	-3,27	0,35	0,72
45	1,75	0,0	0,0	-0,8	96,4	-16,40	-0,05	0,29	13,80	0,42	0,72

⁵ Les premiers essais (3 à 14) sont les essais de fardage. La valeur indiquée pour le déplacement Δ ne représente que l'effort vertical aérodynamique qui s'exerce sur l'ensemble balance – maquette.

Annexes VI. Résultats des essais en bassin

n°	V (m/s)	ϕ (°)	β (°)	θ (°)	Δ (Kg)	Fx (N)	Fy (N)	Mx (N.m)	My (N.m)	Mz (N.m)	ξ (mm)
46	1,75	0,0	0,0	0,0	96,4	-16,50	0,00	0,35	27,80	0,56	0,75
47	1,75	0,0	0,0	0,9	96,4	-17,00	-0,06	0,19	40,20	0,58	0,81
48	1,75	0,0	0,0	1,9	96,4	-17,90	0,00	0,26	49,10	0,64	0,84
49	1,75	0	0	2,9	96,4	-19,0	0,0	0,4	56,2	0,9	0,9
50	1,75	0	0	3,8	96,4	-20,2	-0,2	0,4	62,9	1,0	1,0
51	0,6	0	0	0,1	91,4	-1,5	0,1	0,0	3,0	0,0	0,1
52	1	0	0	0,1	91,4	-3,9	0,0	0,0	9,3	0,1	0,2
53	1,5	0	0	0,1	91,4	-10,1	0,0	0,1	21,0	0,3	0,5
54	1,75	0	0	0,1	91,4	-16,0	0,0	0,3	25,3	0,5	0,7
55	2	0	0	0,1	91,4	-29,3	0,1	0,8	14,9	1,0	1,1
56	2,5	0	0	0,1	91,4	-81,4	0,7	3,1	-57,9	2,2	2,1
57	3	0	0	0,2	91,4	-126,0	2,6	6,2	-104,0	3,5	2,2
58	0,6	-20	0	0,1	91,4	-1,2	0,0	-0,3	1,7	-1,2	0,0
59	2,5	-20	0	0,2	91,4	-80,1	-21,7	-41,4	-74,5	-48,0	1,9
60	0,6	0	-4	0,1	91,4	-1,5	-0,1	-0,2	3,3	-0,6	0,1
61	2,5	0	-4	0,2	91,4	-85,1	-20,2	-39,4	-50,4	-33,0	2,1
62	0,6	-20	-4	0,1	91,4	-1,2	-0,1	-0,4	2,2	-1,9	0,1
63	1	-20	-4	0,1	91,4	-3,8	-0,6	-1,6	7,4	-5,6	0,2
64	1,5	-20	-4	0,1	91,4	-10,1	-2,6	-6,4	14,7	-15,1	0,5
65	1,75	-20	-4	0,1	91,4	-16,9	-4,9	-11,9	16,5	-24,7	0,8
66	2	-20	-4	0,1	91,4	-31,1	-10,3	-24,1	3,7	-40,1	1,2
67	2,5	-20	-4	0,2	91,4	-88,7	-41,8	-80,3	-56,5	-82,2	2,1
68	3	-20	-4	0,2	91,4	-137,0	-94,7	-157,0	-91,2	-115,0	2,3
69	0,6	-20	-4	1,9	91,4	-1,3	-0,1	-0,4	4,0	-2,3	0,1
70	2,5	0	-4	2,0	91,4	-95,6	-40,9	-77,9	-21,9	-89,6	2,4
71	2,5	0	-4	1,9	91,4	-97,8	-23,1	-43,7	-10,3	-40,8	2,5
72	0,6	0	-4	1,9	91,4	-1,5	-0,1	-0,4	4,8	-0,8	0,1
73	0,6	0	0	1,9	91,4	-1,6	0,0	0,0	4,6	0,0	0,1
74	2,5	0	0	1,9	91,4	-94,2	1,2	3,6	-18,6	3,0	2,4
75	0,6	-20	0	1,9	91,4	-1,3	0,0	0,0	3,3	-1,3	0,0
76	2,5	-20	0	2,0	91,4	-87,3	-18,5	-35,8	-39,8	-47,7	2,1
77	0,6	-20	0	-1,8	91,4	-1,4	0,1	0,1	-0,9	-0,9	0,0
78	2,5	-20	0	-1,7	91,4	-78,9	-21,8	-41,0	-111,0	-44,1	1,7
79	3,5	0	0	-1,6	91,4	-131,0	2,7	6,0	-147,0	2,2	1,4
80	2,5	0	0	-1,7	91,4	-75,1	0,3	2,4	-101,0	1,3	1,8
81	0,6	0	0	-1,8	91,4	-1,5	0,1	-0,1	1,3	0,0	0,0
82	0,6	0	-4	-1,8	91,4	-1,6	0,0	-0,3	0,9	-0,5	0,0
83	2,5	0	-4	-1,7	91,4	-78,6	-17,9	-36,0	-97,4	-25,2	1,9
84	2,5	-20	-4	-1,7	91,4	-87,0	-39,6	-77,2	-94,0	-69,5	1,9
85	0,6	-20	-4	-1,8	91,4	-1,5	-0,2	-0,6	0,0	-1,4	0,0
86	1,75	0	0	-1,8	86,4	-15,7	-0,1	0,3	-3,4	0,3	0,7
87	1,75	0	0	0,0	86,4	-15,5	0,0	0,2	24,2	0,4	0,7

VI.3.3 Troisième Campagne d'essais (carène avec dérive)

Cette campagne a été menée avec carène et dérive en position basse.

Elle a fait l'objet du stage de recherche pour le DEA de B. KALMA [37]. L'originalité de cette campagne a été le soin particulier apporté à la planification. Un plan de résolution 5 a été construit à partir des tables de références que l'on trouve dans l'ouvrage de D. BENOIST [3].

L'intérêt d'un tel plan est de permettre d'évaluer les interactions d'ordre 2 entre les paramètres.

Le plan principal comprend 128 essais.

64 essais complémentaires ont été effectués afin de constituer un plan factoriel complet sur 4 des 5 paramètres retenus (la vitesse d'avance, la gîte, la dérive, l'assiette).

Le plan factoriel permet de calculer le modèle complet en fonction des 4 paramètres et notamment de déterminer les interactions d'ordre élevé que les campagnes précédentes ne permettaient pas d'évaluer. On peut ainsi vérifier si la contribution des termes d'ordre supérieur à 2 est effectivement négligeable et si le modèle issu du plan de résolution 5 est adéquat.

Le nombre total d'essais pour le plan complet et le plan de résolution 5 est donc de 192 essais. Seuls 128 essais seront réalisés en juin 1999, les 64 essais restants seront réalisés en octobre.

Un balayage fin pour chaque paramètre a été réalisé afin de contrôler la pertinence de l'interpolation entre les niveaux des paramètres.

- Détermination des efforts hydrostatiques

Pour chaque essai on effectue, avant l'essai proprement dit, une mesure des efforts et des déplacements. On appelle cette mesure "la prise des zéros" car elle est retranchée aux mesures totales, ce qui permet d'identifier précisément les efforts hydrodynamiques. Cette mesure dépend :

- des raideurs hydrostatiques de la carène,
- de la position des masses d'équilibrage et du poids de la maquette (qui se délance suivant la position de la maquette,
- du réglage à zéro des capteurs.

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{efforts} \\ \text{mesurés} \end{array} \right\} = \left\{ \begin{array}{l} \text{efforts} \\ \text{"à vide"} \end{array} \right\} + \left\{ \begin{array}{l} \text{efforts de} \\ \text{pesanteur} \end{array} \right\} + \left\{ \begin{array}{l} \text{efforts} \\ \text{hydrostatiques} \end{array} \right\} \dots$$

$$+ \left\{ \begin{array}{l} \text{efforts} \\ \text{hydrodynamiques} \end{array} \right\}$$

– *Mesures des déplacements.*

La position de référence de la maquette est la position définie par les valeurs nominales de la position et de l'attitude de la maquette par rapport à la surface libre (déplacement 91.5 kg, gîte nulle, assiette nulle, dérive nulle). Les déplacements mesurés lors de « la prise des zéros » donnent donc la position de la maquette dans le référentiel lié à la surface libre en relation avec les efforts statiques mesurés simultanément.

– *Mesures des efforts.*

Les efforts statiques de référence sont les efforts statiques mesurés lorsque la maquette est dans sa position nominale. Si l'on retranche ces efforts à ceux mesurés lors de la prise des zéros on obtient les raideurs hydrostatiques de la carène relatives aux déplacements mesurés simultanément, au déplacement du poids de la maquette et des masses d'équilibrages près.

VI.3.3.2 Plan d'expériences des essais hydrodynamiques

n° d'essais	Déplacement	Assiette	gîte	dérive	vitesse
7	94	-2	0	0	1
8	94	-2	0	0	1,5
9	94	-2	0	-4	1,75
10	94	-2	0	-4	2,5
11	94	-2	-10	0	1
12	94	-2	-10	0	1,5
13	94	-2	-10	-4	1,75
14	94	-2	-10	-4	2,5
15	94	-2	-20	0	1,75
16	94	-2	-20	0	2,5
17	94	-2	-20	-4	1
18	94	-2	-20	-4	1,5
19	94	-2	-30	0	1,75
20	94	-2	-30	0	2,5
21	94	-2	-30	-4	1
22	94	-2	-30	-4	1,5
23	94	0	0	0	1
24	94	0	0	0	1,5
25	94	0	0	-4	1,75
26	94	0	0	-4	2,5
27	94	0	-10	0	1
28	94	0	-10	0	1,5
29	94	0	-10	-4	1,75
30	94	0	-10	-4	2,5
31	94	0	-20	0	1,75
32	94	0	-20	0	2,5
33	94	0	-20	-4	1
34	94	0	-20	-4	1,5
35	94	0	-30	0	1,75
36	94	0	-30	0	2,5
37	94	0	-30	-4	1
38	94	0	-30	-4	1,5
39	94	1	0	0	1,75
40	94	1	0	0	2,5
41	94	1	0	-4	1
42	94	1	0	-4	1,5
43	94	1	-10	0	1,75
44	94	1	-10	0	2,5
45	94	1	-10	-4	1
46	94	1	-10	-4	1,5
47	94	1	-20	0	1
48	94	1	-20	0	1,5
49	94	1	-20	-4	1,75
50	94	1	-20	-4	2,5
51	94	1	-30	0	1

Annexes VI. Résultats des essais en bassin

n° d'essais	Déplacement	Assiette	gîte	dérive	vitesse
52	94	1	-30	0	1,5
53	94	1	-30	-4	1,75
54	94	1	-30	-4	2,5
55	94	2	0	0	1,75
56	94	2	0	0	2,5
57	94	2	0	-4	1
58	94	2	0	-4	1,5
59	94	2	-10	0	1,75
60	94	2	-10	0	2,5
61	94	2	-10	-4	1
62	94	2	-10	-4	1,5
63	94	2	-20	0	1
64	94	2	-20	0	1,5
65	94	2	-20	-4	1,75
66	94	2	-20	-4	2,5
67	94	2	-30	0	1
68	94	2	-30	0	1,5
69	94	2	-30	-4	1,75
70	94	2	-30	-4	2,5
71	99	-2	0	0	1
72	99	-2	0	0	1,5
73	99	-2	0	-4	1,75
74	99	-2	0	-4	2,5
75	99	-2	-10	0	1
76	99	-2	-10	0	1,5
77	99	-2	-10	-4	1,75
78	99	-2	-10	-4	2,5
79	99	-2	-20	0	1,75
80	99	-2	-20	0	2,5
81	99	-2	-20	-4	1
82	99	-2	-20	-4	1,5
83	99	-2	-30	0	1,75
84	99	-2	-30	0	2,5
85	99	-2	-30	-4	1
86	99	-2	-30	-4	1,5
87	99	0	0	0	1
88	99	0	0	0	1,5
89	99	0	0	-4	1,75
90	99	0	0	-4	2,5
91	99	0	-10	0	1
92	99	0	-10	0	1,5
93	99	0	-10	-4	1,75
94	99	0	-10	-4	2,5
95	99	0	-20	0	1,75
96	99	0	-20	0	2,5
97	99	0	-20	-4	1
98	99	0	-20	-4	1,5

Annexes VI. Résultats des essais en bassin

n° d'essais	Déplacement	Assiette	gîte	dérive	vitesse
99	99	0	-30	0	1,75
100	99	0	-30	0	2,5
101	99	0	-30	-4	1
102	99	0	-30	-4	1,5
103	99	1	0	0	1,75
104	99	1	0	0	2,5
105	99	1	0	-4	1
106	99	1	0	-4	1,5
107	99	1	-10	0	1,75
108	99	1	-10	0	2,5
109	99	1	-10	-4	1
110	99	1	-10	-4	1,5
111	99	1	-20	0	1
112	99	1	-20	0	1,5
113	99	1	-20	-4	1,75
114	99	1	-20	-4	2,5
115	99	1	-30	0	1
116	99	1	-30	0	1,5
117	99	1	-30	-4	1,75
118	99	1	-30	-4	2,5
119	99	2	0	0	1,75
120	99	2	0	0	2,5
121	99	2	0	-4	1
122	99	2	0	-4	1,5
123	99	2	-10	0	1,75
124	99	2	-10	0	2,5
125	99	2	-10	-4	1
126	99	2	-10	-4	1,5
127	99	2	-20	0	1
128	99	2	-20	0	1,5
129	99	2	-20	-4	1,75
130	99	2	-20	-4	2,5
131	99	2	-30	0	1
132	99	2	-30	0	1,5
133	99	2	-30	-4	1,75
134	99	2	-30	-4	2,5

