

ÉCOLE DOCTORALE

Mécanique, Thermique et Génie Civil

DE NANTES

Année : 2003

Thèse de Doctorat

DISCIPLINE : SCIENCES POUR L'INGENIEUR

SPECIALITE : AERODYNAMIQUE & MECANIQUE DES STRUCTURES

Présentée et soutenue publiquement par

Dimitri VOISIN

*Le 17 décembre 2003
à l'École des Mines de Nantes*

**ETUDE DES EFFETS DU VENT
SUR LES GRUES A TOUR**

Jury

Président	: C. WIELGOSZ	<i>Professeur, Université de Nantes</i>
Rapporteurs	: C. BORRI G. CAIGNAERT	<i>Professeur, Université de Florence, Italie Professeur, Ecole Nationale Supérieure des Arts et Métiers de Lille</i>
Examineurs	: G. GALAND G. GRILLAUD C. SOLLIEC	<i>Directeur Technique et Qualité, POTAIN, Ecully Docteur, Ingénieur, Centre Scientifique et Technique du Bâtiment, Nantes Chargé de recherche HDR, Ecole des Mines de Nantes</i>
Invité	: J-L. BERLAUD	<i>Ingénieur, POTAIN, Ecully</i>

Directeur de Thèse : **C. SOLLIEC**
Titre et grade : *Chargé de recherche HDR*
Laboratoire : Département Systèmes Energétiques et Environnement, Ecole des Mines de Nantes.
Adresse : 4 rue A. Kastler, La Chantrerie, BP 20722, 44307 Nantes Cedex 03.

Remerciements

Cette thèse ayant été réalisée dans le cadre d'une convention CIFRE entre l'entreprise POTAIN et le laboratoire du CSTB, je tiens à remercier vivement les deux parties sans lesquels cette collaboration n'aurait pu avoir lieu... En ce sens, je remercie Madame A. Beley-Sayettat et Monsieur G. Galand pour avoir initié et soutenue cette étude au sein de l'entreprise POTAIN. Je remercie de même Monsieur J. Gandemer, Directeur d'établissement, qui m'a permis d'effectuer ce travail au sein du département CAPE (Climatologie, Aérodynamique, Pollution et Epuration) du centre du CSTB de Nantes.

Merci à mes deux rapporteurs, Messieurs les Professeurs C. Borri (Université de Florence) et G. Caignaert (ENSAM de Lille), d'avoir accepté de juger ce travail. Vos remarques et commentaires constructifs sont une grande aide pour la compréhension du lecteur.

Je suis également reconnaissant à Monsieur C. Wielgosz Professeur à l'Université de Nantes, d'avoir accepté de faire partie et de présider le jury de thèse.

Je tiens à exprimer ma reconnaissance à Monsieur C. Sollic, chargé de recherche HDR, à l'Ecole des Mines de Nantes, qui a bien voulu diriger cette thèse. Je le remercie pour les discussions fructueuses et les conseils avisés au cours de cette thèse. Encore un grand merci Camille, pour ta disponibilité et ton soutien inconditionnel du début à la fin de ce travail.

Ma reconnaissance va également à Monsieur G. Grillaud, Docteur Ingénieur responsable du département Ingénierie Vent et Environnement au CSTB, pour avoir assuré mon encadrement au quotidien. Je le remercie pour le soutien qu'il m'a apporté et l'autonomie qu'il m'a laissé dans la conduite de mes recherches. Je le remercie vivement pour sa confiance dans les différentes phases critiques de mon travail et pour ses conseils scientifiques en Mécanique.

Je tiens à remercier très chaleureusement tous les membres du Département Recherche et Calcul des Structures de l'entreprise POTAIN, qui ont montré une disponibilité et une compétence jamais démenties. Je tiens plus particulièrement à remercier Messieurs J.-I. Berlaud et A. Miton pour leurs connaissances de la grue à tour, et les nombreuses discussions que nous avons eues.

Je tiens à remercier particulièrement toutes les personnes qui ont participé directement à la réalisation du modèle de grue dynamiquement semblable : Monsieur D. Blanchard, maquettiste, pour la réalisation de la partie tournante ; et les membres de l'équipe technique du CSTB de Nantes Messieurs B. Béliard, P.Guilbaud et S. Valin pour leur science de l'usinage de précision, Monsieur G. Etourneau pour l'instrumentation délicate de la balance dynamométrique et Monsieur C. Vachon pour la réalisation non moins délicate de l'électronique du codeur angulaire. Cette liste n'est pas exhaustive mais j'aimerais aussi citer J. Berthaud, H. Brébion, H. Alaïme, J. Dahler

Je tiens à remercier très chaleureusement, Monsieur F. Danbon, Docteur au CSTB, pour m'avoir convaincu de me lancer dans cette thèse. Non seulement tu es un de mes plus fidèle ami depuis presque le début nos études rue Cuvier ... mais aussi tu es un de mes meilleur conseiller professionnel, personnel et scientifique. Grâce à ton excellent sens physique aussi bien en tant qu'expérimentateur quant tant que numéricien, tu m'as permis d'avancer en mécanique des fluides.

Je ne saurais oublier toute l'équipe du CSTB de Nantes. Je tiens à remercier Madame C. Blazincic, Responsable de l'Informatique, pour sa disponibilité et son aide très efficace dans le domaine informatique. Merci à Monsieur O. Viau, Ingénieur, pour ses nombreux conseils dans le domaine du dessin industriel. Merci à Monsieur C.Barre, Ingénieur Coordinateur Technique, pour ses conseils scientifiques et la mise à disposition des moyens humains et matériels nécessaire à la bonne marche de ce travail. Merci à Monsieur O. Flamand, Ingénieur, pour son dynamisme et sa science du dimensionnement. Merci à Mademoiselle S. Bodéré, Ingénieur, pour son aide en programmation. Merci à Monsieur A. de la Foye, Docteur Ingénieur, pour son enthousiasme et l'explication du fonctionnement de GENVENT. Je tiens aussi à remercier pour l'ambiance sympathique de travail qu'ils instaurent : J-P. Bouchet, A. David, P. Delpeche, D. Jouan, M. Sabre, Y. Queveau, B.&V. Sangand, I. Valin, J. Vinet ...

Merci à Monsieur L. Legoff, photographe et ami de longue date, pour tes clichés qui sans lesquels ce rapport serait beaucoup plus terne.

Finalement, je tiens à remercier ma mère pour ses corrections orthographiques et mes deux parents pour leur soutien infailible. Merci à ma femme Nathalie et ma fille Alix, pour leur confiance absolue, leurs encouragements et leur patience d'ange (promis, je ne vous parlerai plus de grue ni de vent et ni de thèse !)

Table des Matières

Notations Principales p.7

Introduction p.9

Chapitre I

Le Vent p.15

1. VITESSE MOYENNE.....	16
1.1. LA LOI LOGARITHMIQUE	16
1.2. LA LOI EN PUISSANCE.....	17
2. TURBULENCE	18
3. VITESSE MOYENNE ET VITESSE DE POINTE.....	19
4. PRESSION DYNAMIQUE ET PRESSION DYNAMIQUE DE POINTE.....	20

Chapitre II
Caractérisation de l'Aérodynamisme de Différents Eléments
d'une Grue à Tour au 1/10

p.23

1. COEFFICIENTS AÉRODYNAMIQUES DES STRUCTURES TREILLIS	24
1.1. GÉNÉRALITÉS.....	24
1.2. INTERPOLATION DES CHARGES DU VENT SUR LES STRUCTURE TREILLIS FONCTION DES ANGLES D'ATTAQUE DU VENT	27
1.3. COMMENTAIRES SUR LES NORMES	28
2. INSTRUMENTATIONS ET MESURES	29
3. LA CONTRE-FLÈCHE MD238	34
4. LA FLÈCHE DE MD238	38
4.1. COEFFICIENT DE TRAÎNÉE EN FONCTION DE L'ANGLE D'INCIDENCE.....	38
4.2. SURFACE AU VENT EN FONCTION DE L'ANGLE DE DÉRAPAGE.....	40
5. MÂTURE DE MD238	43
CONCLUSION.....	45

Chapitre III

Mise en Equations du Renversement de la Grue

p.47

1.	HYPOTHÈSES	48
2.	DÉFINITION DES REPÈRES	49
3.	CALCUL DES MATRICES D'INERTIE	51
4.	MOMENT DYNAMIQUE DE LA MÂTURE EN O	52
5.	MOMENT DYNAMIQUE DE LA PARTIE TOURNANTE EN O	52
6.	PFD APPLIQUÉ À LA PARTIE TOURNANTE	53
	6.1. BILAN DES FORCES EXTÉRIEURES APPLIQUÉES À LA PARTIE TOURNANTE :	53
	6.2. LE PFD APPLIQUÉ À LA PARTIE TOURNANTE AU POINT O :	53
7.	PFD APPLIQUÉ À LA MÂTURE	54
	7.1. BILAN DES FORCES EXTÉRIEURES APPLIQUÉES À LA MÂTURE	54
	7.2. LE PFD APPLIQUÉ À LA MÂTURE AU POINT O :	54
8.	EQUATION DE MOUVEMENT DU RENVERSEMENT	55
9.	CAS PARTICULIERS DES SYSTÈMES À UN DEGRÉ DE LIBERTÉ	56
	9.1. LE CAS DE LA PARTIE TOURNANTE FIXE	56
	9.2. LE CAS DE LA GRUE ENCASTRÉE À SA BASE	56
	9.3. CONSÉQUENCES	57
10.	MODÉLISATION DU RENVERSEMENT DES GRUES SOUS L'EFFET DES RAFALES DE VENT	59
11.	EQUATION DE MOUVEMENT DE LA PARTIE TOURNANTE	63
12.	CONCLUSION	64