VI.3.3.3 Balayages fins

- En vitesse

deux balayages :

$$\Delta = 94, \phi = 0, \theta = 0, \psi = 0$$

essai	vitesse
1	0,6
2	0,7
3	0,8
4	0,9
5	2
6	3

$$\Delta = 94, \phi = -20, \theta = 0, \psi = -4$$

essai	vitesse
7	0,6
8	0,7
9	0,8
10	0,9
11	2
12	3

- En dérive

$$\Delta = 94, \phi = 0, \theta = 0, V = 1.75m/s$$

essai	dérive
13	2
14	-2
15	-6
16	-10

- En gîte

$$\Delta = 94, \psi = 0, \theta = 0, V = 1.75m/s$$

essai	gîte
17	5
18	-5
19	-15
20	-25
21	-33

- En assiette

deux balayages :

$$\Delta = 94, \phi = 0, \psi = 0, v = 1.75m/s$$

essai	assiette
22	-3
23	-1
24	1
25	3
26	4

$$\Delta = 94, \phi = -20, \psi = -4, v = 1.75m/s$$

essai	assiette
27	-3
28	-1
29	1
30	3
31	4

VI.3.3.4 Résultats de juin 99

▪ Efforts

n°	V (m/s)	ϕ (°)	θ (°)	β (°)	Δ (Kg)	Durée (s)	Fx (N)	Fy (N)	Fz (N)	Mx (N.m)	My (N.m)	Mz (N.m)
7	1	0	-2	0	94	22.14	-4,57	-0,04	-7,88	0,16	1,91	-0,10
8	1.5	0	-2	0	94	15.66	-11,77	0,44	-8,76	0,27	-14,84	-0,10
9	1.75	0	-2	-4	94	13.42	-20,76	-77,06	-11,38	-14,61	-24,66	-22,77
10	2.5	0	-2	-4	94	9.60	-87,41	-171,37	-20,03	-32,81	-212,79	-56,80
11	1	-10	-2	0	94	17.25	-4,73	-3,28	-5,14	-1,56	-4,74	-1,83
12	1.5	-10	-2	0	94	19.45	-11,69	-8,56	-4,68	-3,85	-16,65	-5,09
13	1.75	-10	-2	-4	94	16.32	-21,30	-84,18	-10,21	-21,65	-28,83	-29,31
14	2.5	-10	-2	-4	94	9.60	-91,81	-183,62	-23,24	-45,44	-220,69	-71,62
15	1.75	-20	-2	0	94	14.45	-18,95	-13,51	-8,56	-10,00	-37,35	-13,39
16	2.5	-20	-2	0	94	10.00	-84,62	-35,27	-13,98	-16,43	-227,25	-33,15
17	1	-20	-2	-4	94	16.59	-5,48	-28,31	-1,61	-9,03	-5,42	-8,73
18	1.5	-20	-2	-4	94	14.46	-14,06	-61,84	-6,60	-21,51	-19,16	-21,70
19	1.75	-30	-2	0	94	14.40	-19,69	-8,36	-6,58	-10,39	-42,35	-13,88
20	2.5	-30	-2	0	94	6.40	-89,84	-31,17	-12,27	-18,79	-237,08	-34,86
21	1	-30	-2	-4	94	20.61	-5,93	-21,52	-8,21	-12,12	-9,42	-7,66
22	1.5	-30	-2	-4	94	11.50	-14,98	-39,21	-4,85	-21,87	-24,86	-17,79
23	1	0	0	0	94	17.41	-4,63	0,71	-9,01	0,17	3,75	0,13
24	1.5	0	0	0	94	17.60	-11,42	1,61	-11,55	0,61	6,81	0,21
25	1.75	0	0	-4	94	12.80	-20,15	-78,14	-10,16	-13,73	6,86	-25,54
26	2.5	0	0	-4	94	11.03	-94,94	-175,49	-17,91	-33,82	-173,62	-66,99
27	1	-10	0	0	94	17.60	-4,62	-1,51	-2,50	-0,78	2,93	-2,07
28	1.5	-10	0	0	94	17.60	-11,15	-5,02	-2,60	-2,09	3,87	-5,78
29	1.75	-10	0	-4	94	12.35	-20,39	-80,51	-12,33	-18,36	0,76	-31,98
30	2.5	-10	0	-4	94	10.35	-96,43	-170,72	-20,48	-43,43	-183,23	-80,30
31	1.75	-20	0	0	94	12.80	-17,29	-7,11	-8,53	-6,42	-12,14	-13,93
32	2.5	-20	0	0	94	10.54	-71,71	-8,91	-10,40	-10,45	-177,65	-35,80
33	1	-20	0	-4	94	12.81	-5,18	-24,24	-6,38	-7,74	1,16	-9,21
34	1.5	-20	0	-4	94	13.38	-12,75	-55,55	-7,43	-17,11	-1,20	-23,65
35	1.75	-30	0	0	94	13.64	-17,86	-0,88	-6,19	-6,55	-24,99	-15,12
36	2.5	-30	0	0	94	9.60	-87,86	-6,52	-11,66	-8,75	-208,83	-40,13
37	1	-30	0	-4	94	17.60	-5,20	-18,50	-6,64	-9,45	-2,26	-8,45
38	1.5	-30	0	-4	94	15.99	-12,81	-35,44	-6,42	-18,23	-9,93	-20,61
39	1.75	0	1	0	94	11.48	-18,42	1,94	-8,23	0,41	13,74	0,10
40	2.5	0	1	0	94	8.90	-93,22	2,64	-13,90	1,88	-165,07	-0,05
41	1	0	1	-4	94	12.92	-5,51	-26,19	-7,41	-4,62	6,83	-7,37
42	1.5	0	1	-4	94	17.60	-13,49	-56,03	-10,91	-9,45	16,16	-17,76
43	1.75	-10	1	0	94	16.11	-18,11	-1,30	-9,26	-2,10	10,49	-7,76
44	2.5	-10	1	0	94	8.58	-92,06	3,82	-13,47	-3,89	-169,35	-17,03
45	1	-10	1	-4	94	22.40	-5,40	-25,75	-5,52	-5,46	6,16	-9,06
46	1.5	-10	1	-4	94	14.86	-13,22	-58,67	-8,87	-12,05	14,11	-23,00
47	1	-20	1	0	94	17.60	-4,45	-0,97	-5,24	-1,34	3,39	-3,55
48	1.5	-20	1	0	94	17.60	-10,98	-3,91	-6,66	-3,03	4,41	-9,08

Annexes VI. Résultats des essais en bassin

n°	V (m/s)	ϕ (°)	θ (°)	β (°)	Δ (Kg)	Durée (s)	Fx (N)	Fy (N)	Fz (N)	Mx (N.m)	My (N.m)	Mz (N.m)
49	1.75	-20	1	-4	94	15.06	-20,22	-68,06	-6,26	-20,52	2,09	-35,92
50	2.5	-20	1	-4	94	9.28	-101,20	-136,42	-15,43	-47,87	-181,47	-87,57
51	1	-30	1	0	94	17.60	-4,21	0,88	-4,82	-1,39	0,69	-3,50
52	1.5	-30	1	0	94	16.49	-10,66	-0,04	-6,20	-3,23	-4,19	-9,74
53	1.75	-30	1	-4	94	12.05	-19,64	-41,39	-6,67	-20,66	-11,49	-32,58
54	2.5	-30	1	-4	94	9.23	-97,88	-96,23	-11,97	-46,07	-194,35	-82,17
55	1.75	0	2	0	94	14.30	-19,38	2,66	-4,43	0,80	22,71	0,25
56	2.5	0	2	0	94	8.58	-100,00	3,65	-11,95	2,56	-152,99	0,21
57	1	0	2	-4	94	25.43	-5,47	-26,61	-10,66	-4,79	8,45	-7,46
58	1.5	0	2	-4	94	17.60	-13,87	-58,46	-7,58	-9,83	19,54	-18,96
59	1.75	-10	2	0	94	15.55	-18,89	1,26	-2,04	-0,81	17,89	-7,32
60	2.5	-10	2	0	94	11.20	-98,54	13,60	-10,15	-1,43	-156,46	-14,03
61	1	-10	2	-4	94	17.60	-5,36	-25,13	-2,70	-5,18	8,28	-9,18
62	1.5	-10	2	-4	94	19.20	-13,45	-55,59	-3,94	-10,83	18,05	-22,88
63	1	-20	2	0	94	20.80	-4,53	1,00	-5,95	-0,77	4,83	-3,47
64	1.5	-20	2	0	94	17.60	-11,55	1,35	-8,02	-1,42	11,12	-8,28
65	1.75	-20	2	-4	94	17.60	-20,39	-64,47	-7,39	-18,20	12,35	-36,45
66	2.5	-20	2	-4	94	9.43	-104,92	-125,47	-13,30	-44,09	-166,98	-89,36
67	1	-30	2	0	94	17.60	-4,37	2,50	-4,82	-0,43	3,00	-3,66
68	1.5	-30	2	0	94	15.55	-10,92	2,93	-6,07	-1,45	2,66	-10,13
69	1.75	-30	2	-4	94	17.60	-19,56	-39,24	-8,32	-18,68	-2,81	-34,19
70	2.5	-30	2	-4	94	9.60	-100,74	-84,67	-11,56	-41,53	-183,17	-84,57
71	1	0	-2	0	99	17.60	-4,82	0,00	-0,39	0,05	-3,38	-0,07
72	1.5	0	-2	0	99	16.39	-12,45	0,75	-6,56	0,24	-14,86	-0,03
73	1.75	0	-2	-4	99	15.49	-21,28	-79,14	-9,86	-14,89	-23,73	-23,80
74	2.5	0	-2	-4	99	9.60	-92,44	-173,03	-15,56	-33,46	-220,30	-59,01
75	1	-10	-2	0	99	15.84	-4,87	-3,54	-4,74	-1,53	-4,90	-1,99
76	1.5	-10	-2	0	99	19.20	-12,11	-8,70	-5,63	-3,85	-16,22	-5,44
77	1.75	-10	-2	-4	99	17.60	-22,36	-86,40	-9,58	-21,99	-26,94	-30,65
78	2.5	-10	-2	-4	99	11.44	-96,81	-187,15	-18,11	-45,89	-225,77	-75,43
79	1.75	-20	-2	0	99	14.80	-19,78	-14,73	-6,17	-9,97	-38,30	-14,59
80	2.5	-20	-2	0	99	10.60	-89,39	-36,96	-10,66	-16,35	-235,78	-36,00
81	1	-20	-2	-4	99	25.36	-5,71	-29,59	-3,83	-9,80	-6,24	-9,23
82	1.5	-20	-2	-4	99	11.05	-14,69	-62,21	-4,56	-21,27	-19,80	-22,30
83	1.75	-30	-2	0	99	17.60	-20,80	-7,57	-5,04	-10,40	-45,25	-15,08
84	2.5	-30	-2	0	99	11.20	-94,54	-32,41	-9,92	-18,87	-248,67	-38,26
85	1	-30	-2	-4	99	27.20	-6,11	-22,69	-7,06	-12,34	-10,19	-8,09
86	1.5	-30	-2	-4	99	11.47	-15,46	-42,37	-6,26	-23,58	-26,60	-19,32
87	1	0	0	0	99	27.20	-4,79	0,79	-2,91	0,30	5,13	0,14
88	1.5	0	0	0	99	11.18	-11,90	0,47	-3,36	0,28	7,73	-0,27
89	1.75	0	0	-4	99	14.40	-20,71	-80,59	-3,74	-13,98	8,32	-26,52
90	2.5	0	0	-4	99	11.20	-99,85	-179,14	-7,77	-34,65	-181,14	-69,82
91	1	-10	0	0	99	22.20	-4,64	-2,20	-2,09	-0,92	3,53	-2,42
92	1.5	-10	0	0	99	19.20	-11,44	-4,01	-1,73	-1,96	4,87	-5,52
93	1.75	-10	0	-4	99	13.85	-21,16	-83,26	-2,28	-18,20	2,04	-33,61
94	2.5	-10	0	-4	99	8.92	-102,16	-176,47	-6,12	-43,63	-193,76	-85,47

Annexes VI. Résultats des essais en bassin

n°	V (m/s)	ϕ (°)	θ (°)	β (°)	Δ (Kg)	Durée (s)	Fx (N)	Fy (N)	Fz (N)	Mx (N.m)	My (N.m)	Mz (N.m)
95	1.75	-20	0	0	99	17.60	-17,77	-7,85	-6,00	-6,18	-11,69	-14,72
96	2.5	-20	0	0	99	9.98	-90,79	-9,78	-11,76	-10,12	-199,28	-35,27
97	1	-20	0	-4	99	11.19	-5,31	-24,68	-5,27	-7,56	1,65	-9,62
98	1.5	-20	0	-4	99	17.04	-13,21	-57,69	-6,52	-17,39	-1,04	-24,79
99	1.75	-30	0	0	99	15.06	-18,16	-3,81	-2,86	-6,75	-24,54	-17,23
100	2.5	-30	0	0	99	10.13	-91,74	-5,05	-8,21	-8,23	-215,92	-42,43
101	1	-30	0	-4	99	8.71	-5,34	-19,29	-8,20	-9,72	-2,53	-8,94
102	1.5	-30	0	-4	99	17.78	-13,16	-37,06	-8,51	-18,89	-10,52	-21,76
103	1.75	0	1	0	99	15.82	-18,73	-1,85	-0,10	-0,30	15,93	-1,31
104	2.5	0	1	0	99	10.93	-98,42	-0,63	-10,03	1,97	-169,90	-1,48
105	1	0	1	-4	99	27.19	-5,50	-28,00	-4,08	-4,89	8,38	-7,76
106	1.5	0	1	-4	99	17.60	-13,55	-60,72	-5,29	-9,93	17,78	-19,34
107	1.75	-10	1	0	99	14.49	-18,39	-3,60	-3,55	-2,18	12,78	-8,94
108	2.5	-10	1	0	99	9.60	-97,15	1,59	-6,61	-3,56	-174,30	-18,65
109	1	-10	1	-4	99	16.00	-5,34	-28,59	-4,49	-6,05	7,55	-10,04
110	1.5	-10	1	-4	99	17.60	-13,43	-58,78	-5,16	-11,77	14,61	-23,28
111	1	-20	1	0	99	19.20	-4,48	1,29	-5,92	-0,83	4,02	-3,00
112	1.5	-20	1	0	99	17.60	-11,10	-4,37	-6,82	-3,13	5,28	-9,84
113	1.75	-20	1	-4	99	14.40	-20,81	-72,14	-7,29	-21,34	1,96	-38,39
114	2.5	-20	1	-4	99	10.20	-105,87	-144,34	-11,17	-48,76	-191,72	-93,76
115	1	-30	1	0	99	22.40	-4,44	0,94	-4,73	-1,38	0,72	-3,78
116	1.5	-30	1	0	99	11.20	-10,96	-1,82	-4,64	-3,67	-3,90	-11,03
117	1.75	-30	1	-4	99	14.14	-20,38	-44,00	-5,48	-21,16	-12,79	-35,15
118	2.5	-30	1	-4	99	9.60	-103,74	-101,58	-8,86	-47,84	-206,52	-88,20
119	1.75	0	2	0	99	16.88	-19,72	0,79	-3,18	0,39	23,80	-0,57
120	2.5	0	2	0	99	8.40	-105,01	3,17	-14,13	3,10	-154,89	-0,04
121	1	0	2	-4	99	17.60	-5,64	-27,03	-2,01	-4,91	9,04	-7,84
122	1.5	0	2	-4	99	14.40	-14,45	-55,88	-5,95	-9,94	19,72	-18,91
123	1.75	-10	2	0	99	12.88	-18,97	-3,07	-13,55	-2,81	21,05	-9,34
124	2.5	-10	2	0	99	9.09	-103,32	8,48	-12,04	-3,32	-162,89	-17,08
125	1	-10	2	-4	99	17.60	-5,52	-26,12	-8,92	-5,82	8,60	-9,83
126	1.5	-10	2	-4	99	16.00	-14,26	-53,75	-9,27	-11,65	17,73	-23,37
127	1	-20	2	0	99	17.60	-4,55	2,21	-12,41	-1,17	5,39	-3,13
128	1.5	-20	2	0	99	11.20	-11,90	-2,48	-11,32	-3,00	10,97	-10,12
129	1.75	-20	2	-4	99	13.62	-21,03	-63,28	-11,81	-18,19	13,26	-37,07
130	2.5	-20	2	-4	99	11.79	-108,82	-132,68	-16,40	-45,47	-167,80	-94,59
131	1	-30	2	0	99	22.40	-4,46	2,02	-7,25	-1,06	3,11	-3,99
132	1.5	-30	2	0	99	17.60	-11,19	2,56	-3,54	-1,11	2,85	-10,55
133	1.75	-30	2	-4	99	16.00	-20,18	-40,85	-7,38	-18,65	-1,59	-35,78
134	2.5	-30	2	-4	99	9.60	-105,35	-88,90	-17,11	-43,64	-185,57	-89,75