Chapitre IV

Approche Expérimentale

p.67

1.	ANALYSE DIMENSIONNELLE ET CONDITIONS DE SIMILITUDES	69
1.1.	PROBLEMATIQUE.....	69
1.2.	LES SIMILITUDES.....	70
1.2.1.	<i>Similitude géométrique</i>	70
1.2.2.	<i>Similitude cinématique</i>	71
1.2.3.	<i>Similitude dynamique</i>	73
1.3.	CONDITIONS DE SIMILITUDES L'ÉCOULEMENT : CHOIX DU NOMBRE SANS DIMENSION PREDOMINANT	75
1.4.	CONSEQUENCES	77
1.5.	SIMULATION DU SILLAGE DES BATIMENTS INCLUS DANS LE PLAN MASSE.....	77
2.	INSTRUMENTATION	79
2.1.	LA BALANCE DYNAMOMETRIQUE.....	79
2.1.1.	<i>Réponse fréquentielle</i>	81
2.2.	CODEUR ANGULAIRE OPTIQUE.....	84
2.3.	SOUFFLERIE NASA.....	86
2.3.1.	<i>Champ de vent en Soufflerie NASA</i>	86
2.3.2.	<i>Vitesse moyenne et Vitesse de pointe</i>	87
3.	CARACTERISTIQUES DE LA GRUE ETUDIEE ET VERIFICATION DES SIMILITUDES	88
3.1.	MASSE ET POSITION DU CENTRE DE GRAVITE	88
3.2.	INERTIE	89
3.3.	LE FROTTEMENT A LA COURONNE : LE COUPLE DE GIRATION	90
3.3.1.	<i>Frottement statique et couple de giration</i>	91
3.3.2.	<i>Frottement dynamique et couple de giration</i>	94
3.4.	LES EFFORTS DU VENT SUR LA GRUE	97
3.4.1.	<i>Vent Arrière</i>	97
3.4.2.	<i>Vent Perpendiculaire</i>	99
4.	ETUDE EXPERIMENTALE	100
4.1.	GRUE SANS ENVIRONNEMENT IMMEDIAT	100
4.2.	GRUE AVEC UN ENVIRONNEMENT IMMEDIAT	104
4.2.1.	<i>Grue décentrée par rapport au bâtiment</i>	105
4.2.2.	<i>Grue centrée sur le bâtiment</i>	109
5.	CONCLUSION	112

Chapitre V

Approche Numérique

p.115

1.	CALCUL DU COUPLE VENT SUR LA PARTIE TOURNANTE	117
2.	SIMULATION DU VENT	120
2.1.	VENT NON PERTURBE STATISTIQUEMENT SEMBLABLE	120
2.2.	VENT DE SILLAGE.....	122
3.	RESOLUTION DU SYSTEME.....	126
4.	VALIDATION DU MODELE : GRUE SANS ENVIRONNEMENT.....	128
4.1.	ESSAI VRAIE GRANDEUR : MD 285 EN "ROUE LIBRE"	128
4.2.	GRUE SANS ENVIRONNEMENT : MISE EN GIROUILLE.....	131
5.	COMPARAISONS NUMERIQUE / EXPERIMENTALE : GRUE DANS LE SILLAGE D'UN BATIMENT.....	133
6.	CONCLUSION	142

Chapitre VI

Effets d'Environnement Immédiat

p.145

1.	DEFINITION D'UN EFFET D'ENVIRONNEMENT IMMEDIAT	146
2.	EFFET DE SITE ET EFFET D'ENVIRONNEMENT IMMEDIAT	146
3.	LES EFFETS D'ENVIRONNEMENT IMMEDIATS PENALISANTS POUR LA STABILITE DE LA GRUE	147
3.1.	EFFETS ENGENDRANT UNE AUGMENTATION DE LA VITESSE DU VENT	147
3.2.	EFFET D'ENVIRONNEMENT ENGENDRANT UNE DISSYMETRIE DU CHAMP DE VITESSE	148
4.	EXEMPLES D'ETUDES PARAMETRIQUES EN FONCTION DE LA HAUTEUR.....	150
5.	CONCLUSION	155

Conclusion Générale p.157

Bibliographie p.163

Annexe A

Présentation des Normes et Recommandations p.167

Annexe B :

**Méthode d'Estimation des Coefficients de Forme d'une
Structure Treillis selon ESDU** p.173

Annexe C :

**Mise en Equation du Renversement de la Grue :
Détails du calcul** p.183

Annexe D :

La Grue à Tour : Schéma d'Ensemble p.189

Notations Principales

Caractères grecs

α	Angle d'incidence
β	Angle de dérapage
λ	Facteur d'élanement
φ	Opacité
$\psi, \dot{\psi}, \ddot{\psi}$	Angle de renversement et ses dérivées par rapport au temps
$\theta, \dot{\theta}, \ddot{\theta}$	Position angulaire de la partie tournante et ses dérivées par rapport au temps
$\vec{\delta}_O$	Moment dynamique en O
$\vec{\sigma}_O$	Moment cinétique en O
$\vec{\Omega}$	Vecteur rotation instantanée
ρ_{Air}	Masse volumique de l'air
ν	Viscosité cinématique du fluide

Caractères romains

a	Demi empatement de la grue
$C_{Frottement}$	Coefficient de frottement du couple de giration
C_{Vent}	Couple aérodynamique
C_{mat}	Centre de poussée du vent sur la mâture
C_x	Coefficient de traînée
C_y	Coefficient de dérive

NOTATIONS PRINCIPALES

C_z	Coefficient de portance
$F_{\alpha,\beta}$	Charge du vent en fonction de α et β
Fr	Nombre de Froude
g	Accélération de la pesanteur
g	Facteur de point
G_{PT}	Centre de gravité de la partie tournante
G_{mat}	Centre de gravité de la mâture
$I_i(z)$	Intensité de turbulence
I_{PT}	Inertie de la partie tournante par rapport à l'axe de rotation de la partie tournante
$k_T(z_0)$	Coefficient fonction de la rugosité
O	Point de renversement
O_{PT}	Centre de rotation de la partie tournante
q	Pression dynamique
\hat{q}	Pression dynamique de pointe
L_i^x, L_i^y, L_i^z	Echelle de turbulence
l_{Gmat}	Distance entre G_{mat} et la base de la grue
l_{CPmat}	Distance entre C_{mat} et la base de la grue
l_{mat}	Longueur du mât
r	Rayon de giration de la partie tournante
Re	Nombre de Reynolds
S	Surface de référence
$S.C_r$	Surface au vent
\bar{U}_z	Vitesse moyenne du vent à la hauteur z
\bar{U}_{ref}	Vitesse moyenne de référence à la hauteur de référence z_{ref}
\hat{U}	Vitesse de pointe
t	Temps
T	Période
z_0	Longueur des rugosités

Introduction

Depuis l'invention du levier droit par Archimède trois siècles avant J.-C, les engins de levages dans les bâtiments et les travaux publics n'ont cessé de se développer, mais il faudra attendre le début du XX^{ème} siècle pour voir apparaître en 1913 une grue dite "à tour" présentée par WOLFF et Cie à la foire de Leipzig [1]. C'est au lendemain de la seconde guerre mondiale que les ateliers de construction WEITZ (France) font apparaître en France une nouvelle génération de grue à tour, dont le chariot roulant coulissant permet d'apporter les charges précisément aux endroits choisis. La grue à tour a alors pris l'aspect qu'on lui connaît aujourd'hui. En 1950, POTAIN présente à son tour une grue à flèche distributrice sous le nom de "RECORD N°5", suivie un an plus tard de la "RECORD N°6" qui connaîtra un succès immédiat. Notons pour l'anecdote les dimensions impressionnantes de la R6 : 16 m de longueur de flèche, pouvant atteindre jusqu'à 40 m de hauteur sous crochet et la possibilité de lever des charges de 600 Kg à un maximum de 16 m !

Dés lors, innovations et améliorations techniques n'ont cessé d'accroître les dimensions et les caractéristiques des grues à tour pour répondre aux exigences des chantiers toujours plus ambitieux. La tenue au vent de grue dont la hauteur ne cesse de croître devient par conséquent une préoccupation de plus en plus importante. Notons par exemple, l'arrivée en 1972 d'une nouvelle forme de pylône à membrures cylindriques permettant de réduire de moitié l'exposition au vent par rapport aux anciens pylônes de type cornière.