▪ Déformations

n° essai	dx (m)	dy (m)	dφ (rad)	dθ (rad)	dψ (rad)
7	-2.00E-05	2.60E-06	-5.43E-05	6.10E-03	-8.98E-06
8	-5.11E-05	5.12E-06	-3.24E-05	6.06E-03	-9.54E-06
9	-9.00E-05	-4.21E-04	-3.42E-03	6.06E-03	-4.59E-04
10	-3.82E-04	-9.40E-04	-8.01E-03	2.10E-03	-1.14E-03
11	-2.00E-05	-1.48E-05	7.07E-04	6.50E-03	-5.16E-05
12	-5.06E-05	-4.38E-05	4.17E-04	6.42E-03	-1.28E-04
13	-9.27E-05	-4.58E-04	-2.94E-03	6.30E-03	-6.19E-04
14	-4.01E-04	-1.01E-03	-7.86E-03	2.38E-03	-1.58E-03
15	-8.33E-05	-7.29E-05	6.29E-04	7.03E-03	-3.30E-04
16	-3.71E-04	-1.92E-04	-4.44E-04	2.92E-03	-9.50E-04
17	-2.44E-05	-1.53E-04	3.98E-04	7.40E-03	-1.88E-04
18	-6.18E-05	-3.37E-04	-1.33E-03	7.28E-03	-4.68E-04
19	-8.89E-05	-3.44E-05	9.71E-04	8.25E-03	-3.67E-04
20	-3.94E-04	-1.71E-04	-2.74E-04	4.17E-03	-1.15E-03
21	-2.66E-05	-1.18E-04	7.59E-04	8.69E-03	-1.76E-04
22	-6.65E-05	-2.15E-04	-2.77E-04	8.53E-03	-4.16E-04
23	-1.70E-05	-7.34E-06	1.49E-03	-1.08E-03	3.36E-05
24	-4.69E-05	-2.25E-06	1.54E-03	-5.91E-04	3.54E-05
25	-8.50E-05	-4.39E-04	-2.27E-03	-1.68E-04	-4.51E-04
26	-4.13E-04	-9.70E-04	-7.08E-03	-3.31E-03	-1.23E-03
27	-2.03E-05	-8.10E-06	6.99E-04	1.03E-03	-4.85E-05
28	-4.89E-05	-2.73E-05	5.09E-04	1.41E-03	-1.30E-04
29	-8.74E-05	-4.54E-04	-3.19E-03	1.60E-03	-6.16E-04
30	-4.20E-04	-9.47E-04	-7.81E-03	-1.66E-03	-1.66E-03
31	-7.54E-05	-3.89E-05	7.49E-04	2.70E-03	-3.27E-04
32	-3.14E-04	-4.88E-05	5.52E-04	-1.06E-03	-9.40E-04
33	-2.23E-05	-1.30E-04	8.13E-05	2.37E-03	-1.92E-04
34	-5.52E-05	-3.01E-04	-1.49E-03	2.69E-03	-4.84E-04
35	-7.81E-05	-5.08E-06	1.01E-03	4.24E-03	-3.83E-04
36	-3.85E-04	-3.55E-05	7.64E-04	5.17E-04	-1.23E-03
37	-2.28E-05	-1.01E-04	4.24E-04	4.28E-03	-1.81E-04
38	-5.62E-05	-1.93E-04	-5.28E-04	4.36E-03	-4.45E-04
39	-8.06E-05	1.09E-05	1.03E-04	-1.16E-03	3.66E-06
40	-4.08E-04	1.51E-05	1.81E-04	-4.25E-03	1.40E-06
41	-2.45E-05	-1.43E-04	-1.41E-03	-2.16E-03	-1.33E-04
42	-6.00E-05	-3.06E-04	-2.80E-03	-1.34E-03	-3.24E-04
43	-7.92E-05	-6.95E-06	5.94E-04	-6.37E-04	-1.79E-04
44	-4.03E-04	2.15E-05	7.69E-04	-3.84E-03	-4.94E-04
45	-2.41E-05	-1.40E-04	-6.85E-04	-1.65E-03	-1.73E-04
46	-5.81E-05	-3.20E-04	-2.25E-03	-9.04E-04	-4.40E-04
47	-1.94E-05	-5.47E-06	9.99E-04	-1.92E-05	-8.21E-05
48	-4.77E-05	-2.14E-05	8.31E-04	3.74E-04	-2.10E-04
49	-8.89E-05	-3.73E-04	-2.42E-03	5.88E-04	-7.21E-04
50	-4.45E-04	-7.45E-04	-6.13E-03	-2.43E-03	-1.97E-03
51	-1.86E-05	4.13E-06	1.05E-03	2.00E-03	-8.82E-05

n° essai	dx (m)	dy (m)	dφ (rad)	dθ (rad)	dψ (rad)
52	-4.68E-05	-8.59E-07	9.65E-04	2.12E-03	-2.40E-04
53	-8.64E-05	-2.27E-04	-1.18E-03	2.08E-03	-6.96E-04
54	-4.28E-04	-5.28E-04	-4.21E-03	-1.15E-03	-2.03E-03
55	-8.47E-05	1.44E-05	1.54E-04	-3.25E-03	6.54E-06
56	-4.38E-04	1.98E-05	2.51E-04	-5.85E-03	6.35E-06
57	-2.39E-05	-1.46E-04	-1.55E-03	-4.59E-03	-1.28E-04
58	-6.06E-05	-3.20E-04	-3.01E-03	-3.42E-03	-3.34E-04
59	-8.26E-05	6.72E-06	6.47E-04	-2.72E-03	-1.72E-04
60	-4.32E-04	7.50E-05	1.18E-03	-5.43E-03	-4.51E-04
61	-2.39E-05	-1.37E-04	-8.64E-04	-4.02E-03	-1.69E-04
62	-5.98E-05	-3.04E-04	-2.29E-03	-3.09E-03	-4.29E-04
63	-2.00E-05	5.36E-06	9.64E-04	-2.40E-03	-8.02E-05
64	-5.09E-05	7.56E-06	9.67E-04	-1.78E-03	-1.97E-04
65	-8.99E-05	-3.53E-04	-2.46E-03	-1.40E-03	-7.21E-04
66	-4.60E-04	-6.87E-04	-5.83E-03	-4.05E-03	-1.99E-03
67	-1.93E-05	1.34E-05	9.92E-04	-3.06E-04	-9.16E-05
68	-4.78E-05	1.59E-05	9.95E-04	9.78E-06	-2.49E-04
69	-8.59E-05	-2.15E-04	-1.31E-03	8.27E-05	-7.21E-04
70	-4.41E-04	-4.64E-04	-3.89E-03	-2.90E-03	-2.08E-03
71	-2.11E-05	4.73E-07	-9.38E-06	6.21E-03	-4.59E-06
72	-5.27E-05	-1.01E-06	-3.12E-05	6.09E-03	1.67E-06
73	-9.16E-05	-4.38E-04	-3.54E-03	6.13E-03	-4.76E-04
74	-4.03E-04	-9.54E-04	-8.16E-03	2.10E-03	-1.18E-03
75	-2.13E-05	-1.84E-05	7.67E-04	6.67E-03	-5.09E-05
76	-5.32E-05	-4.72E-05	4.83E-04	6.55E-03	-1.31E-04
77	-9.79E-05	-4.72E-04	-2.97E-03	6.47E-03	-6.41E-04
78	-4.24E-04	-1.02E-03	-7.98E-03	2.54E-03	-1.65E-03
79	-8.64E-05	-7.99E-05	6.27E-04	7.11E-03	-3.57E-04
80	-3.92E-04	-2.01E-04	-4.87E-04	2.93E-03	-1.02E-03
81	-2.52E-05	-1.60E-04	4.03E-04	7.51E-03	-1.99E-04
82	-6.45E-05	-3.39E-04	-1.29E-03	7.43E-03	-4.81E-04
83	-9.09E-05	-4.09E-05	9.83E-04	8.55E-03	-4.02E-04
84	-4.15E-04	-1.77E-04	-2.59E-04	4.26E-03	-1.24E-03
85	-2.68E-05	-1.24E-04	8.05E-04	8.99E-03	-1.86E-04
86	-6.77E-05	-2.32E-04	-3.43E-04	8.83E-03	-4.47E-04
87	-1.83E-05	-1.97E-06	1.51E-03	-8.99E-04	2.96E-05
88	-4.95E-05	-3.69E-06	1.49E-03	-4.00E-04	2.17E-05
89	-8.85E-05	-4.48E-04	-2.38E-03	6.08E-05	-4.73E-04
90	-4.35E-04	-9.86E-04	-7.30E-03	-3.17E-03	-1.29E-03
91	-2.01E-05	-1.18E-05	7.04E-04	1.01E-03	-5.52E-05
92	-4.99E-05	-2.13E-05	5.92E-04	1.43E-03	-1.25E-04
93	-9.24E-05	-4.56E-04	-3.23E-03	1.71E-03	-6.61E-04
94	-4.49E-04	-9.64E-04	-8.01E-03	-1.73E-03	-1.78E-03
95	-7.75E-05	-4.27E-05	7.63E-04	2.64E-03	-3.44E-04
96	-3.98E-04	-5.36E-05	5.82E-04	-9.98E-04	-1.00E-03
97	-2.30E-05	-1.35E-04	1.05E-04	2.27E-03	-1.94E-04
98	-5.74E-05	-3.16E-04	-1.55E-03	2.60E-03	-5.00E-04

n° essai	dx (m)	dy (m)	dφ (rad)	dθ (rad)	dψ (rad)
99	-7.94E-05	-2.10E-05	9.36E-04	4.23E-03	-4.24E-04
100	-4.02E-04	-2.82E-05	8.83E-04	4.25E-04	-1.30E-03
101	-2.33E-05	-1.06E-04	4.61E-04	4.26E-03	-1.90E-04
102	-5.71E-05	-2.03E-04	-5.37E-04	4.33E-03	-4.67E-04
103	-8.20E-05	-1.02E-05	-6.71E-05	-1.08E-03	-2.25E-05
104	-4.31E-04	-3.38E-06	5.15E-05	-4.22E-03	-2.50E-05
105	-2.41E-05	-1.53E-04	-1.48E-03	-2.17E-03	-1.39E-04
106	-5.92E-05	-3.32E-04	-3.00E-03	-1.25E-03	-3.52E-04
107	-8.04E-05	-1.98E-05	5.18E-04	-6.71E-04	-2.01E-04
108	-4.26E-04	8.98E-06	7.02E-04	-3.91E-03	-5.32E-04
109	-2.34E-05	-1.56E-04	-7.80E-04	-1.76E-03	-1.89E-04
110	-5.89E-05	-3.21E-04	-2.22E-03	-1.02E-03	-4.43E-04
111	-1.94E-05	7.79E-06	1.18E-03	-7.14E-05	-7.26E-05
112	-4.85E-05	-2.31E-05	8.82E-04	3.46E-04	-2.25E-04
113	-9.10E-05	-3.94E-04	-2.54E-03	5.56E-04	-7.68E-04
114	-4.63E-04	-7.89E-04	-6.46E-03	-2.61E-03	-2.09E-03
115	-1.95E-05	4.92E-06	1.16E-03	2.06E-03	-9.43E-05
116	-4.82E-05	-1.03E-05	9.77E-04	2.21E-03	-2.67E-04
117	-8.94E-05	-2.41E-04	-1.21E-03	2.17E-03	-7.47E-04
118	-4.54E-04	-5.55E-04	-4.42E-03	-1.19E-03	-2.16E-03
119	-8.64E-05	3.99E-06	6.37E-05	-3.30E-03	-8.80E-06
120	-4.58E-04	1.13E-05	1.60E-04	-5.77E-03	9.97E-07
121	-1.79E-05	-1.57E-04	-1.63E-03	-4.48E-03	-1.27E-04
122	-5.70E-05	-3.14E-04	-3.02E-03	-3.59E-03	-3.26E-04
123	-8.31E-05	-1.69E-05	4.60E-04	-2.82E-03	-2.09E-04
124	-4.51E-04	4.61E-05	9.38E-04	-5.58E-03	-5.13E-04
125	-2.35E-05	-1.43E-04	-8.78E-04	-4.12E-03	-1.80E-04
126	-6.16E-05	-2.94E-04	-2.21E-03	-3.27E-03	-4.38E-04
127	-1.96E-05	1.31E-05	1.09E-03	-2.56E-03	-7.51E-05
128	-5.28E-05	-1.13E-05	8.34E-04	-1.97E-03	-2.35E-04
129	-9.22E-05	-3.45E-04	-2.33E-03	-1.49E-03	-7.36E-04
130	-4.82E-04	-7.26E-04	-6.12E-03	-4.09E-03	-2.11E-03
131	-1.97E-05	1.04E-05	1.05E-03	-4.25E-04	-9.92E-05
132	-4.88E-05	1.36E-05	1.04E-03	-6.44E-05	-2.60E-04
133	-8.86E-05	-2.24E-04	-1.30E-03	7.73E-05	-7.54E-04
134	-4.64E-04	-4.87E-04	-4.01E-03	-2.79E-03	-2.20E-03

VI.3.4 Quatrième campagne d'essais (carène avec dérive)

Dates : 19 au 29 octobre 1999

Objet :

Cette campagne est un complément de la troisième campagne d'essais.

64 essais ont été effectués afin de former le plan factoriel complet sur 4 des 5 paramètres retenus (la vitesse d'avance, la gîte, la dérive, l'assiette) et le plan de résolution 5.

VI.3.4.1 Résultats d'octobre 99

n°	V (m/s)	ϕ (°)	θ (°)	β (°)	Δ (Kg)	Durée (s)	Fx (N)	Fy (N)	Fz (N)	Mx (N.m)	My (N.m)	Mz (N.m)
7	1	0	-2	-4	94	17.60	-6,94	-28,50	-7,06	-19,04	-1,46	-7,03
8	1.5	0	-2	-4	94	12.80	-12,98	-59,49	-6,38	-46,59	-0,84	-16,96
9	1.75	0	-2	0	94	8.00	-18,39	-1,22	-9,63	-0,90	-15,98	-0,63
10	2.5	0	-2	0	94	6.40	-80,75	1,02	-16,96	-1,93	-163,66	-1,05
11	1	-10	-2	-4	94	11.06	-5,87	-28,81	0,36	-24,23	0,96	-8,85
12	1.5	-10	-2	-4	94	8.00	-14,14	-67,35	-10,19	-56,59	-4,79	-22,80
13	1.75	-10	-2	0	94	9.60	-18,85	-10,65	-7,24	-11,34	-18,83	-10,43
14	2.5	-10	-2	0	94	9.55	-82,97	-26,95	-12,42	-25,22	-169,08	-30,91
15	1.75	-20	-2	-4	94	9.60	-23,21	-77,84	-6,02	-73,25	-22,65	-36,73
16	2.5	-20	-2	-4	94	8.97	-98,00	-168,07	-13,38	-157,27	-167,95	-94,90
17	1	-20	-2	0	94	20.80	-5,11	-5,45	-3,60	-5,49	-3,97	-4,17
18	1.5	-20	-2	0	94	10.62	-12,30	-14,88	-3,91	-15,38	-13,13	-11,75
19	1.75	-30	-2	-4	94	13.77	-23,55	-50,22	-5,39	-55,54	-29,39	-34,46
20	2.5	-30	-2	-4	94	7.67	-101,09	-125,68	0,20	-132,96	-170,15	-93,77
21	1	-30	-2	0	94	18.94	-5,34	-4,34	-0,77	-5,80	-4,98	-4,65
22	1.5	-30	-2	0	94	14.78	-13,10	-7,65	-3,07	-11,21	-17,62	-12,13
23	1	0	0	-4	94	17.60	-5,67	-25,45	-1,59	-20,21	9,62	-6,76
24	1.5	0	0	-4	94	6.40	-13,36	-58,80	-5,78	-46,53	19,43	-17,74
25	1.75	0	0	0	94	4.44	-18,17	-2,67	-9,23	-1,81	15,45	-1,30
26	2.5	0	0	0	94	8.05	-88,25	0,94	-12,62	2,09	-119,92	-0,29
27	1	-10	0	-4	94	28.73	-5,70	-27,28	-2,18	-22,34	7,31	-9,18
28	1.5	-10	0	-4	94	14.92	-13,35	-60,58	-5,10	-49,80	14,82	-22,68
29	1.75	-10	0	0	94	14.40	-17,72	-6,23	-6,60	-6,43	11,53	-10,27
30	2.5	-10	0	0	94	7.70	-87,30	-8,72	-14,00	-10,32	-124,15	-28,92
31	1.75	-20	0	-4	94	13.22	-20,62	-72,26	-9,48	-65,09	4,69	-37,82
32	2.5	-20	0	-4	94	9.60	-99,27	-150,55	-16,89	-142,02	-129,93	-103,57
33	1	-20	0	0	94	17.60	-4,83	-1,60	-3,06	-1,83	2,99	-4,07
34	1.5	-20	0	0	94	19.20	-11,24	-8,80	-5,46	-9,05	3,02	-11,80
35	1.75	-30	0	-4	94	9.60	-21,20	-46,53	-6,66	-49,14	-10,25	-37,32
36	2.5	-30	0	-4	94	8.54	-99,75	-111,52	-14,28	-114,87	-149,17	-106,40

Annexes VI. Résultats des essais en bassin

n°	V	ϕ	θ	β	Δ	Durée	Fx	Fy	Fz	Mx	My	Mz
37	1	-30	0	0	94	27.20	-4,76	-1,45	-3,55	-2,17	-0,21	-4,82
38	1.5	-30	0	0	94	18.65	-11,43	-4,34	-6,44	-6,39	-5,57	-13,05
39	1.75	0	1	-4	94	14.04	-20,94	-78,89	-8,01	-62,66	33,19	-25,55
40	2.5	0	1	-4	94	10.07	-102,63	-178,24	-13,61	-150,66	-90,43	-71,46
41	1	0	1	0	94	28.72	-5,06	0,95	-6,34	0,78	8,32	0,08
42	1.5	0	1	0	94	20.80	-12,14	-0,94	-1,00	-0,62	20,43	-0,66
43	1.75	-10	1	-4	94	13.75	-21,00	-79,45	-9,01	-65,07	26,85	-33,98
44	2.5	-10	1	-4	94	9.60	-103,19	-167,66	-21,08	-148,31	-98,77	-93,24
45	1	-10	1	0	94	22.26	-4,89	-0,40	-6,75	-0,36	7,57	-2,57
46	1.5	-10	1	0	94	19.20	-11,76	-3,72	-9,70	-3,18	17,76	-6,98
47	1	-20	1	-4	94	28.67	-5,50	-22,09	-8,24	-18,47	7,16	-9,95
48	1.5	-20	1	-4	94	11.20	-12,95	-53,38	-7,93	-45,88	14,77	-25,83
49	1.75	-20	1	0	94	17.60	-17,74	-5,94	-6,25	-7,33	10,81	-18,06
50	2.5	-20	1	0	94	7.49	-90,65	0,26	-12,22	-5,24	-121,50	-51,22
51	1	-30	1	-4	94	27.20	-5,41	-17,06	-7,79	-15,83	3,39	-9,86
52	1.5	-30	1	-4	94	17.60	-12,72	-33,99	-6,95	-33,42	4,79	-24,74
53	1.75	-30	1	0	94	13.68	-17,80	-0,04	-6,82	-3,07	-4,00	-21,66
54	2.5	-30	1	0	94	7.69	-89,39	2,38	-15,77	0,00	-138,77	-68,65
55	1.75	0	2	-4	94	9.60	-21,92	-77,15	-10,05	-61,02	40,60	-25,51
56	2.5	0	2	-4	94	7.79	-109,45	-176,48	-19,91	-149,50	-75,34	-72,96
57	1	0	2	0	94	28.63	-4,94	-0,22	-11,06	-0,32	9,40	-0,21
58	1.5	0	2	0	94	11.20	-12,51	0,42	-9,55	0,53	24,00	-0,17
59	1.75	-10	2	-4	94	19.20	-21,50	-75,94	-12,72	-61,09	37,66	-33,88
60	2.5	-10	2	-4	94	8.83	-109,29	-161,20	-20,44	-143,58	-84,74	-95,21
61	1	-10	2	0	94	20.62	-4,95	0,14	-5,83	0,10	9,05	-2,69
62	1.5	-10	2	0	94	8.00	-12,33	-1,04	-8,62	-0,77	22,62	-6,90
63	1	-20	2	-4	94	28.71	-5,57	-21,11	-5,38	-17,62	8,60	-10,26
64	1.5	-20	2	-4	94	11.20	-12,90	-48,72	-5,88	-41,02	21,12	-25,87
65	1.75	-20	2	0	94	14.39	-18,34	0,49	-4,95	-0,78	22,79	-16,97
66	2.5	-20	2	0	94	6.90	-95,98	17,79	-11,46	10,71	-105,10	-48,21
67	1	-30	2	-4	94	22.19	-5,03	-14,66	-4,72	-13,36	6,53	-10,02
68	1.5	-30	2	-4	94	20.63	-12,46	-30,88	-5,41	-29,37	11,26	-25,34
69	1.75	-30	2	0	94	13.83	-18,08	3,64	-7,51	1,57	6,28	-21,46
70	2.5	-30	2	0	94	9.60	-92,54	19,69	-11,39	16,66	-123,52	-67,17

Annexe VII. Torseurs cinématique, cinétique et dynamique

Les définitions que nous donnons sont valables pour un solide B. B pour notre étude représente le solide "voilier". Le repère R_0 est supposé galiléen.

VII.1 Torseur cinématique et relation avec l'attitude et la position

$$\left\{ \mathbf{C} \right\}_{O_B, (R_B)} = \left\{ \vec{\Omega}(B/(R_0), (R_B)) \mid \vec{V}(O_B, B/(R_0), (R_B)) \right\} = \left\{ \begin{array}{l|l} p(\text{Roulis}) & u \\ q(\text{Tangage}) & v \\ r(\text{Lacet}) & w \end{array} \right\}_{O_B, (R_B)}$$

Le vecteur vitesse instantanée du solide B par rapport à (R_0) s'exprime dans (R_0) par la dérivée temporelle du vecteur position:

$$\vec{V}(O_B, B/(R_0), (R_0)) = \frac{d}{dt} \left(\overrightarrow{O_0 O_B} \right) = \begin{pmatrix} \dot{x} \\ \dot{y} \\ \dot{z} \end{pmatrix}$$

Le vecteur rotation instantanée du solide B par rapport à (R_0) s'exprime dans (R_B) par :

$$\vec{\Omega}(B/(R_0), (R_B)) = \begin{pmatrix} p \\ q \\ r \end{pmatrix} = [\Sigma] \bullet \begin{pmatrix} \dot{\phi} \\ \dot{\theta} \\ \dot{\psi} \end{pmatrix} ; \text{avec } [\Sigma] = \begin{bmatrix} 1 & 0 & -\sin \theta \\ 0 & \cos \phi & \cos \theta * \sin \phi \\ 0 & -\sin \phi & \cos \theta * \cos \phi \end{bmatrix}$$

VII.2 Torseur cinétique et relation avec le torseur cinématique

Le torseur cinétique du solide B par rapport à (R_0) est défini dans les axes du repère (R_B) par :

$$\left\{ \mathbf{V} \right\}_{O_B, (R_B)} = \left\{ m * \vec{V}(G, B/(R_0), (R_B)) \mid \vec{\sigma}(O_B, B/(R_0), (R_B)) \right\}$$

$$\vec{\sigma}(O_B, B/(R_0), (R_B)) = \mathbf{I}(O_B, B, (R_B)) \bullet \left[\vec{\Omega}(O_B, B/(R_0), (R_B)) \right]$$

m représente la masse du solide B.

$\mathbf{I}(O_B, B, (R_B))$ représente la matrice d'inertie du solide B exprimée en O_B dans les axes du repère bateau (R_B) .

VII.3 Accélération

L'accélération du centre de gravité G du solide B dans le repère (R_0) s'exprime par :

$$\vec{\gamma}(G, B/(R_0), (R_0)) = \frac{d}{dt} \left(\vec{V}(G, B/(R_0), (R_0)) \right)$$

et si on suppose que $G=O_B$ on a :

$$\vec{\gamma}(G, B / (R_0), (R_0)) = \begin{pmatrix} \dot{u} \\ \dot{v} \\ \dot{w} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \ddot{x} \\ \ddot{y} \\ \ddot{z} \end{pmatrix}$$

VII.4 Torseur dynamique et relation avec le torseur cinétique

$$\left\{ \mathbf{A} \right\}_{O_B, (R_0)} = \left\{ \vec{R}(O_B, B / R_0, (R_0)) \middle| \vec{\delta}(O_B, B / R_0, (R_0)) \right\}$$

$$\vec{R}(O_B, B / R_0) = m * \vec{\gamma}(G, R_0)$$

$$\vec{\delta}(O_B, B / R_0, (R_0)) = \frac{d^g}{dt} [\vec{\sigma}(O_B, B / R_0, (R_0))] + m * \vec{V}(O_B, R_0, (R_0)) \wedge \vec{V}(G, R_0, (R_0))$$

VI.4 Changement de repère

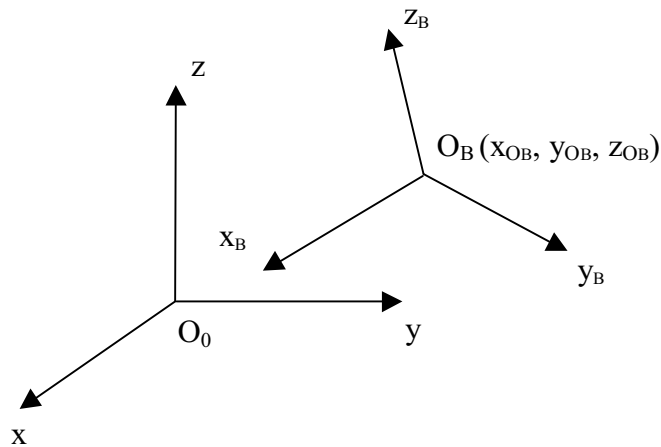


Figure 155 : changement de repères

La matrice de changement de base de (R_0) dans (R_B) s'exprime en fonction des angles de cardan par :

$$\mathbf{P}_{B0} = \begin{bmatrix} \cos \psi \cos \theta & \cos \psi \sin \theta \sin \phi - \sin \psi \cos \phi & \cos \psi \sin \theta \cos \phi + \sin \psi \sin \phi \\ \sin \psi \cos \theta & \sin \psi \sin \theta \sin \phi + \cos \psi \cos \phi & \sin \psi \sin \theta \cos \phi - \cos \psi \sin \phi \\ -\sin \theta & \cos \theta \sin \phi & \cos \theta \cos \phi \end{bmatrix}$$

Pour un point quelconque, la position décrite dans le repère lié au solide B $(R_B) = (O_B, x_B, y_B, z_B)$ et la position décrite dans le repère absolu $R_0 (O_0, x, y, z)$ sont liées par la relation matricielle suivante :

$$\begin{pmatrix} x \\ y \\ z \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} x_{0B} \\ y_{0B} \\ z_{0B} \end{pmatrix} + \mathbf{P}_{B0} \bullet \begin{pmatrix} x_B \\ y_B \\ z_B \end{pmatrix}$$

La matrice \mathbf{P}_{B0} étant une matrice de changement de base orthonormée, on a donc :

$${}^t \mathbf{P}_{B0} = \mathbf{P}_{0B} = \mathbf{P}_{B0}^{-1}$$

Où le ^t signifie transposé.

On utilise aussi pour des applications particulières les matrices de changement de base entre les repères intermédiaires.

VII.5 Matrice de changement de base de (R₁) dans (R₀)

$$\mathbf{P}_\psi = \mathbf{P}_{01} = \begin{bmatrix} \cos \psi & -\sin \psi & 0 \\ \sin \psi & \cos \psi & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

VII.6 Matrice de changement de base de (R₂) dans (R₁)

$$\mathbf{P}_\theta = \mathbf{P}_{12} = \begin{bmatrix} \cos \theta & 0 & -\sin \theta \\ 0 & 1 & 0 \\ \sin \theta & 0 & \cos \theta \end{bmatrix}$$

VII.7 Matrice de changement de base de (R₂) dans (R_B)

$$\mathbf{P}_\phi = \mathbf{P}_{2B} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos \phi & \sin \phi \\ 0 & -\sin \phi & \cos \phi \end{bmatrix}$$

On a notamment les relations simples suivantes :

$$\mathbf{P}_{0B} = \mathbf{P}_\phi \bullet \mathbf{P}_\theta \bullet \mathbf{P}_\psi ,$$

$$\mathbf{P}_\phi^{-1} = \mathbf{P}_{-\phi} , \mathbf{P}_\theta^{-1} = \mathbf{P}_{-\theta} , \mathbf{P}_\psi^{-1} = \mathbf{P}_{-\psi} ,$$

$$\text{et } \mathbf{P}_{B0} = \mathbf{P}_{-\psi} \bullet \mathbf{P}_{-\theta} \bullet \mathbf{P}_{-\phi} .$$

Annexe VIII. Réalisation du simulateur sous MATLAB-SIMULINK

Nous présentons dans les paragraphes suivants quelques schémas blocs parmi les plus significatifs du simulateur que nous avons réalisé sous l'environnement MATLAB-SIMULINK. Les schémas blocs sont classés selon leur niveau dans la structure du simulateur.