INTRODUCTION

Malgré cette évolution technologique, les tempêtes de décembre 1999 nous ont malheureusement rappelé que des vents violents sont capables de renverser une grue à tour. Les conséquences humaines et matérielles de tels accidents, peuvent bien évidemment être considérables. POTAIN en partenariat avec le CSTB, souhaite résoudre ce problème de la stabilité des grues au vent, et ainsi répondre aux attentes en matière de sécurité, des organismes de contrôles comme NORISKO ou le CEBTP, des organismes de sécurité comme la CRAM ou l'INRS et des utilisateurs et gestionnaires de parcs de grues comme BOUYGUES.

L'intérêt de cette étude est donc de comprendre et de caractériser le comportement des grues au vent, afin de réduire le risque de renversement ou de rupture au niveau de la mâture. L'idée est à la fois d'affiner nos estimations des efforts dus au vent sur chacune des différentes parties d'une grue, mais aussi d'anticiper le mouvement de la partie tournante de la grue lorsque celle-ci est en girouette. La mise en girouette signifiant de laisser la grue tourner librement autour de son axe vertical de rotation lorsque celle-ci n'est pas en service ou bien que la vitesse de pointe du vent dépasse 72 km/h.

En effet, lorsque la grue est mise en girouette, le comportement dynamique de la partie tournante conditionne la stabilité de la grue en condition hors service. Dans les zones d'urbanisation dense et élevée, les fluctuations de vitesse et de direction du vent sont fortes particulièrement dans le sillage des bâtiments. L'ensemble de l'environnement bâti autour d'une grue à tour peut générer une grande inhomogénéité du champ de vitesse au niveau de la partie tournante. Du fait de son inertie et de son frottement (sur son pivot) l'ensemble flèche – contre-flèche de la grue ne suit pas instantanément les changements de direction rapides du flux. Elle se trouve ainsi soumise en permanence à des efforts instationnaires dus aux vents latéraux qui peuvent être la cause d'un certain nombre de chutes de grues.

Ce travail s'articule autour de deux approches complémentaires, l'une est expérimentale, la seconde numérique. Les trois premiers chapitres sont le préambule à ces deux axes de recherche, ils regroupent à la fois les approches bibliographiques, de modélisation ainsi qu'une "cartographie" des surfaces au vent d'une grue à tour.

Le premier chapitre s'intéresse à la modélisation du vent naturel turbulent dans la basse couche de l'atmosphère : la couche limite atmosphérique. En effet, que ce soit expérimentalement ou numériquement, simuler fidèlement le comportement au vent d'une grue à tour nécessite en premier lieu de reproduire le profil de vitesse, la turbulence ainsi que la corrélation spatiale du vent.

INTRODUCTION

Le deuxième chapitre s'attache à caractériser l'aérodynamisme d'une grue à tour. Les surfaces au vent des éléments de flèche, de contre-flèche et de mâture sont présentées en fonction de l'angle d'attaque du vent. Les mesures de traînée en soufflerie de maquettes à l'échelle du 1/10, nous permettent à la fois de quantifier l'influence de certains équipements et de vérifier le calcul normatif. Mais cette étape préliminaire est aussi indispensable à la suite de notre étude expérimentale portant sur le dimensionnement d'un modèle de grue dynamiquement semblable et lors de la phase numérique. En effet, les résultats expérimentaux des surfaces au vent seront utilisés en entrée de notre modèle de simulation.

Le troisième chapitre de ce mémoire présente la modélisation mathématique du renversement d'une grue à tour. La grue à tour est considérée comme un système à deux degrés de liberté : la rotation de la partie tournante autour de l'axe de la mâture et la rotation de l'ensemble de la grue autour du point de renversement au pied de la grue. Ainsi, les différents moments en jeu lorsqu'une grue est plongée dans un champ de vent sont explicités en fonction des grandeurs caractéristiques d'une grue à tour. Nous verrons quels sont dans le cas d'un encastrement les valeurs des moments d'inertie, centrifuge, de gravité et le moment dû au vent au pied de celle-ci.

Le quatrième chapitre aborde la simulation expérimentale du comportement d'une grue à tour. Sachant que toute approche expérimentale n'est possible que si tous les phénomènes physiques sont clairement identifiés afin de les reproduire le plus fidèlement possible, une analyse dimensionnelle est entreprise pour déterminer les paramètres de similitudes propres à notre étude. Suite à une description du modèle de grue dynamiquement semblable et à la vérification de ses différentes caractéristiques mécaniques, une présentation des moyens de mesure et de la soufflerie est faite.

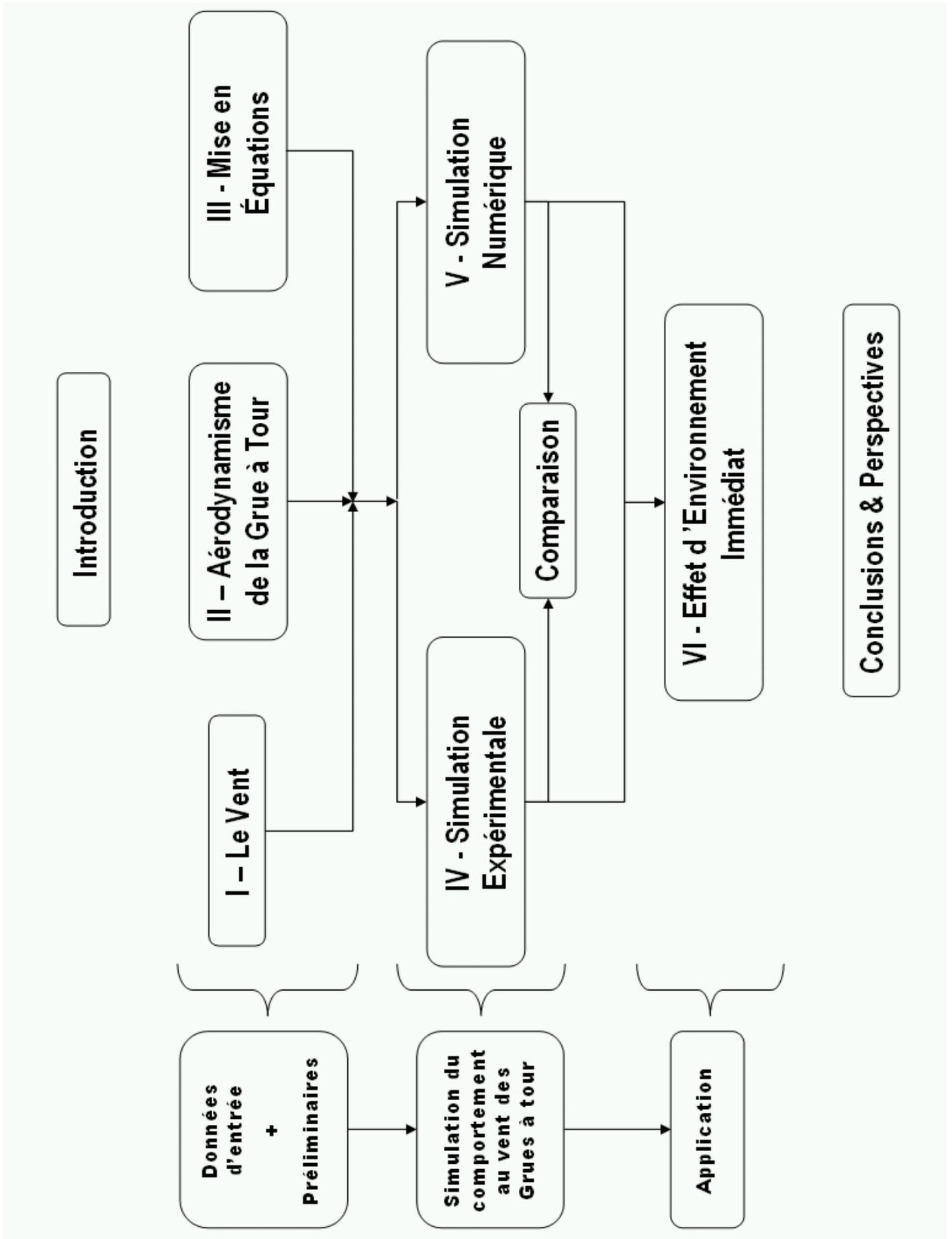
Pour conclure ce chapitre, nous exposons les résultats expérimentaux de deux types de configurations : avec et sans environnement. Ces premiers résultats nous permettent de vérifier le comportement du modèle physique et de justifier notre protocole d'essais.