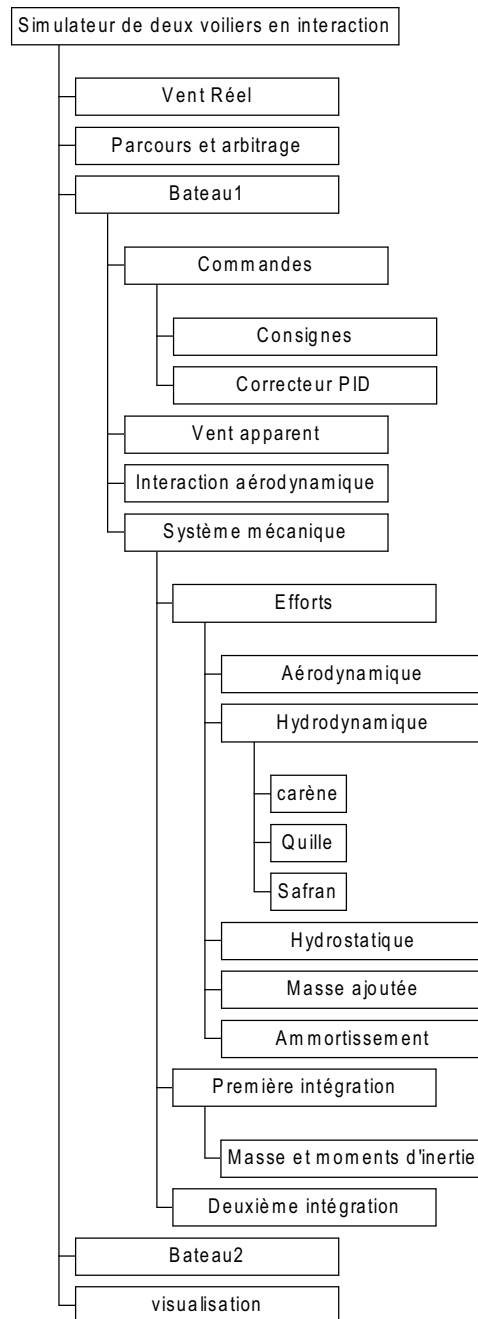


Figure 156 : structure du simulateur

VIII.1 Premier niveau

VIII.1.1 Simulateur de deux voiliers en interaction

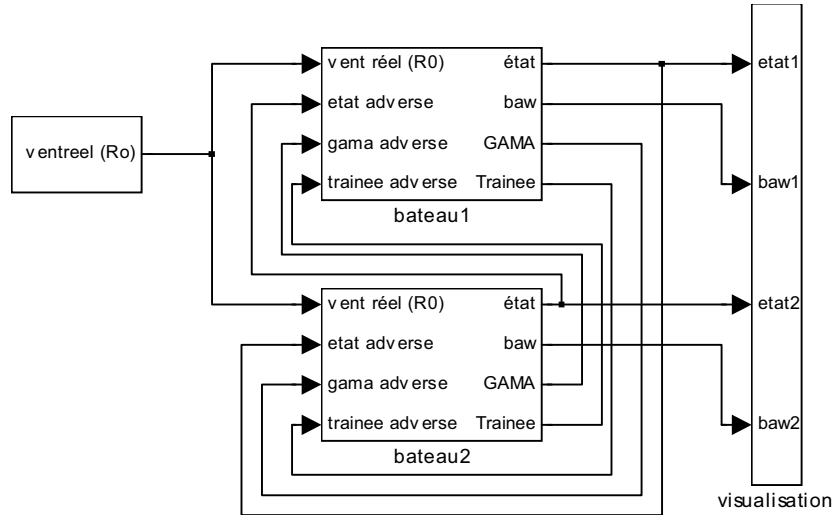


Figure 157 : schéma bloc simulateur de deux voiliers en interaction

VIII.2 Second niveau

VIII.2.1 Schéma bloc Bateau1

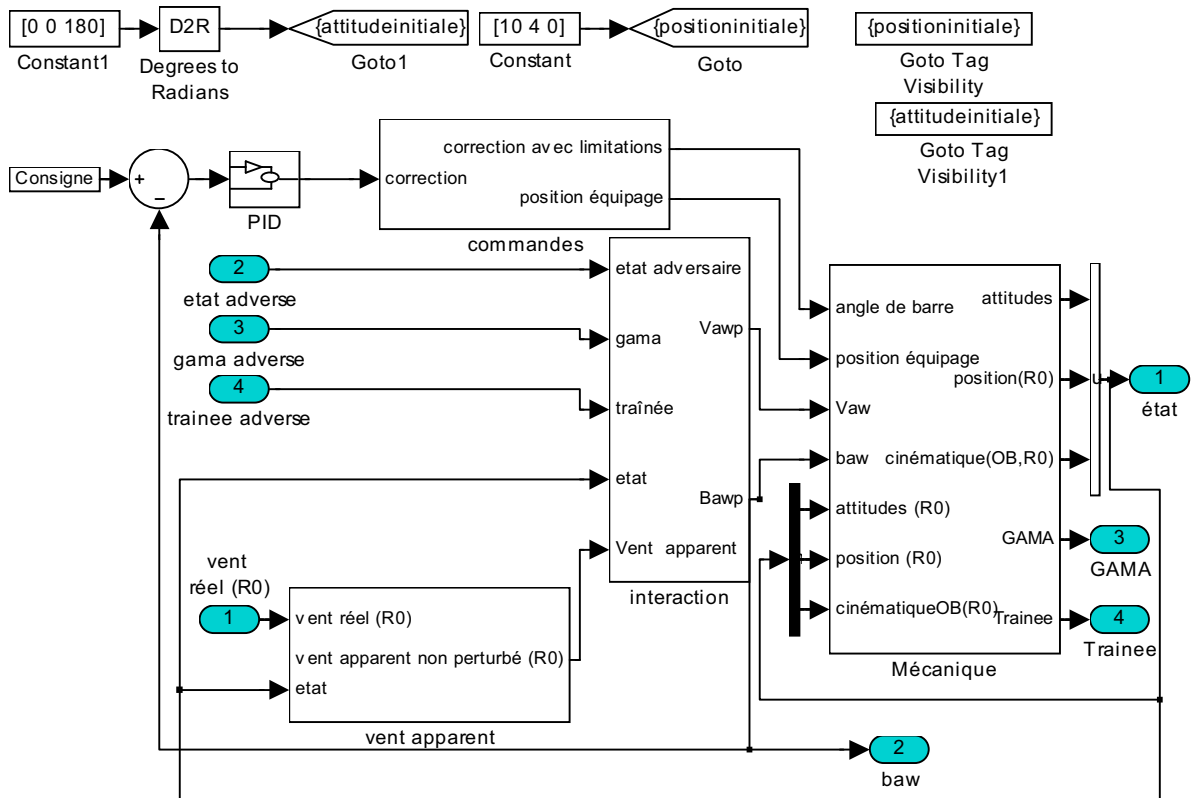


Figure 158 : schéma bloc bateau

VIII.3 Troisième niveau

VIII.3.1 Schéma bloc Commandes

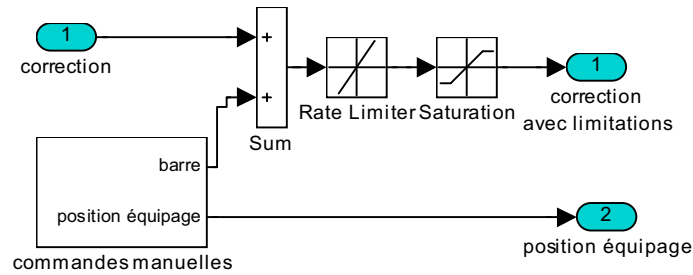


Figure 159 : schéma bloc commandes

VIII.3.2 Schéma bloc Interaction aérodynamique

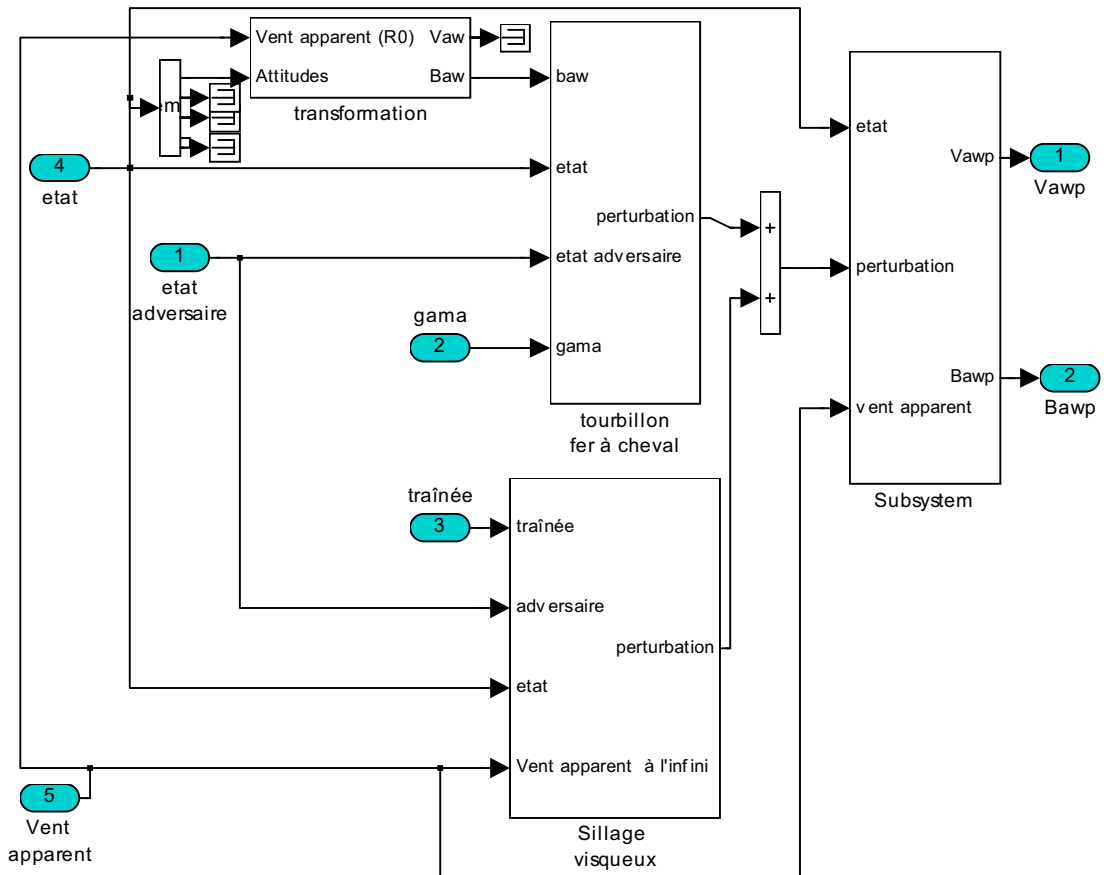


Figure 160 : schéma interaction aérodynamique

VIII.3.3 Schéma bloc système mécanique

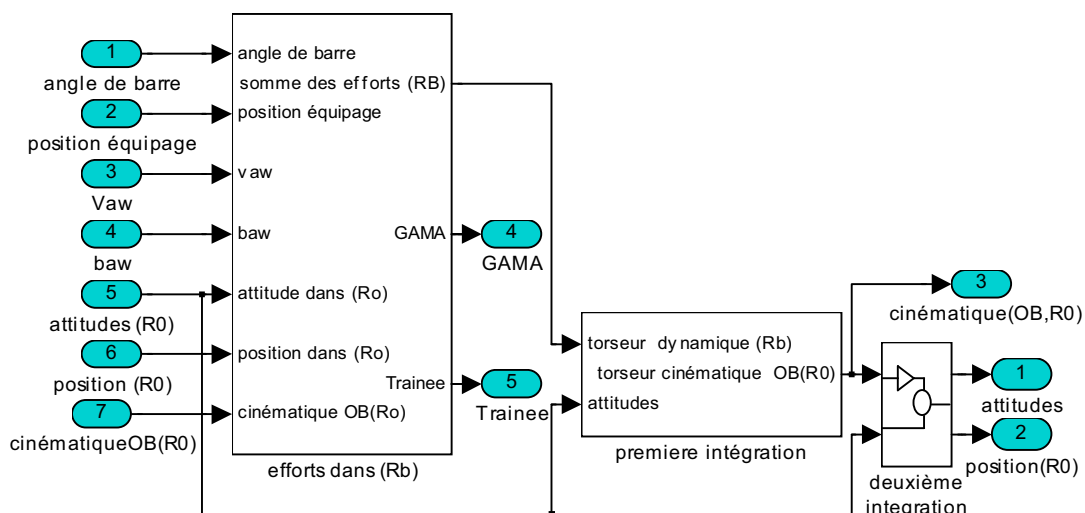


Figure 161 : schéma bloc système mécanique

VIII.3.4 Schéma bloc Vent apparent

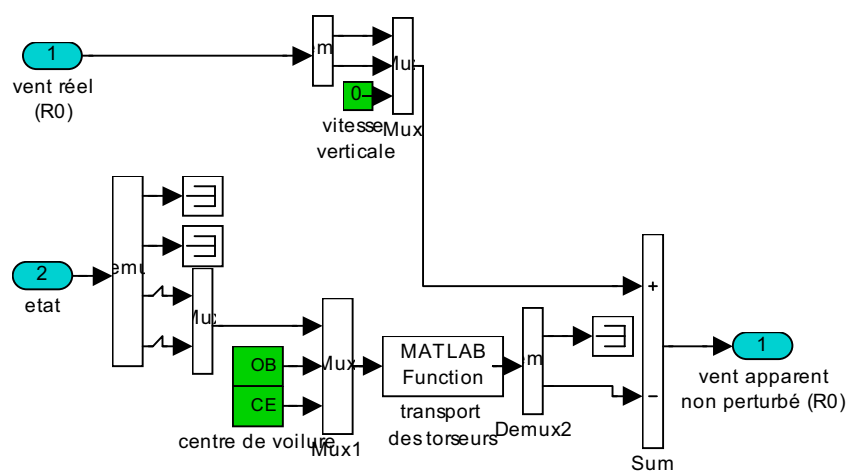


Figure 162 : schéma bloc vent apparent

VIII.4 Quatrième niveau

VIII.4.1 Schéma bloc Efforts dans (R_B)

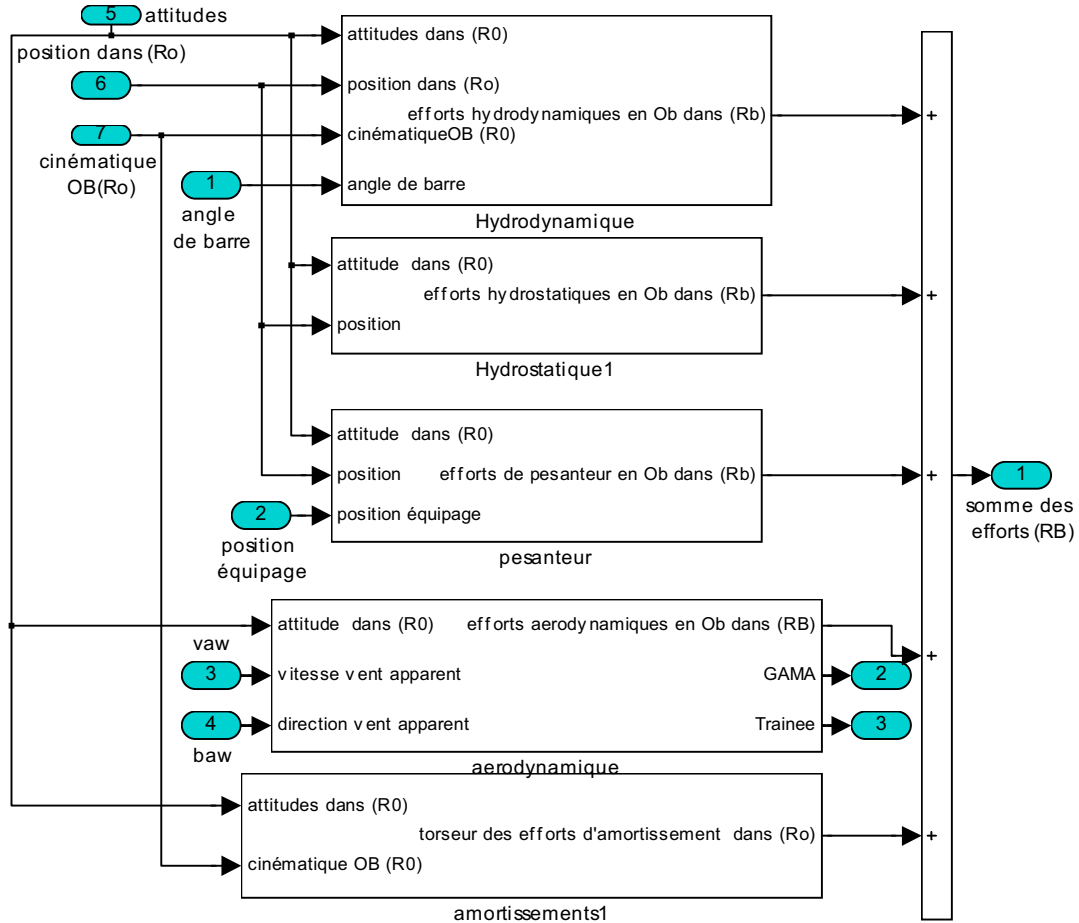


Figure 163 : schéma bloc calcul des efforts

VIII.4.2 Schéma bloc Première intégration

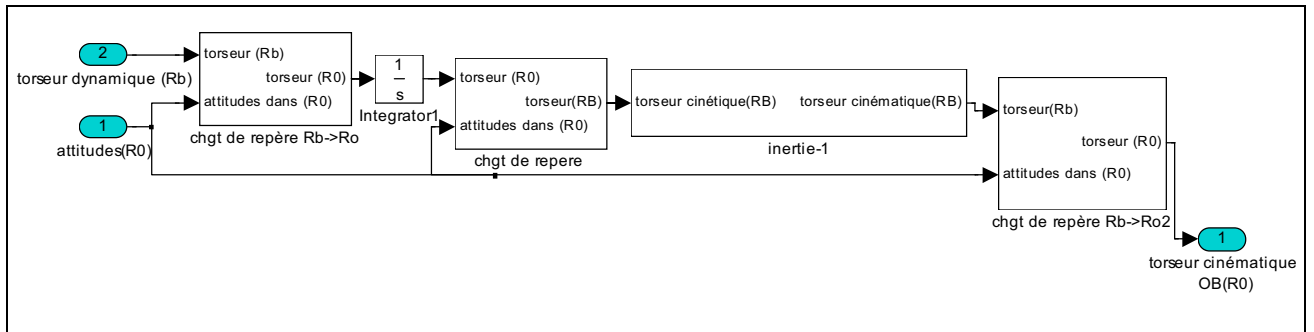


Figure 164 : schéma bloc "première intégration"