Le cinquième chapitre est consacré à l'approche numérique du comportement des grues à tour. Le modèle numérique développé durant cette thèse est fondé sur une hypothèse quasi-statique permettant la résolution temporelle du système. Après une description de la méthode d'intégration des efforts, de la résolution des équations différentielles, une comparaison est faite en fonction des différents champs de vent utilisés en entrée du module. Une comparaison numérique / expérimentale est établie à partir d'un cas concret d'effet d'environnement immédiat

INTRODUCTION

permettant ainsi une validation et un recalage du modèle. La comparaison des résultats expérimentaux et numériques permet finalement de conclure sur la pertinence des différents champs de vent et sur l'utilisation du modèle numérique en tant que moyen de développement.

Le dernier chapitre regroupe les résultats de nos investigations sur les effets d'environnement immédiat auxquels peuvent être soumises les grues à tour. L'influence des paramètres concernant l'environnement bâti (hauteur, largeur, longueur et distance par rapport à la grue) est mise en évidence. Du fait de l'infinité d'environnements bâtis et de configurations de grue possibles, l'étude ne se veut pas exhaustive, mais des configurations critiques sont mises en évidence à l'aide de deux effets d'environnement immédiat rencontrés durant ces trois années de recherche.



INTRODUCTION

Chapitre I

Le Vent

Le vent est généré par le mouvement des masses d'air dans l'atmosphère. Ces déplacements d'air entre l'équateur et les pôles sont nécessaires à l'équilibre énergétique de la planète. Loin du sol, la vitesse du vent résulte de l'équilibre des forces engendrées par le champ de pression atmosphérique et les forces de Coriolis dues à la rotation de la Terre.

Lorsque l'on se rapproche du sol, les forces de frottement dues à la rugosité et les phénomènes thermiques augmentent pour devenir prépondérants face aux forces de Coriolis. La rugosité augmente la turbulence, l'énergie turbulente de l'écoulement se disperse par frottement visqueux et le vent s'affaiblit.

On appelle Couche Limite Atmosphérique (CLA), la partie de l'atmosphère située au voisinage de la surface terrestre à l'intérieur de laquelle la turbulence de petite échelle se manifeste de façon permanente, c'est à dire dans la zone où, les flux turbulents et l'énergie cinétique turbulente sont non négligeables en permanence. Au-dessus de la CLA, c'est l'atmosphère libre (la turbulence de petite échelle ne se manifeste que de façon intermittente).

Les grues, bien que pouvant être "très hautes", se trouvent dans la partie inférieure de la CLA. Elles sont donc soumises aux effets de la turbulence.

Dans le cas de notre étude, seule l'étude des vents forts nous intéresse. Sous des latitudes moyennes, la stabilité atmosphérique, lorsque soufflent ces vents, est généralement "neutre", ce qui signifie que les phénomènes thermiques sont négligeables devant la dynamique de la CLA.

La CLA est alors caractérisée par le profil vertical de vitesse moyenne et les caractéristiques de la turbulence (intensité, échelles).

1. Vitesse moyenne

La vitesse moyenne permet de suivre les évolutions lentes du vent. Plusieurs formules empiriques, semi-empiriques ou théoriques sont utilisées pour représenter le gradient de vitesse en fonction de la hauteur et de la rugosité. Les plus courantes pour un écoulement turbulent établi, sont la loi en puissance et la loi logarithmique dont nous rappelons les formulations :

Remarque : La loi logarithmique provient de fondements théoriques alors que la loi en puissance est purement empirique. La loi logarithmique est donc plus précise que la loi en puissance.

1.1. La loi logarithmique

Elle est parfaitement adaptée de 20 m à 100 m de hauteur et découle directement des équations de Navier-Stokes. En effectuant les hypothèses de la longueur de mélange de Prandtl et en supposant la surface "aérodynamiquement" rugueuse, nous avons :

$$\frac{\bar{U}_z}{\bar{U}_{ref}} = k_T(z_0) \ln \frac{z}{z_0} \quad (1.1)$$

Où

\bar{U}_z	Vitesse moyenne du vent à la hauteur z (m/s)
\bar{U}_{ref}	Vitesse moyenne de référence (m/s)
$k_T(z_0)$	Coefficient fonction de la rugosité
z_0	Longueur des rugosités (m)

La vitesse moyenne de référence \bar{U}_{ref} est fixée conventionnellement (en France : moyenne sur 10 minutes, hauteur 10m, site plat, rugosité faible de type "rase campagne", "aéroport"). Elle caractérise la "force" de la tempête que l'on considère pour le dimensionnement de l'ouvrage.

La longueur des rugosités z_0 varie en fonction du site (tableau 1.1). Elle dépend de la hauteur et de la densité des obstacles au sol.

Site	z_0 (m)
Mer	0,001 – 0,01
Aéroport, rase campagne	0,01 – 0,1
Bocage, banlieue	0,1 – 0,5
Zones urbaines	0,5 – 1,5
Très grande ville	1,5 – 2,5

TAB. 1.1 – Coefficient z_0 caractérisant la rugosité du site

1.2. La loi en puissance

Elle est très facile d'utilisation en soufflerie atmosphérique. C'est une loi empirique qui donne une approximation simplificatrice de la CLA, voir figure 1.1

$$\frac{\bar{U}_z}{\bar{U}_{ref}} = \left(\frac{z}{z_{ref}} \right)^\alpha \quad (1.2)$$

Où

\bar{U}_{ref} Vitesse moyenne de référence à la hauteur de référence z_{ref} (m/s)

α Exposant dépendant de la rugosité du terrain

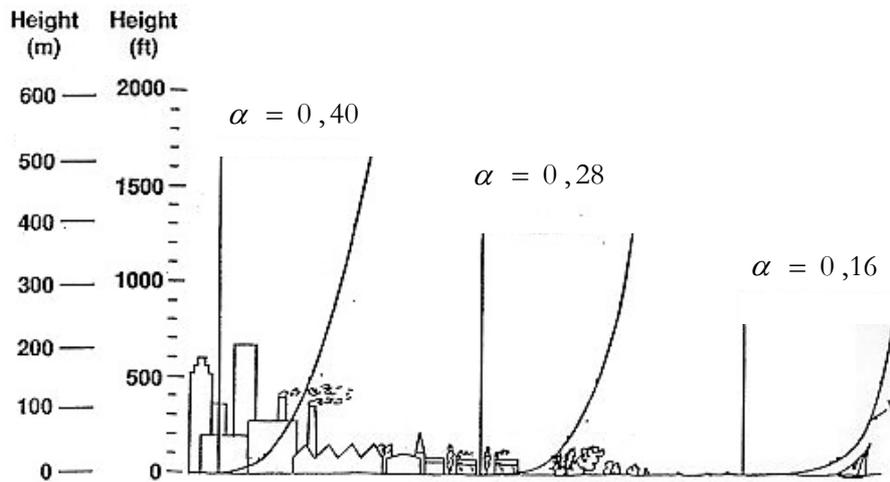


FIG. 1.1 – Profils de vitesse suivant la loi en puissance

Le tableau ci-dessous donne une idée de la correspondance entre $\alpha - z_0$

z_0 (m)	0,005	0,07	0,3	1	2,5
α	0,10	0,15	0,20	0,25	0,35

TAB. 1.2 –Correspondance entre $\alpha - z_0$

2. Turbulence

L'intensité et la direction du vent dans les basses couches de l'atmosphère, sont des variables aléatoires et chaotiques ; pour cette raison, le vent est dit turbulent. La nature des différents obstacles est principalement à l'origine de cette turbulence. Une modélisation des différentes caractéristiques du vent fut proposée par Reynolds.

Selon le formalisme de Reynolds, la vitesse du vent $U(t)$ est décomposable suivant une partie moyenne \bar{U} et une partie fluctuante $U'(t)$. Soit pour la composante portée par le vent moyen :

$$U(t) = \bar{U} + U'(t) \quad (1.3)$$

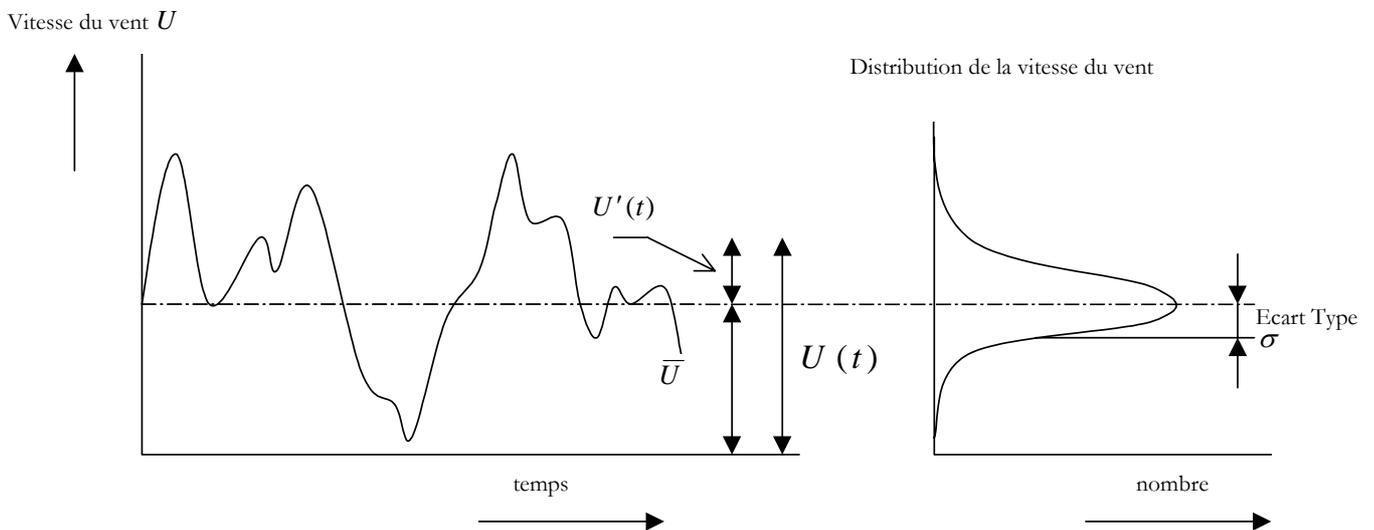


FIG. 1.2 – Distribution de la vitesse du vent

Classiquement le vecteur vitesse du vent \vec{U} est décomposable (figure 1.3) dans une base $(\vec{x}, \vec{y}, \vec{z})$ où \vec{x} est horizontal, parallèle à la direction moyenne du vent. Ainsi \vec{U} peut s'écrire :

$$\vec{U} = (\bar{U} + u)\vec{x} + v\vec{y} + w\vec{z}$$

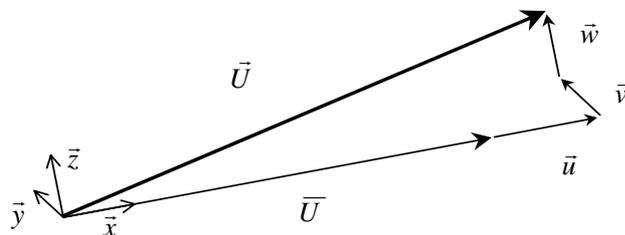


FIG. 1.3 - Décomposition du vecteur vitesse

u, v, w représentent les fluctuations de vitesse du vent autour de sa valeur moyenne \bar{U} . Ces trois grandeurs sont des processus gaussiens stationnaires centrés de sorte que $\bar{u} = \bar{v} = \bar{w} = 0$

- **Intensité Turbulente**

La turbulence, quant à elle est définie, par la fluctuation de la vitesse autour de sa valeur moyenne, peut donc être caractérisée sur une période T , par l'écart type de cette fluctuation :

$$\sigma_u = \sqrt{\frac{1}{T} \int_{t_0}^{t_0+T} U'^2(t) dt} = \sqrt{\overline{U'(t)^2}} \quad (1.4)$$

Elle a un effet important quant aux efforts sur les structures du fait qu'elle fait varier le champ de vitesse donc de pression instantanée.

L'intensité de turbulence est définie par :

$$I_i(z) = \frac{\sigma_i(z)}{\overline{U}(z)} \quad \text{avec } i = u, v \text{ ou } w \quad (1.5)$$

Cette relation traduit un accroissement de l'intensité turbulente avec la rugosité et une décroissance avec la hauteur au-dessus du sol.

Les fluctuations longitudinales de vitesse sont prépondérantes et seront les seules considérées dans le cas des grues. La relation entre la composante longitudinale de l'intensité turbulente et la hauteur est rappelée par J. VREUGDENHILL [2] :

$$I_u(z) = \frac{1}{\ln(z/z_0)} \quad (1.6)$$

3. Vitesse moyenne et vitesse de pointe ou de "rafale"

Ce sont deux grandeurs à ne pas confondre. La vitesse moyenne \overline{U} est la moyenne de la vitesse par rapport au temps sur une période T donnée (de 10 minutes à 1 heure. La vitesse de pointe \hat{U} est le maximum de vitesse rencontrée sur cette même période T . Les deux sont mesurées par les stations météorologiques.

$$\hat{U} = \overline{U} + U'_{\max} \quad (1.7)$$

Du fait de la nature turbulente du vent, la vitesse de pointe est aléatoire. La formule suivante permet d'en estimer une valeur moyenne en fonction de l'intensité turbulente à la hauteur z :

$$\hat{U} = \overline{U} + g\sigma_u = \overline{U} (1 + gI) \quad (1.8)$$

Le facteur de point $\mathbf{g} = \frac{U'_{\max}}{\sigma_u}$ répond à une distribution Gaussienne, selon le CSTB [3], il peut

être de la forme $\mathbf{g} = \sqrt{2 \operatorname{Ln}\left(\frac{T}{5\Delta T}\right)}$

- **Application numérique :**

Suivant la convention de la météorologie nationale $T = 10 \text{ mn} = 600 \text{ s}$, pour $\Delta T = 3 \text{ s}$ correspondant au temps de réponse des anémomètres, le facteur de pointe $g = 2,71$

4. Pression dynamique et pression dynamique de pointe

La pression dynamique de pointe \hat{q} est calculée à partir de la vitesse de pointe \hat{U} , mais pour une raison pratique elle est souvent exprimée en fonction du facteur de pointe g . Le calcul de la pression dynamique de pointe se fait donc simplement :

$$\hat{q} = \frac{1}{2} \rho_{air} \hat{U}^2 = \frac{1}{2} \rho_{air} \bar{U}^2 (1 + \mathbf{g}I)^2 \quad (1.9)$$

En supposant $2\mathbf{g}I \gg (\mathbf{g}I)^2$ la pression dynamique de pointe est environ égale à

$$\hat{q} \approx \frac{1}{2} \rho_{air} \bar{U}^2 (1 + 2\mathbf{g}I) \quad (1.10)$$

5. Corrélation spatiale et échelle de turbulence

"En deux points de l'espace séparés de quelques dizaines de mètres, les fluctuations de la vitesse instantanée du vent (turbulence) ne sont ni égales ou synchrones, ni non plus statistiquement indépendantes. La turbulence peut être vue en, en première approximation, comme l'enchevêtrement de tourbillons de tailles diverses (gros, moyens, petits) entraînés par le vent moyen. La dimension moyenne de ces tourbillons est de l'ordre de la centaine (ou fraction de centaine) de mètres." BIÉTRY [4]

De par leurs dimensions, les grues peuvent être partiellement ou totalement enveloppées par ces tourbillons évoqués par BIÉTRY [4]. La grandeur qui caractérise la taille moyenne des tourbillons est appelée échelle de turbulence : L_i^x , L_i^y , L_i^z sur les axes : longitudinal, latéral et vertical.

Elle est calculée à partir des coefficients d'intercorrélation des fluctuations de vitesse. Mathématiquement, cela revient à définir la distance à partir de laquelle deux fluctuations de vitesse u_i' , en deux points de l'espace, ne sont plus corrélés.

Les échelles de turbulence augmentent avec la hauteur mais diminuent avec la longueur de rugosité z_0 . Plus on se rapproche du sol et des rugosités, plus les échelles de turbulence vont être réduites. En effet, les gros tourbillons se brisent lorsqu'ils vont rencontrer des rugosités (du type arbres ou immeubles), pour former des tourbillons plus petits et moins énergétiques.

- **Exemple de caractéristiques de vent**

Les tableaux (1.3 et 1.4) ci-dessous rassemblent des données utilisées pour l'étude du tablier du pont de Normandie. Ces données nous apportent des ordres de grandeur des caractéristiques d'un champ de vent au-dessus de deux types de rugosité, Mer et Campagne BIÉTRY [4].

L'idée est d'apporter des ordres de grandeurs des échelles de turbulence du vent par rapport aux dimensions caractéristiques d'une grue à tour. Les Tableaux 1.3 et 1.4 montrent que les dimensions des tourbillons et des grues sont comparables. Cela signifie que la partie tournante peut être englobée par un seul tourbillon mais en général se trouve sollicitée simultanément ou non par plusieurs tourbillons. Le long de la partie tournante la vitesse du vent est donc rarement homogène, ce qui a des conséquences sur le couple vent.

Vent de "mer" ($z_0 = 0,005$ m), à la hauteur $z = 65$ m			
Composante $i (= u, v, w)$ de la turbulence	Intensité de turbulence I_i	Echelles de turbulence (m)	
		Latérale L_i^y	Verticale L_i^z
u	0,090	85	40
v	0,075	95	30
w	0,050	35	20

TAB. 1.3 – Exemple de vent de mer, à 65 m de hauteur [4]

Vent de "Campagne" ($z_0 = 0,07$ m), à la hauteur $z = 65$ m			
Composante $i (= u, v, w)$ de la turbulence	Intensité de turbulence I_i	Echelles de turbulence (m)	
		Latérale L_i^y	Verticale L_i^z
u	0,145	50	40
v	0,120	40	30
w	0,080	20	20

TAB. 1.4 – Exemple de vent de campagne, à 65 m de hauteur [4]

Chapitre II

Caractérisation de l'Aérodynamisme de Différents Eléments d'une Grue à Tour au 1/10

L'objectif de ce chapitre est de caractériser l'aérodynamisme global d'une grue à tour. Les essais en soufflerie, nous donnent des points de comparaisons lors de notre étude normative [8]. De plus, ils nous permettront de dimensionner le modèle de grue au 1/80 lors de l'approche expérimentale (Chapitre IV) et serviront de données d'entrée lors de la modélisation numérique (Chapitre V).