VIII.4.3 Schéma bloc Deuxième intégration

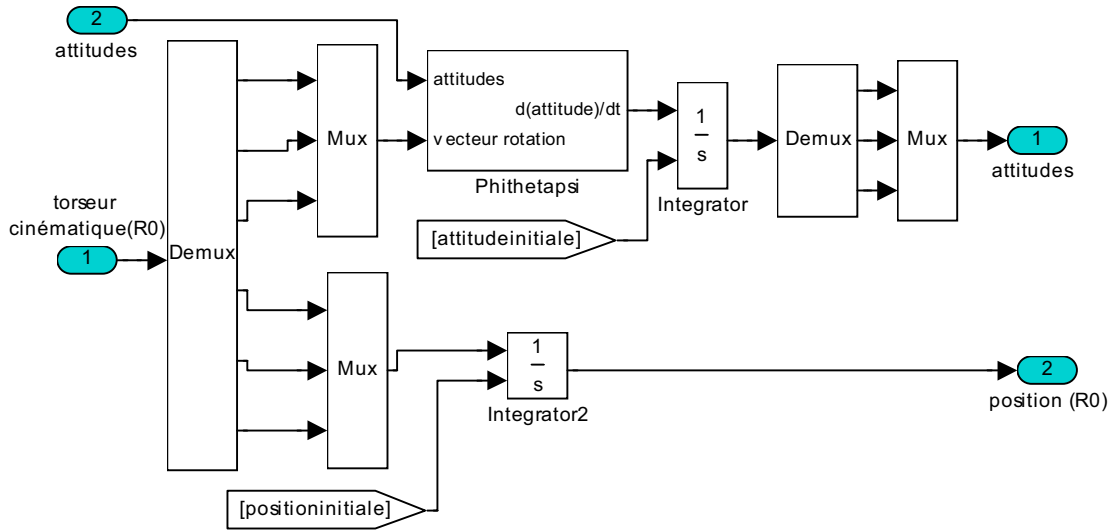


Figure 165 : schéma bloc deuxième intégration

VIII.5 Cinquième niveau

VIII.5.1 Schéma bloc Hydrodynamique

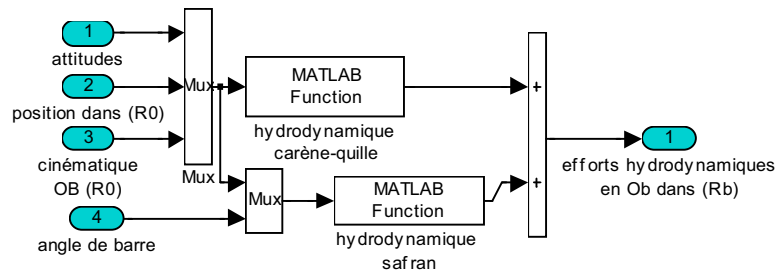


Figure 166 : schéma bloc hydrodynamique

VIII.5.2 Schéma bloc Inertie

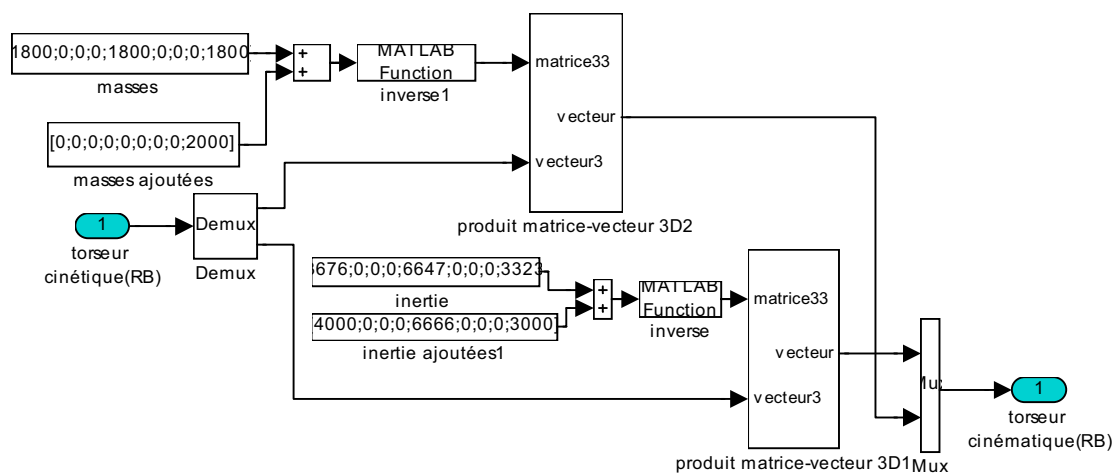


Figure 167 : Schéma bloc inertie

Bibliographie

Bibliographie

- [1] ALAN J.F., DOUST D.J., WARE B.E.. "Yacht testing". Trans. Inst. Nav. Arch. 99:136-54.1957.
- [2] ALESSANDRINI B., "Etude numérique de l'écoulement visqueux autour d'une carène en présence d'une surface libre : résolution des équations de couche limite et de Navier-Stokes", Thèse de Doctorat, Laboratoire de Mécanique des Fluides, Ecole Centrale de Nantes, 1993.
- [3] BENOIST D., TOURBIER Y., GERMAIN-TOURBIER S. "Plan d'expériences construction et analyse". Edition Technique & Documentation-Lavoisier, 1994.
- [4] BERNOT J.-Y. "Météorologie Locale Croisière et Régate". Editions FFV-Chiron. Paris 1995.
- [5] BIANCARDI C.-G., "Practical calculation method of ship manoeuvring characteristics at the design stage", Int. Shipbuild. Progr. , 37, no. 411 (1990) pp. 221-245.
- [6] BOUDGHENE-STAMBOULI M., "Identification des coefficients d'amortissement du roulis des navires". Thèse de Doctorat. Laboratoire de Mécanique des Fluides, Ecole Nationale Supérieure de Mécanique, 1991.
- [7] BOSSE G." Comment améliorer l'arbitrage en match-racing". Cahier des régates. n°62. pp14-18. Janvier 2002.
- [8] BOX GEORGE E. P., HUNTER WILLIAM G. ET STUART HUNTER J. "statistics for experimenters". Wiley intersciences-1978.
- [9] BERMAN DEBORAH W., "a design guide for estimating speed made good for a sailing yacht", presented at The fifth Chesapeake sailing yacht symposium, Annapolis, Maryland, January 17, 1981.
- [10] CAPONNETTO M., "the aerodynamic interference between two boats sailing close-hauled", Int. Shipbuild. Progr. , 44, no.439 (1997) pp. 241-256.
- [11] CAPONNETTO M., CASTELLI A., DUPONT P., BONJOUR B., MATHEY P. L., SANCHI S., SAWLEY M. L.. "America's cup yacht design using advanced numerical flow simulations". EPFL-SCR n°10, pages 24-30. Nov. 1998.
- [12] CAPONNETTO M., CASTELLI A., BONJOUR B., MATHEY P. L., SANCHI M., SAWLEY M. L.. "Sailing Yacht Design Using Advanced Numerical Flow Techniques". Presented at The Fourteenth Chesapeake sailing yacht symposium, Annapolis, Maryland, January 30, 1999, pp. 97-104.
- [13] CHARVET T., "Résolution numérique de problèmes liés au comportement des voiles de bateau." Thèse. Ecole Polytechnique. Palaiseau. 1992.
- [14] CLAUGHTON A., "Developments in the IMS VPP Formulations". Presented at The Fourteenth Chesapeake sailing yacht symposium, Annapolis, Maryland, January 30, 1999, pp. 1-20.
- [15] DARRES E., "Etude numérique de l'écoulement aérodynamique autour des voiles de bateau". D.E.A. C.E.A.T. Université de Poitiers. Septembre 1993.
- [16] DELHOMMEAU G., "Les problèmes de diffraction-radiation et de résistance de vagues : étude théorique et résolution numérique par la méthode des singularités" Thèse de Doctorat es Sciences. LHN, ENSM, 1987.
- [17] DULIEU A., DULIEU B., MOLINIE C., "Ecart de pressions au près sur un voilier. Une approche numérique et des mesures à la mer." Présenté aux septièmes journées de l'Hydrodynamique. Pp. 270-279. Marseille. 8-10 Mars 1999.
- [18] EUERLE STEVEN E., GREELEY DAVID S., "Toward a rational upwind sailing force model for VPPs", presented at The Eleventh Chesapeake sailing yacht symposium, Annapolis, Maryland, January 29-30, 1993, pp 75-86.
- [19] FINOT J.-M., Plans du Bénéteau First Class8.

- [20] FUKASAWA T., MASANOBU K., "Numerical approach responses of three-dimensional flexible sails". Presented at The Eleventh Chesapeake sailing yacht symposium, Annapolis, Maryland, January 29-30, 1993, pp 87-105.
- [21] GERMAIN G., HUBERSON S., LE MAITRE O., "Etude bidimensionnelle de l'interaction entre deux voiles flexibles". Présenté aux huitièmes journées de l'Hydrodynamique. Pp. 311-324. Nantes. 6-7 Mars 2001.
- [22] GERRITSMA J., ONNINK R., VERSLUIS A., "Geometry, resistance and stability of the Delft systematic yacht hull series", International Shipbuilding Progress, Volume 18, n° 238, pp276-297, 1981.
- [23] GERRITSMA J., KEUNING J. A., ONNINK R., "Results and analysis of the Delft systematic series II yacht hull form experiment", presented at The Tenth Chesapeake sailing yacht symposium, Annapolis, Maryland, 1991.
- [24] GERRITSMA J., KEUNING J. A., VERSLUIS A., Delft University of technology, Delft Netherlands, "Sailing yacht performance in calm water and in waves." Presented at The Eleventh Chesapeake sailing yacht symposium, Annapolis, Maryland, January 29-30, 1993, pp 233-246.
- [25] GOMMERS C.M.J., VAN OOSSANEN P.. "Design of a dynamometer for testing yacht models". Proc. Am. Towing Tank Conf., 20th, Hoboken, N.J. 1984.
- [26] GOURMELEN J.L, BOYER J., CHEVALIER F., RAVON D.." Six monotypes à sensation". Voiles & voiliers. n°323. pp38-50. Janvier 1998.
- [27] GUILBAUD M., RAJAONA D. R., "Numerical Study of Sail Aerodynamics". Transaction of the ASME. Vol. 119, December 1997.
- [28] HAZEN GEORGES S., Design System and Services, "Sailing Yacht Performance Prediction". Annapolis, 3 February 1989.
- [29] HOUZE L., "Etude et réalisation d'un logiciel capable de représenter l'écoulement bidimensionnel et tridimensionnel de plusieurs voiliers". Rapport de DEA, Ecole Centrale de Nantes, septembre 1998.
- [30] HAVELOCK T. H., "The wave-making resistance of ships: a theoretical and practical analysis". Proceeding of the Royal Society, A. Vol. 82 and Vol. 84. 1909.
- [31] HOENER S.F., "Fluid Dynamic drag". Hoener Fluid Dynamics. 1965.
- [32] HOENER S.F., Borst H.V., "Fluid-Dynamics Lift". Hoener Fluid Dynamics. 1975.
- [33] HOLTROP J., "Statistical Data for the extrapolation of model performance tests". International Shipbuilding Progress. Vol. 25, pp 122-126. 1978
- [34] IACHKINE Paul. "Contribution à la caractérisation et aux choix d'éléments de structures composites pour les bateaux de séries olympiques". Thèse de Doctorat, Ecole centrale de Nantes, 1999.
- [35] ITTC Symbols and Terminology Group. "ITTC Symbols and Terminology List, Version 1993". VWS Mitt. 57, Berlin. 1993.
- [36] JACQUIN E., Rapport de stage projet navire. Ecole Centrale. Juin 1998.
- [37] KALMA B., "Méthodologie des essais de voiliers en bassin des carènes". Rapport de DEA. Laboratoire de Mécanique des Fluides, Ecole Centrale de Nantes. Septembre 1999.
- [38] KERMAREC M., "Bilan d'activité Novembre 1992-Janvier 1993", Division voiles et Gréements. Communication privée. Janvier 1993.
- [39] KERMAREC M., "Exploitation des outils numériques d'aide à la conception des voiles. Bilans et perspectives", communication privée. 26 Juin 1994.
- [40] KEUNING J.A., SONNENBERG U.B., Delft University of technology, Delft Netherlands. "Approximation of the Calm Water Resistance on a Sailing Yacht Based on the Delft Systematic yacht hull Series". Presented at the Fourteenth Chesapeake sailing yacht symposium, Annapolis, Maryland, pp. 181-200, January 30, 1999.

- [41] KIRKMAN K. L., PEDRICK D. R., "Scale effects in sailing yacht hydrodynamic testing". Presented at the annual meeting of the SNAME, New York, November 14-16, 1974.
- [42] KIRKMAN K. L., Written contribution of The yacht testing session, proceeding of the 20th ITTC, San Francisco, September 1993.
- [43] LARSSON L., "theoretical performance prediction for the 5.5 Metre yacht Antiope". Sixth Symposium on yacht architecture, under the auspices of HISWA, 1979.
- [44] LARSSON L., "Scientific methods in yacht design", Annual Review Fluid Mechanics, pp 349-385. 1990.
- [45] MANDEL PHILIP, "Ship Manoeuvring and control", chapter VIII.
- [46] MASUYAMA YUKATA, Nakamura Ichiro, Hisayoshi Tatano, Takagi Ten, "Dynamic Performance of Sailing Cruiser by full-scale Sea Test", presented at The Eleventh Chesapeake sailing yacht symposium, Annapolis, Maryland, January 29-30, 1993, pp. 161-180.
- [47] MASUYAMA YUKATA, TOICHI FUKASAWA, "Full Scale Measurement of Sail Force and the Validation of Numerical Calculation Method". presented at The thirteenth Chesapeake sailing yacht symposium, Annapolis, Maryland, January 25, 1997, pp. 23-36
- [48] MAZZOUJI FARID, «contribution à l'étude d'écoulements stationnaires et instationnaires autour des voiles de navire », Thèse de doctorat de l'Université de Poitiers, France, 1992.
- [49] MILGRAM J. H., "Effects of masts on the aerodynamics of sail sections", Marine technology, vol. 15, n°1, Jan. 1978, pp 35-42.
- [50] MILGRAM J. H.. "Naval Architecture technology used in wining the 1992 America' s cup Match". SNAME transactions, Vol. 101, pp 399-436. 1993.
- [51] MILGRAM J. H., PETER D. B., ECKHOUSE D. N., "Modelling IACC sail forces by combining measurements with CFD". Presented at The Eleventh Chesapeake sailing yacht symposium, Annapolis, Maryland, January 29-30, 1993, pp. 65-74.
- [52] MILGRAM J. H., "Hydrodynamics in Advanced Sailing Design". 21st Symposium on Naval Hydrodynamics. Pre-prints Wednesday and Thursday sessions. Trondheim, Norway. pp 74-97. June 24-28, 1996.
- [53] MILWARD A., ASKEW K.M., WHATTAM P., "An investigation into the effect of running wetted surface area on the resistance components of a catamaran". Int. Shipbuilding Progr., 48, n°2 (2001) pp. 135-148. December 2000.
- [54] MURDEY, D.C.. "Techniques for testing sailing yachts". In advances in yacht testing technique, Int. Towing Tank Conf., 18th, pp. 453-62. 1987.
- [55] MURDEY D.C., The yacht testing session, proceeding of the 20th ITTC, San Francisco, September 1993.
- [56] MYERS HUGO A., IBM Federal System Division, Gaithersburg, Maryland. "Theory of sailing applied to ocean racing yachts", Marine technology, Volume 12 number 3, pp223-242, Juliet 1975.
- [57] NAGAMI YOSHIHIRO, "The Nippon Challenge America's cup 1992 – Progress in hull development", presented at The Eleventh Chesapeake sailing yacht symposium, Annapolis, Maryland, January 29-30, 1993, pp. 113-124.
- [58] NEUILLY M., CETAMA, "Modélisation et estimation des erreurs de mesure". Tec&Doc Lavoisier. Paris.
- [59] NIVELLEAU V. ET F., "- Sillage aérodynamique du voilier - Cartographie générale du sillage - Etude locale (girouette)- interaction de deux voiliers - ". St Cyr l' Ecole, Août-Septembre 1994.

- [60] OLIVER J. C., LECHTER J. S., SALVESEN N., "Performance prediction for Stars and Stripes". SNAME, Annual meeting, New York, November 1987.
- [61] PALLU DE LA BARRIERE P., "F.A.B.R.I.C.". Manuel utilisateur. Logiciel de conception tridimensionnelle de voile. CRAIN. La Rochelle. Janvier 1997.
- [62] PILLET M. "Les plans d'expériences par la méthode Taguchi". Les éditions d'organisation – Deuxième tirage 1999.
- [63] POLL, D.I.A., "transition in the infinite swept attachment line boundary layer", *Aeronautical quarterly*, Vol.30, November 1979, pp.607-629.
- [64] PRICE W. G., BISHOP R. E. D., "Probabilistic theory of ship dynamics". Chapman and Hall. London. 1974.
- [65] RAVILLY E., "Tropéologie". Fascicule1. Ecole Nationale Supérieure de Mécanique. Nantes 1973.
- [66] RICCI P., "Règle de classe – Club First Class8". Larmor-Baden. Edition 1998.
- [67] ROGOWSKI I., "Méthodologie de la recherche expérimentale pour l'analyse de la performance. Contribution à l'étude du système "Homme-Matériel-Environnement" dans le cadre des sports de glisse". Thèse de Doctorat. Université Claude Bernard - Lyon 1. Lyon, 17 décembre 1999.
- [68] RONCIN K., KOBUS J.-M., "Simulation dynamique du voilier". Présenté au premier congrès européen de l'OASIS. Pp. 263-270. Ecole Polytechnique, Palaiseau, 13-14 décembre 1999.
- [69] RONCIN K., "Simulation du comportement dynamique du voilier". Présenté aux huitièmes journées de l'Hydrodynamique. Pp. 325-340. Ecole Centrale de Nantes, 5-6-7 mars 2001.
- [70] SCHICK ANDREA, "Implémentation d'une méthode de subdivision préservant les formes", Projet de fin d'étude, Groupe de traitement d'images, Département mathématiques et systèmes de communication, Ecole Nationale Supérieure des Télécommunications de Bretagne. Fachhochschule für Technik in Stuttgart. Mars-août 1993.
- [71] SCHIMMERLING P., SISSON J.-C., ZAÏDI A., "Pratique des plans d'expériences". Edition Lavoisier, février 1998.
- [72] SCHLAGETER ERIC C., TEETERS JAMES R., "Performance Prediction Software for IACC yachts", presented at The Eleventh Chesapeake sailing yacht symposium, Annapolis, Maryland, January 29-30, 1993, pp. 289-306.
- [73] SCLAVOUNOS PAUL D., HUANG YIFENG, "Rudder Winglets on Sailing Yachts", *Marine technology*, vol. 34, No. 3, July 1997, pp. 211-232.
- [74] TALOTTE C., "Adaptation de procédures expérimentales au cas des voiliers en gîte et dérive, comparaison des résultats expérimentaux et numériques", Thèse de Doctorat. Laboratoire de Mécanique des Fluides, Ecole Centrale de Nantes, 1994.
- [75] TALOTTE C., J.M. KOBUS. "Méthodes expérimentales pour les essais des carènes de voiliers en bassin : les acquis du programme développé pour la coupe de l'America". Colloque du groupement de recherche pluridisciplinaire sur le sport "Outils et méthodes pour l'optimisation des voiliers de compétition. G.D.R. 1094 du CNRS. Poitiers, janvier 1995.
- [76] TANIGUSHI T., "Study on scale effect of propulsive performance by use of geosims of a tanker". Mitsubishi technical Bulletin, n°39, Oct 1966.
- [77] TEETERS JAMES R., Sparkman & Stephens, Inc., "Refinements in the Techniques of Tank Testing Sailing Yachts and the Processing of Test Data", presented at The Eleventh Chesapeake sailing yacht symposium, Annapolis, Maryland, January 29-30, 1993, pp. 13-34.

- [78] VAN OORTMERSSSEN G., Netherlands Ship Model Basin, Wageningen, The Netherlands, "A power prediction method and its application to small ships", International Shipbuilding Progress, Volume 18, n° 207, pp397-415, November 1971.
- [79] VAN OOSSANEN P., "theoretical estimation of the influence of some main design factors on the performance of international twelve meter class yachts", presented at The Chesapeake sailing yacht symposium, Annapolis, Maryland, January 20, 1979
- [80] VAN OOSSANEN P., "Method for the calculation of the resistance and side force of sailing yacht", Small Craft Group Conference, Southampton, 1981.
- [81] WILLIS G.J et al., "A numerical study of the hydrodynamic forces developed by a marine rudder." journal of ship research, Sept. 1994.
- [82] SUGITOMO T., "A method for optimising sail design". Sports engineering 2, pages 35-48.1999.
- [83] WILSON LESLIE B., CLARK ROBERT G., "Langages de programmation comparés".
- [84] ZAROUF A., "Méthode de subdivision préservant la forme", Thèse de doctorat, Ecole doctorale de mathématiques de l'Ouest, Université de Nantes Faculté des sciences et des techniques, 9 janvier 1997.

Tables des illustrations

FIGURE 1 : REPÈRES.....	17
FIGURE 2 : SCHÉMA DES ATTITUDES	19
FIGURE 3 : LE PRÉ-DÉPART.....	23
FIGURE 4 : LE PARCOURS	24
FIGURE 5 : STRUCTURE DU SIMULATEUR DE VOILIER.....	33
FIGURE 6 : SCHÉMA SYNOPTIQUE DE LA RÉOLUTION DES ÉQUATIONS DE LA MÉCANIQUE.....	40
FIGURE 7 : MODÈLE HYDROSTATIQUE DANS LE SIMULATEUR.....	40
FIGURE 8 : MODÈLE HYDROSTATIQUE POUR L'EXPLOITATION DES ESSAIS	41
FIGURE 9 : MODÈLE HYDRODYNAMIQUE DANS LE SIMULATEUR	43
FIGURE 10 : MODÈLE AÉRODYNAMIQUE	45
FIGURE 11 : PARAMÈTRES DU MODÈLE DE MYERS.....	48
FIGURE 12 : EFFET MIROIR	52
FIGURE 13 : DISCRÉTISATION DES VOILES (320 FACETTES).....	54
FIGURE 14 : DISCRÉTISATION DES VOILES (1024 FACETTES)	55
FIGURE 15 : ENROULEMENT DU SILLAGE.....	56
FIGURE 16 : INFLUENCE DU NOMBRE D'ITÉRATION POUR LE CALCUL DU SILLAGE.....	57
FIGURE 17 : INFLUENCE DE LA LONGUEUR DU SILLAGE CALCULÉE.....	58
FIGURE 18 : INFLUENCE DE LA TAILLE DE DISCRÉTISATION DU SILLAGE	59
FIGURE 19 : INFLUENCE DU NOMBRE DE PAS DE DISCRÉTISATION POUR LE SILLAGE	59
FIGURE 20 : INFLUENCE DU NOMBRE DE FACETTES.....	60
FIGURE 21 : COEFFICIENTS DE PRESSION SUR LA TÊTIÈRE DU FOC.....	61
FIGURE 22 : COEFFICIENTS DE PRESSION SUR LA BORDURE DU FOC	61
FIGURE 23 : COEFFICIENT DE PRESSION, VUE GÉNÉRALE SUR LE FOC.....	62
FIGURE 24 : COEFFICIENTS DE PRESSION VUE GÉNÉRALE SUR LA GRAND VOILE	62
FIGURE 25 : PROBLÈME NUMÉRIQUE, PÉNÉTRATION DU SILLAGE	63
FIGURE 26 : RÉGLAGE DES VOILES	64
FIGURE 27 : RÉPARTITION DES COEFFICIENTS DE PRESSION, RÉGLAGE 1	64
FIGURE 28 : RÉPARTITION DES COEFFICIENTS DE PRESSION, RÉGLAGE2.....	65
FIGURE 29 : RÉPARTITION DES COEFFICIENTS DE PRESSION SUR LES VOILES VRILLÉES, RÉGLAGE3	65
FIGURE 30 : COMPARAISON DE DIFFÉRENTS MODÈLES AÉRODYNAMIQUES ET DU CALCUL NUMÉRIQUE.	67
FIGURE 31 : INTERACTION AÉRODYNAMIQUE.....	69
FIGURE 32 : SITUATION D'INTERACTION PROTOCOLE DE COMPARAISON DE CAPONNETTO	70
FIGURE 33 : COMPARAISON ENTRE LES MODÈLES TOURBILLONNAIRES ET LE CALCUL 3D (R = 0.5H).....	71
FIGURE 34 : COMPARAISON ENTRE LE MODÈLE TOURBILLONNAIRE ET LE CALCUL 3D (R = H)	72
FIGURE 35 : COMPARAISON ENTRE LE MODÈLE TOURBILLONNAIRE ET LE CALCUL 3D (R = 2H).....	72
FIGURE 36 : COMPARAISON ENTRE LE MODÈLE TOURBILLONNAIRE ET LES MESURES (R = 2H).....	73
FIGURE 37 : INFLUENCES RELATIVES DES EFFETS PORTANTS ET DES EFFETS VISQUEUX DANS LE SILLAGE	76
FIGURE 38 : MESURES DE LA DÉFLECTION DES LIGNES DE COURANT AUTOUR D'UN VOILIER	75
FIGURE 39 : DÉFLECTION DES LIGNES DE COURANT ENGENDRÉE PAR UN TOURBILLON EN FORME DE FER À CHEVAL	75
FIGURE 40 : DÉFLECTION DES LIGNES DE COURANT ENGENDRÉE PAR UN TOURBILLON EN FORME DE FER À CHEVAL ET LE SILLAGE PLAN VISQUEUX	75
FIGURE 41 : DISTINCTION ENTRE LA MÉTHODE TRADITIONNELLE ET LA MÉTHODE DES PLANS D'EXPÉRIENCES	85
FIGURE 42 : INTERACTION ENTRE 2 FACTEURS.....	86
FIGURE 43 : DIAGRAMME DE CAUSES À EFFETS	88
FIGURE 44 : SITUATION DE CONTRE-GÎTE, INFLUENCE SUR L'ENFONCEMENT.....	94
FIGURE 45 : SITUATION DE CONTRE GÎTE, INFLUENCE SUR LA TRAÎNÉE	94
FIGURE 46 : SITUATION DE CONTRE GÎTE, INFLUENCE SUR LA PORTANCE	95
FIGURE 47 : STRUCTURE DES PLANS D'EXPÉRIENCES	100
FIGURE 48 : DYNAMOMÈTRE 6D, "GRANDE BALANCE	115
FIGURE 49 : ESSAI 167, JUIN 1999	117
FIGURE 50 : DÉPOUILLEMENT HYDRODYNAMIQUE	119
FIGURE 51 : DÉPOUILLEMENT HYDROSTATIQUE	120
FIGURE 52 : DÉCOMPOSITION DE LA RÉSISTANCE À LA MARCHÉ SELON TANIGUSHI	125
FIGURE 53 : MODÈLES POUR LE COEFFICIENT DE FROTTEMENT	127