Nous avons choisi d'étudier une grue à tour "classique" de type MD238 (figure 2.1) : la flèche (sections N°2 et N°4), sa contre-flèche (pointe de 12,5 m et rallonge de 2,5 m) et de 15 m de mâture. Les maquettes sont des structures en bois. Elles ont été réalisées à l'échelle géométrique du 1/10 pour une raison d'encombrement dans la soufflerie (blocage de la veine).

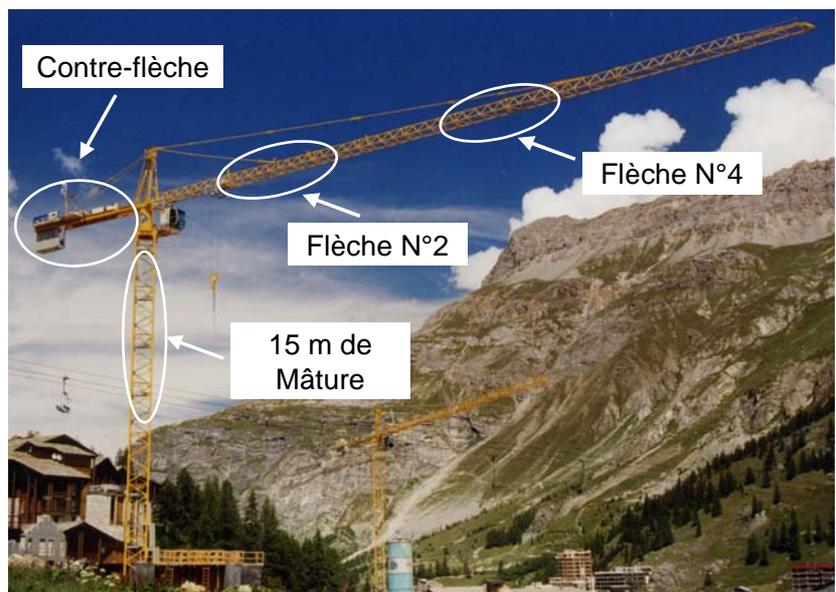


FIG. 2.1 – Grue de type MD238

1. Coefficients aérodynamiques des structures treillis

1.1. Généralités

Le champ de pression s'exerçant sur un obstacle génère une force que l'on peut décomposer suivant trois composantes : la force de poussée (ou traînée) F_x , parallèle à la direction moyenne de l'écoulement ; la force de dérive F_y , perpendiculaire à l'écoulement dans le plan horizontal ; la force de portance F_z perpendiculaire à l'écoulement dans le plan vertical.

Ces forces s'expriment sous forme de coefficients adimensionnés :

Coefficient de **traînée**

$$C_x = \frac{F_x}{qS}$$

Avec q
 S

Coefficient de **dérive**

$$C_y = \frac{F_y}{qS}$$

Pression dynamique (Pa)
Surface de référence (m²)

Coefficient de **portance**

$$C_z = \frac{F_z}{qS}$$

Remarque : Dans le cas des grues on s'intéresse principalement à la force de traînée pour une raison essentielle : les efforts résultants du vent sur une structure treillis correspondent principalement à des efforts de traînée (module et direction de la résultante des forces sont proches de ceux de la traînée).

En écoulement incompressible, les coefficients adimensionnés C_x , C_y et C_z sont fonction de lois complexes et de nombreux paramètres [5]. Ainsi pour le cas des structures treillis, nous verrons que, ces coefficients dépendent du nombre de Reynolds, de la rugosité, de la géométrie des membrures et de la forme géométrique globale (maître couple, opacité et facteur d'élanement).

Dans le cas des corps à surface courbe, notamment les cylindres, le **nombre de Reynolds** a une importance prépondérante. Son influence sur les corps rectangulaires ou prismatiques, à arêtes vives ou arrondies, est moins importante.

L'influence de la **rugosité** des surfaces exposées se manifeste sur la nature, le développement et le décollement de la couche limite.

La **géométrie des membrures** intervient dans l'aérodynamisme. Un treillis peut-être constitué d'une multitude de combinaisons de membrures de formes et de sections différentes. Les écoulements qui se développent autour de barres à section circulaire, rectangulaire, carrée ou profilée en U (ou en cornière) sont différents.

En plus de la forme propre à chaque membrure, leurs arrangements dans l'espace, leurs nœuds de liaison, les échelles, plates-formes, câbles, etc ... vont modifier l'aérodynamisme.

Si la résistance globale d'un corps composé de plusieurs éléments est supposée égale à la somme des résistances de ces corps, les résultats obtenus ne sont pas valables. La traînée d'un treillis formé de barres cylindriques le montre à l'évidence. Il ne fait aucun doute que sa résistance ne correspond pas à la somme des résistances des différentes barres composant le treillis. Il faut en outre tenir compte des résistances d'interférences aux intersections des barres (nœuds) ainsi que de la résistance correspondant à l'interférence mutuelle des barres et qui est fonction de la densité du treillis. Selon cette densité, la somme des résistances d'interférences peut-être nettement supérieure à celles des barres. L'interférence peut dans certains cas être favorable à la résistance globale.

Ainsi, la **forme géométrique globale** doit être prise en considération. Pour ce faire, les normes utilisent le facteur d'élanement et l'opacité, mais aussi différencient les structures treillis rectangulaires des treillis triangulaires.

Le **facteur d'élanement** défini par $\lambda = \frac{l}{d}$ (figure 2.2) est une caractéristique supplémentaire d'une structure treillis. Il réduit le coefficient de référence de façon à prendre en considération les effets 3D de contournement au bord de la structure étudiée. Le coefficient de référence est normalement donné égal à l'unité pour un élément supposé infini dans un écoulement bidimensionnel.

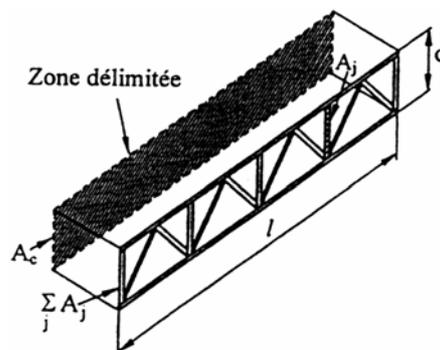


FIG. 2.2 - Exemple d'un élément treillis

L'**opacité** φ d'un élément treillis n'est autre que la surface au vent de chaque élément de la structure, projetée sur un plan perpendiculaire à la direction du vent, divisée par la surface que celle-ci aurait en étant pleine. Elle est établie comme suit :

$$\varphi = \frac{\sum_j A_j}{A_C} \quad (2.1)$$

Où $\sum_j A_j$ **Aire frontale effective** : La somme des surfaces des éléments individuels avec les plaques d'éclissage (plaque de liaisons) projetées dans le plan perpendiculaire à la direction du vent.

A_C **Aire circonscrite** par les limites du treillis : Projection de l'élément de treillis, suivant ses dimensions caractéristiques l et d (figure 2.1), dans le plan perpendiculaire à la direction du vent.

La **surface de référence** (ou maître couple) correspond à l'aire de la surface résultante de la projection de l'obstacle sur un plan perpendiculaire à la direction du vent (équivalent à l'aire frontale effective vue précédemment).

Remarque : Par convention, la surface de référence est calculée avec une incidence et un dérapage nul, pour rendre possible les comparaisons des coefficients adimensionnés.

Un autre facteur important est l'**angle d'attaque** avec lequel le vent aborde la structure treillis. Pour définir celui-ci dans l'espace, nous parlons d'angle d'incidence, de dérapage (figure 2.3). L'**angle d'incidence** α est par définition l'angle entre l'axe transversal du treillis et la direction du vent. L'**angle de dérapage** β est l'angle entre l'axe longitudinal du treillis et la direction du vent. Nous verrons que l'incidence est prépondérante lors de l'étude des efforts sur des éléments de mâture. L'angle de dérapage est lui important pour l'étude des efforts sur la partie tournante d'une grue.

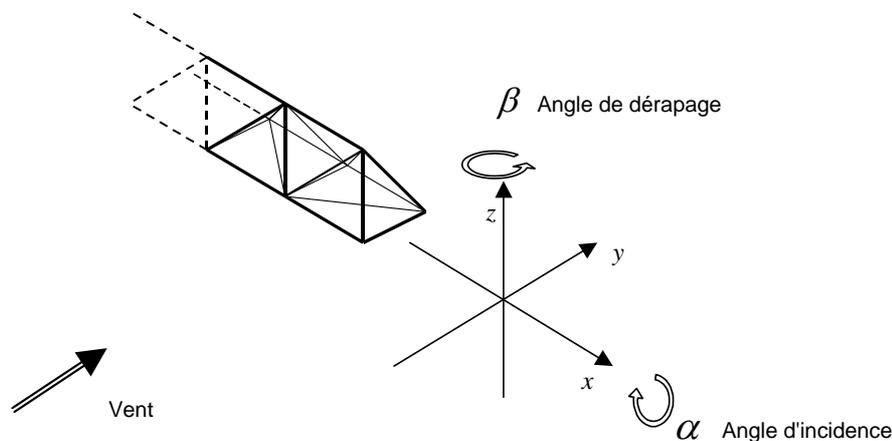


FIG. 2.3 – Définition de l'angle d'attaque

Remarque : Les éléments de la grue se présentent au vent sous le même angle de roulis, c'est pourquoi nous ne nous sommes pas intéressés à ce troisième angle.

1.2. Interpolation des charges du vent sur les structure treillis fonction des angles d'attaque du vent

Lors de notre étude, notamment au moment de la simulation numérique du comportement des grues au vent (Chapitre V), nous aurons besoin d'un outil mathématique pour interpoler les résultats expérimentaux des pesées d'éléments de grue en fonction de l'angle d'attaque du vent.

Une interpolation des charges (respectivement des surfaces au vent) est proposée par J.F. EDEN [6]. Cette formule (2.2) est valable pour les présentations non orthogonales au vent d'une structure **treillis rectangulaires**.

$$F_{\alpha,\beta} = (F_{90,0} \sin^\eta \alpha + F_{0,0} \cos^\eta \alpha) \cos^\eta \beta + F_{0,90} \sin^\eta \beta \quad (2.2)$$

Avec

- $F_{\alpha,\beta}$ Charge du vent (N) en fonction de α et β
- α et β Angles d'incidence et de dérapage (deg)
- η Coefficient empirique

Elle est valable pour les structures treillis rectangulaires comme par exemple des éléments de mâture. Mais, nous l'appliquerons aux contre-flèches et éléments de flèche sous une **incidence nulle**. Par contre les éléments de flèche étant des structures treillis triangulaires, l'équation (2.2) ne convient pas lorsque l'incidence n'est pas nulle.

1.3. Commentaires sur les normes

Le calcul et l'estimation des charges du vent sur des treillis ne sont pas récents. Le premier à avoir travaillé sur le sujet est un aérodynamicien allemand O. FLACHSBART [7] de 1921 à 1933. Ses travaux sont à l'origine de la première édition de la norme DIN 1055 [8] datant de 1938. La méthode de O. FLACHSBART qui s'était confinée à des poutres anguleuses a été reprise par bon nombre de scientifiques qui l'ont adaptée aux poutres de sections et de formes différentes.

Le calcul des efforts du vent sur les structures treillis est donc connu depuis longtemps. Il est abordé par toutes les normes et recommandations concernant les grues à tour. Toutes s'appuient sur des fondements empiriques, mais simplifient plus ou moins la méthode. Nous présentons les principales en annexe A.

Au début de ces travaux de thèse, nous avons été amené à effectuer une étude normative concernant les charges du vent sur les structures treillis des grues à tour [9]. Les conclusions de cette étude en terme de surface au vent $S.C_r$ sont :

- **Treillis à membrures NON CIRCULAIRES** : bonne estimation (les écarts de surface au vent $S.C_x$ sont de l'ordre de 5 à 10% entre les essais et les normes) et équivalence entre ASCE 7-95 [10], DIN 1055 [8], NF 52-081 [11], FEM 1004 [13], Eurocode [14] et ESDU [15, 16, 17, 18, 19]
- **Treillis à membrures CIRCULAIRES** : Bonne estimation par rapport aux mesures expérimentales de l'ESDU et surestimation (les écarts de surface au vent $S.C_x$ peuvent atteindre 40% entre les essais et les normes) ASCE 7-95, DIN 1055, NF 52-081, FEM 1004, Eurocode

La méthode de l'ESDU, la plus pertinente (au regard des comparaisons expérimentales) pour calculer les coefficients de traînée des structures treillis, est présentée en annexe B.

2. Instrumentations et mesures

Les efforts engendrés par le vent sont mesurés à l'aide de capteurs extensométriques.

- **Banc dynamique pour les pesées en fonction de l'angle d'incidence**

Pour les éléments de flèche et de mâture, ces jauges de contraintes sont collées sur deux balances dynamométriques placées à l'intérieure de chacune des flasques du banc dynamique (figure 2.3) L'ensemble : balances/maquette tourne autour d'un axe horizontal, ce qui nous permet d'orienter la structure pour réaliser toute la gamme d'incidence de vent souhaitée.

Les pesées aérodynamiques doivent être conduites sans modification ni perturbation de l'écoulement autour de la maquette, c'est à dire que l'écoulement doit être uniforme et bidimensionnel sur l'ensemble de la maquette. Le banc dynamique est donc utilisé pour créer cet écoulement entre ses deux flasques et ainsi s'affranchir des effets de bords.

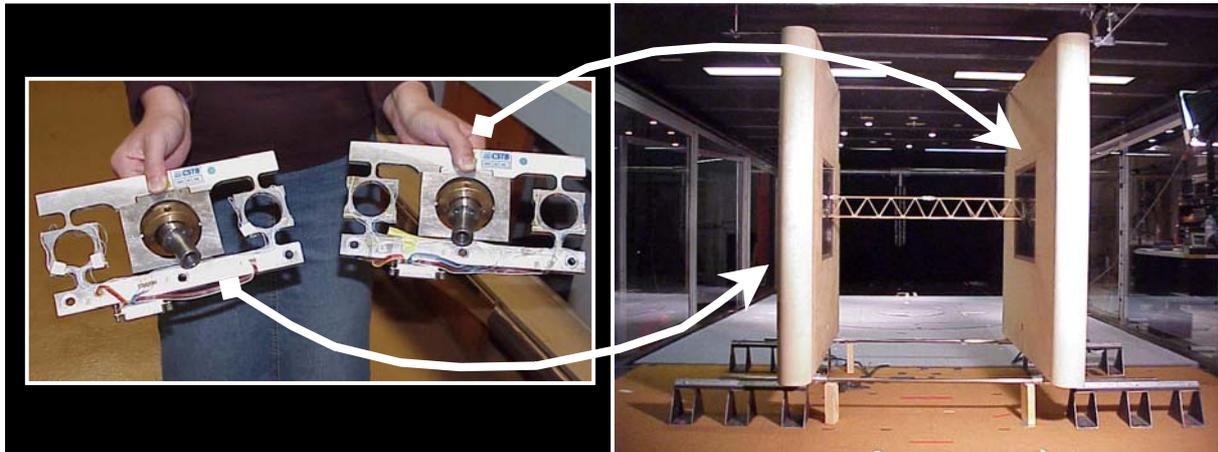


FIG. 2.3 – 2 balances du banc dynamique

Remarque : L'utilisation du nom "banc dynamique" peut porter à confusion. C'est un banc d'essai comprenant deux balances dynamométriques très utiles pour effectuer des mesures de coefficients aérodynamiques en régime stationnaire. Mais il a aussi été conçu pour étudier les tabliers de pont. Grâce à un système de ressort il est possible d'effectuer par exemple des mesures de coefficients aéroélastiques par la technique des oscillations libres.

L'étalonnage de la balance s'effectue en statique avec des masses de 0,1 à 1 Kg. La précision sur les forces est de l'ordre de quelques pour-cent.

- ***Balance VKI pour les pesées en fonction de l'angle dérapage***

Dans le cas des pesées de la contre-flèche et des éléments de flèche, ces capteurs se trouvent sur une balance dynamométrique placée sous le plancher de la soufflerie (figure 2.4 – balance VKI à 6 composantes). Dans ce cas ci l'ensemble balances/maquette tourne autour d'un axe vertical pour scruter la gamme d'angle de dérapage.

Les efforts sur les supports tubulaires reliant la maquette à la balance dynamométrique ont été mesurés à part et soustraits (pour les contre-flèches environ 5 % de la surface au vent pour un angle de dérapage 90°). Ces supports nous permettent de placer la maquette en dehors de la couche limite générée par le sol de la soufflerie. Il a été vérifié que ces supports de forme cylindrique ont un coefficient de traînée constant sur la gamme de vitesse étudiée. Ils ne sont donc pas soumis à des effets du nombre Reynolds.