Table des illustrations

FIGURE 54 : MODÈLES POUR LE COEFFICIENT DE FROTTEMENT AVEC PRISE EN COMPTE DE L'EFFET DE SURVITESSE.....	130
FIGURE 55 : MESURE DU FARDAGE	132
FIGURE 56 : MÉTHODE DE PROHASKA, CHOIX DES BORNES	135
FIGURE 57 : MÉTHODE DE PROHASKA, INFLUENCE DE LA STRUCTURE DE L'ÉCOULEMENT	136
FIGURE 58 : NATURE DE L'ÉCOULEMENT SUR LA QUILLE.....	137
FIGURE 59 : MÉTHODE DE PROHASKA, LES CORRECTIONS.....	138
FIGURE 60 : FACTEUR DE FORME, INFLUENCE DE L'ASSIETTE ET DU FARDAGE.....	139
FIGURE 61 : DÉTERMINATION DU FACTEUR DE FORME, INFLUENCE DE LA GÎTE ET DE LA DÉRIVE	140
FIGURE 62 : PRISE EN COMPTE DES VARIATIONS DE L_{wl} ET DE S_w EN FONCTION DE LA GÎTE.....	140
FIGURE 63 : DÉTERMINATION DE L'ANGLE DE PORTANCE NULLE β_0 POUR LA CARÈNE EN GÎTE	142
FIGURE 64 : MODÉLISATION DE L'INFLUENCE DE LA GÎTE ET DE LA DÉRIVE SUR LE FACTEUR DE FORME	143
FIGURE 65 : ÉCART TYPE ET INTERVALLE DE CONFIANCE.....	146
FIGURE 66 : PRISE EN COMPTE DE LA DÉFORMATION	147
FIGURE 67 : CORRECTION DES DÉFORMATIONS	148
FIGURE 68 : DÉRIVE DES MESURES STATIQUES (NOVEMBRE 1998).....	149
FIGURE 69 : CORRÉLATION ENTRE LA MESURE DE L'EFFORT STATIQUE VERTICAL ET LA TEMPÉRATURE (JUN99)	150
FIGURE 70 : CORRÉLATION ENTRE LA MESURE DE L'EFFORT DE PESANTEUR VERTICAL ET LA TEMPÉRATURE (JUN99).....	150
FIGURE 71 : DÉRIVE DE L'EFFORT VERTICAL SUR 30 HEURES.....	151
FIGURE 72 : CORRÉLATION ENTRE LA MESURE DE L'EFFORT STATIQUE VERTICAL ET LA TEMPÉRATURE (JUN99) APRÈS CORRECTION	153
FIGURE 73 : SIGNAUX D'EFFORTS POUR L'ESSAI N°24 DE JUIN 1999 À 1.5M/s	154
FIGURE 74 : ANALYSE DE FOURRIER DU SIGNAL DE TRAÎNÉE (1M/S).....	155
FIGURE 75 : ANALYSE DE FOURRIER, ZOOM ENTRE 0 ET 30 Hz (1M/s)	156
FIGURE 76 : ANALYSE DE FOURRIER, RÉPÉTIBILITÉ DES HARMONIQUES.....	156
FIGURE 77 : RECONSTITUTION DU BRUIT MÉCANIQUE.....	157
FIGURE 78 : HARMONIQUES DE LA FRÉQUENCE DE ROTATION DES ROUES DU CHARIOT DE TRACTION.....	158
FIGURE 79 : STRATÉGIE EXPÉRIMENTALE	167
FIGURE 80 : INFLUENCE DE LA GÎTE SUR LE MOMENT DE LACET	171
FIGURE 81 : INFLUENCE DE LA GÎTE SUR LA PORTANCE À DÉRIVE NULLE ET SYMÉTRIES	173
FIGURE 82 : RÉSISTANCE RÉSIDUAIRE, COMPARAISON AVEC LES MODÈLES EMPIRIQUES.....	175
FIGURE 83 : INFLUENCE DE LA GÎTE SUR LA TRAÎNÉE.....	177
FIGURE 84 : INFLUENCE DE LA GÎTE SUR LA TRAÎNÉE, SYMÉTRIE	178
FIGURE 85 : INFLUENCE DE LA VITESSE SUR LA PORTANCE POUR LE VOILIER EN GÎTE ET DÉRIVE	179
FIGURE 86 : INFLUENCE DE LA DÉRIVE SUR LA PORTANCE	180
FIGURE 87 : INFLUENCE DE L'ASSIETTE SUR LA TRAÎNÉE.....	181
FIGURE 88 : INFLUENCE DU DÉPLACEMENT DE LA GÎTE ET DE L'ASSIETTE SUR LA TRAÎNÉE	182
FIGURE 89 : INFLUENCE DE LA VITESSE SUR LA TRAÎNÉE, ASSIETTE COMPENSÉE.....	187
FIGURE 90 : INFLUENCE DE LA VITESSE SUR L'ENFONCEMENT DYNAMIQUE, CORRÉLATION AVEC LES AUTRES PARAMÈTRES D'ATTITUDE.....	188
FIGURE 91 : INFLUENCE DE LA GÎTE, MÉTHODES FIXE ET AVEC ASSIETTE COMPENSÉE	188
FIGURE 92 : TECHNIQUE AVEC ASSIETTE COMPENSÉE, INFLUENCE DE LA GÎTE SUR L'ASSIETTE.....	189
FIGURE 93 : INFLUENCE DE L'ASSIETTE SUR LA TRAÎNÉE.....	190
FIGURE 94 : INFLUENCE DE L'ASSIETTE SUR LE MOMENT DE TANGAGE	191
FIGURE 95 : INFLUENCE DE LA DÉRIVE SUR LA PORTANCE	192
FIGURE 96 : INFLUENCE DE LA DÉRIVE SUR LE MOMENT DE LACET	192
FIGURE 97 : INFLUENCE DE L'ASSIETTE SUR LE MOMENT DE LACET	193
FIGURE 98 : INFLUENCE DE L'ASSIETTE SUR LA PORTANCE.....	193
FIGURE 99 : INFLUENCE DE LA DÉRIVE SUR LA TRAÎNÉE	194
FIGURE 100 : INFLUENCE DU DÉPLACEMENT SUR LA TRAÎNÉE.....	194
FIGURE 101 : CARÈNE DROITE ($\phi=0^\circ$, $\theta=0^\circ$, $\beta=0^\circ$), INFLUENCE DE LA VITESSE	196
FIGURE 102 : CARÈNE EN GÎTE ET EN DÉRIVE, INFLUENCE DE LA VITESSE SUR LES EFFORTS ET LES MOMENTS.....	196
FIGURE 103 : INFLUENCE DE LA GÎTE SUR LA PORTANCE ET LES MOMENTS ($V=1.8m/s$, $\psi=0^\circ$).....	197
FIGURE 104 : CARÈNE EN DÉRIVE, INFLUENCE DE LA GÎTE SUR LA PORTANCE ET LES MOMENTS	197
FIGURE 105 : INFLUENCE SYMÉTRISÉE DE LA GÎTE SUR LA TRAÎNÉE ($\theta=0^\circ$, $\beta=0^\circ$).....	198
FIGURE 106 : CARÈNE EN DÉRIVE, INFLUENCE DE LA GÎTE SUR LA TRAÎNÉE	199
FIGURE 107 : INFLUENCE DE L'ASSIETTE SUR LE MOMENT DE TANGAGE	199
FIGURE 108 : INFLUENCE DE LA DÉRIVE SUR LA TRAÎNÉE	200

FIGURE 109 : INFLUENCE DE LA DÉRIVE SUR LA PORTANCE ET LES MOMENTS	200
FIGURE 110 : NOTION DE DÉFAUT D'ADÉQUATION	205
FIGURE 111 : DIFFÉRENTS TYPES D'ADÉQUATIONS.....	206
FIGURE 112 : MODÈLE HYDROSTATIQUE PAR EFFETS SIMPLES.....	208
FIGURE 113 : DISTRIBUTION DE L'ERREUR.....	213
FIGURE 114 : GRAPHIQUES DES EFFETS MOYENS	216
FIGURE 115 : GRAPHIQUES DES INTERACTIONS	217
FIGURE 116 : DISTRIBUTION DE L'ERREUR.....	218
FIGURE 117 : GRAPHIQUES DES EFFETS MOYENS	220
FIGURE 118 : GRAPHIQUES DES INTERACTIONS	221
FIGURE 119 : CONTRIBUTION À LA PRÉCISION DES TERMES DU MODÈLE POUR CW	224
FIGURE 120 : ADÉQUATION ET PLAN D'EXPÉRIENCES	227
FIGURE 121 : BALAYAGE DES PARAMÈTRES α_L ET α_{Cp} POUR L'OPTIMISATION DU MODÈLE DE G. VAN OORTMERSSEN.....	233
FIGURE 122 : BALAYAGE DES PARAMÈTRES α_L ET α_{Cp} POUR L'OPTIMISATION DU MODÈLE DE G. VAN OORTMERSSEN POUR LE CLASS8 SANS QUILLE.....	234
FIGURE 123 : BALAYAGE DES PARAMÈTRES α_L ET α_{Cp} POUR L'OPTIMISATION DU MODÈLE DE G. VAN OORTMERSSEN POUR LE CLASS8 MUNI DE SA QUILLE.....	235
FIGURE 124 : ADÉQUATION HORS PLAN COMPLET, BALAYAGE FIN EN VITESSE.....	239
FIGURE 125 : ADÉQUATION HORS PLAN COMPLET, BALAYAGE FIN EN GÎTE.....	240
FIGURE 126 : BALAYAGE EN GÎTE AVEC UNE DÉRIVE NON NULLE.....	241
FIGURE 127 : ADÉQUATION HORS PLAN, BALAYAGE FIN EN ASSIETTE.....	242
FIGURE 128 : ADÉQUATION HORS PLAN COMPLET, BALAYAGE FIN EN DÉRIVE.....	242
FIGURE 129 : ADÉQUATION DE LA PORTANCE HORS DU PLAN COMPLET, BALAYAGE FIN EN VITESSE.....	243
FIGURE 130 : ADÉQUATION POUR LA PORTANCE HORS DU PLAN COMPLET, BALAYAGE FIN EN GÎTE.....	244
FIGURE 131 : ADÉQUATION POUR LA PORTANCE HORS PLAN COMPLET, BALAYAGE FIN EN ASSIETTE	244
FIGURE 132 : ADÉQUATION POUR LA PORTANCE HORS PLAN COMPLET, BALAYAGE FIN EN DÉRIVE.....	245
FIGURE 133 : SCHÉMA SYNOPTIQUE DE LA RÉOLUTION DES ÉQUATIONS DE LA MÉCANIQUE	250
FIGURE 134 : SCHÉMA BLOC "PREMIÈRE INTÉGRATION"	250
FIGURE 135 : SCHÉMA BLOC INERTIE.....	251
FIGURE 136 : SCHÉMA BLOC DEUXIÈME INTÉGRATION.....	251
FIGURE 137 : LE PILOTE	254
FIGURE 138 : CONSIGNE DU PILOTE POUR LA RÉALISATION D'UNE POLAIRE	255
FIGURE 139 : POLAIRES DE VITESSE POUR 5 NŒUDS DE VENT RÉEL	256
FIGURE 140 : POLAIRES DE VITESSE POUR 10 NŒUDS DE VENT RÉEL	256
FIGURE 141 : POLAIRES DE VITESSE POUR 13 NŒUDS DE VENT RÉEL	257
FIGURE 142 : INTERACTION, SIMULATION DU LOUVOIEMENT.....	258
FIGURE 143 : INTERACTION, ÉVOLUTION DU GAIN AU VENT.....	259
FIGURE 144 : INFLUENCE DES MASSES AJOUTÉES ET AMORTISSEMENTS, ATTITUDE ET CONDUITE	260
FIGURE 145 : INFLUENCE DES MASSES AJOUTÉES ET AMORTISSEMENTS, VITESSE.....	260
FIGURE 146 : INFLUENCE DES MASSES AJOUTÉES ET AMORTISSEMENTS, TRAJECTOIRE	261
FIGURE 147 : GÉOMÉTRIE DE LA PETITE BALANCE, SCHÉMA DE PRINCIPE	290
FIGURE 148 : GÉOMÉTRIE DE LA "GRANDE" BALANCE	291
FIGURE 149 : GRANDE BALANCE VUE DE DESSUS	292
FIGURE 150 : VUE DE FACE	292
FIGURE 151 : VUE DE COTÉ.....	292
FIGURE 152 : DÉPOUILLEMENT HYDRODYNAMIQUE	295
FIGURE 153 : DÉPOUILLEMENT HYDROSTATIQUE	296
FIGURE 154 : LES ANGLES DE CARDANS	311
FIGURE 155 : CHANGEMENT DE REPÈRES	338
FIGURE 156 : STRUCTURE DU SIMULATEUR	341
FIGURE 157 : SCHÉMA BLOC SIMULATEUR DE DEUX VOILIERS EN INTERACTION.....	342
FIGURE 158 : SCHÉMA BLOC BATEAU	342
FIGURE 159 : SCHÉMA BLOC COMMANDES	343
FIGURE 160 : SCHÉMA INTERACTION AÉRODYNAMIQUE	343
FIGURE 161 : SCHÉMA BLOC SYSTÈME MÉCANIQUE.....	344
FIGURE 162 : SCHÉMA BLOC VENT APPARENT	344
FIGURE 163 : SCHÉMA BLOC CALCUL DES EFFORTS	345
FIGURE 164 : SCHÉMA BLOC "PREMIÈRE INTÉGRATION"	345
FIGURE 165 : SCHÉMA BLOC DEUXIÈME INTÉGRATION.....	346

Table des illustrations

FIGURE 166 : SCHÉMA BLOC HYDRODYNAMIQUE	346
FIGURE 167 : SCHÉMA BLOC INERTIE	347

Résumé : Cette thèse est une contribution à un projet dont l'objet est de construire un outil d'analyse fiable de la conduite en compétition de match-racing. Le comportement dynamique du voilier résulte de l'équilibre entre de nombreuses actions qu'il faut prendre en compte dans leur ensemble pour ne pas arriver à des conclusions erronées sur la performance et le comportement. Nous avons construit un simulateur dont la structure modulaire permettra d'intégrer les modèles de toutes les actions en présence au fur et à mesure que la connaissance progresse dans les différents domaines concernés.

Des modèles empiriques éprouvés sont utilisés pour la partie aérodynamique. L'interaction aérodynamique est représentée par l'addition de deux modèles simples, une singularité de type tourbillon et un sillage plan auto préservé. Ces modèles sont globaux et relativement rudimentaire mais des investigations plus poussées semblent aujourd'hui aventureuses tant les paramètres de réglage des voiles sont nombreux et complexes.

Nous avons privilégié l'étude des efforts hydrodynamiques stationnaires. Des campagnes d'essais ont été menées en adaptant des techniques expérimentales existantes. L'objectif était de quantifier l'influence des paramètres d'attitude, de vitesse et de position. La méthode des plans d'expériences a été mise en œuvre pour structurer la démarche et pour construire des modèles simples et rapides compatibles avec la simulation en temps réel. La rigueur de cette méthode permet en outre de réaliser une analyse de l'erreur de mesure et de comparer différentes modélisations. Des exemples de simulation illustrent en fin de document les possibilités offertes par la version actuelle du simulateur.

Mots Clés : Match-racing, simulateur, voiliers, Bénéteau First Class8, bassin des carènes, plans d'expériences, hydrodynamique.

Summary : This thesis is a contribution to a project whose object is to build a tool for reliable analysis of control in competition of match-racing. The dynamic behaviour of the sailing ship results from balance between many actions which it is necessary to take into account as a whole not to arrive at erroneous conclusions on the performance and the behaviour. We built a simulator of which the modular structure will make it possible to integrate the models of all the involved actions as knowledge progresses in the various fields concerned.

Tested empirical models are used for the aerodynamic part. The aerodynamic interaction is represented by the addition of two simple models, a singularity of vortex type and a preserved plane wake. These models are global and relatively rudimentary but more thorough investigations seem adventurous today so much the parameters of adjustment of the veils are many and complex.

We privileged the study of the stationary hydrodynamic efforts. Trial runs were carried out by adapting existing experimental techniques. The objective was to quantify the influence of the parameters of attitude, speed and position. The method of the experimental planning was implemented to structure the step and to build simple and fast models compatible with simulation in real time. The rigour of this method makes it possible moreover to carry out an analysis of the error of measurement and to compare various modelling.

Examples of simulation illustrate at the end of the document the possibilities offered by the current version of the simulator.

Key words : Match-racing, simulator, sailboat, Bénéteau First Class8, towing tank, experiences planning.

Discipline : Sciences de l'Ingénieur

N° :