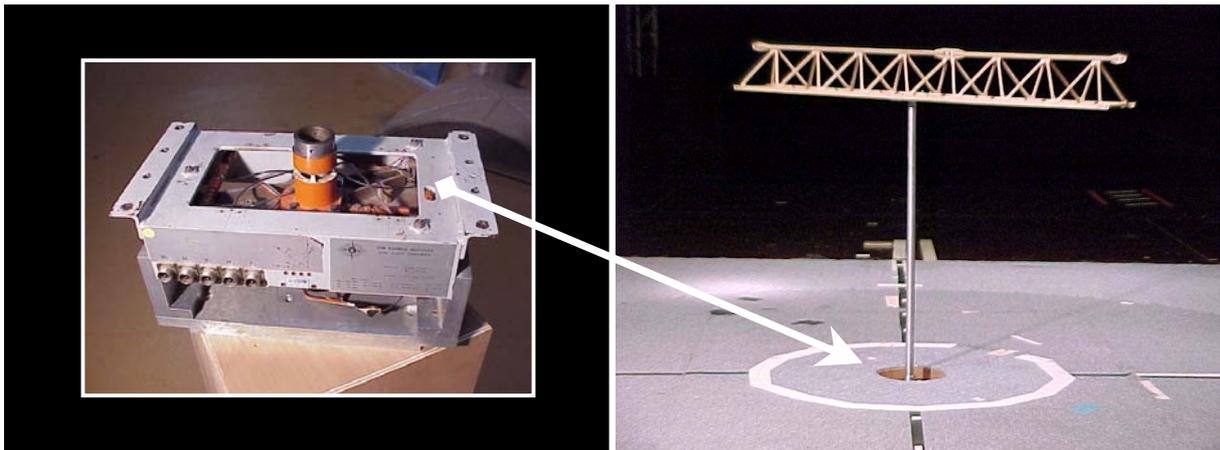


FIG. 2.4 – Balance VKI (Von Karman Institute for fluid dynamics)

- ***Acquisition***

Avant les essais, la balance dynamométrique a été calibrée, à l'aide de masses étalons. La pression dynamique est mesurée à l'aide d'un tube de Pitot placé en amont de la maquette. Cette pression est ensuite multipliée par un coefficient de recalage pour obtenir la pression dynamique moyenne au niveau de la maquette.

Les signaux issus des jauges d'extensométrie des balances sont filtrés par un filtre passe bas anti-repliement (100 Hz) avant numérisation. L'acquisition des signaux est faite à une fréquence de 200 Hz sur une durée de 30 secondes (cette fréquence est plus que suffisante pour effectuer des mesures de coefficients stationnaires). Ensuite, le programme de traitement des données calcule la valeur moyenne de chaque signal sur les 6000 points qui le composent.

- **Présentation des résultats expérimentaux**

Les forces mesurées en soufflerie sont traduites, soit sous forme de coefficients aérodynamiques adimensionnés, soit, sont homogènes à des surfaces "**surface au vent**" : $S \cdot C_r$, selon l'axe porté par la force résultante (2.3). L'intérêt des coefficients aérodynamiques est de s'affranchir de la vitesse.

$$S \cdot C_r = \frac{F_r}{\frac{1}{2} \rho_{air} \bar{U}^2} \quad (2.3)$$

Avec :

$\frac{1}{2} \rho_{air} \bar{U}^2$	Pression dynamique de référence (Pa)
ρ_{air}	Masse volumique de l'air ($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$)
\bar{U}	Vitesse moyenne de l'air ($\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$)
S	Surface de référence (m^2)
$F_r = \sqrt{F_x^2 + F_y^2}$	Force résultante (N)

Compte tenu de l'échelle du 1/10, la transposition des résultats en vraie grandeur nécessite de multiplier les résultats soufflerie par 10^2 (surfaces). Ainsi, tous les résultats sont présentés à l'échelle vraie grandeur.

Les essais ont été conduits à trois vitesses de vent (5, 10 et 15 m/s) pour la contre-flèche, deux vitesses (15 et 20 m/s) pour les éléments de flèche et deux vitesses (10 et 15 m/s) pour les éléments de mâture. La traînée étant constante sur ces gammes de vitesse, nous présentons uniquement des résultats obtenus aux vitesses de vent les plus élevées.

Remarques: - Les mesures ont été faites avec un pas de 10° en dérapage ou d'incidence. Les points sont donc les points de mesure et les courbes le résultat d'une interpolation. La portance (effort dans le plan vertical) qui est faible, n'est pas représentée sur les courbes de résultats.

- Nous avons cherché un écoulement le plus uniforme possible, l'intensité de turbulence en amont est de 1%. Des essais préliminaires avec une grille en amont de la maquette pour générer de la turbulence donnaient des coefficients aérodynamiques similaires.

• **Vérification de la qualité des mesures**

Des mesures effectuées avec une instrumentation différente (Balance VKI figure 2.5 et balance du banc dynamique figure 2.6) nous offrent **un point de comparaison** lorsque l'élément de flèche est perpendiculaire au vent (dérapage de 90° ou -90° et incidence 0°).

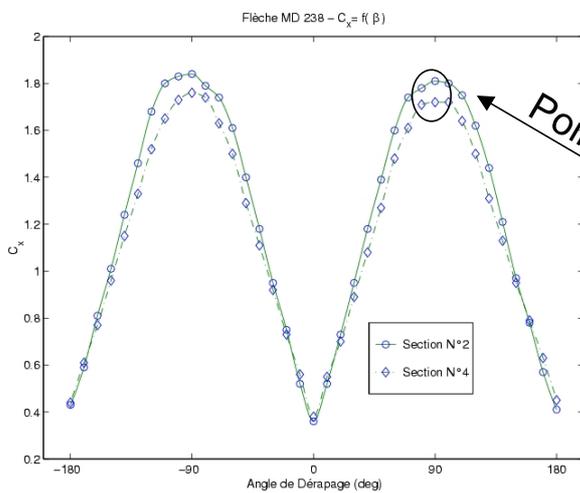
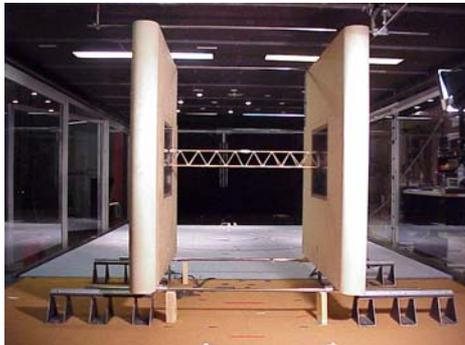


FIG. 2.5 - Traînée en fonction de l'incidence

Banc Dynamique

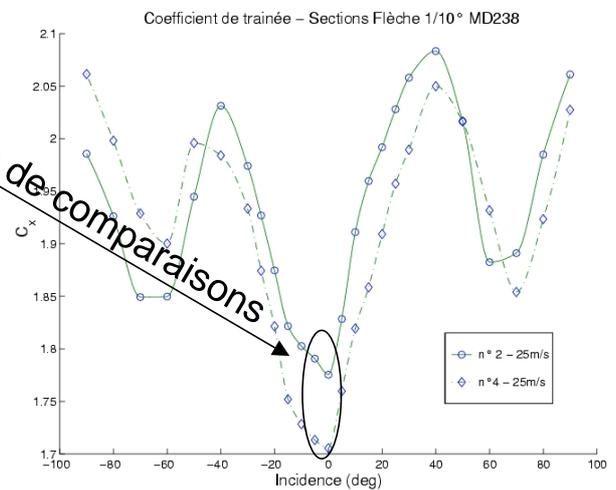


FIG. 2.6 - Traînée en fonction du dérapage

Balance VKI

	$C_x =$ f(dérapage)	$C_x =$ f(incidence)	Ecart
Section N°2	1,83	1,77	$\frac{1,83}{1,77} = 3,38\%$
Section N°4	1,74	1,71	$\frac{1,74}{1,71} = 1,9\%$

TAB. 2.1- Coefficients de traînée en fonction de l'incidence et du dérapage

Les résultats à 0° d'incidence pour les essais sur le banc dynamique et à 90° de dérapage pour les essais avec la balance VKI sont présentés dans le tableau 2.1. Les écarts entre les deux types d'essais, réalisés avec des outils de mesure différents, sont faibles (3,4% pour la section N°2 et 1,9% pour la section N°4).

Cette comparaison, nous permet de valider les résultats expérimentaux de ces essais en soufflerie.

- **Interpolation des résultats**

Une interpolation des surfaces au vent est proposée sur le modèle de l'équation (2.2)

$$S.C_{r_{\alpha=0,\beta}} = S.C_{r_{0,0}} \text{abs}(\cos^\eta \beta) + S.C_{r_{0,90}} \text{abs}(\sin^\eta \beta) \quad (2.4)$$

Avec

α et β Angles d'incidence et de dérapage (deg)

η Coefficient empirique

Nous l'avons appliqué aux contres flèche et éléments de flèche avec une **incidence nulle**. Dans le cas de la contre-flèche les courbes pour $\eta = 1,2$ sont bien ajustées aux résultats expérimentaux (figure 2.10) et dans celui des éléments de flèche les interpolations pour $\eta = 1,3$ sont très adaptées (figures 2.14 et 2.15).

Remarque: Cette interpolation n'est pas liée à des considérations aérodynamiques, mais le treillis subissant une rotation, il semble cohérent d'approcher la variation des efforts dus au vent par une loi en sinus et cosinus. Nous avons ajusté le coefficient η de manière à obtenir une courbe la plus proche possible des résultats expérimentaux tout en restant sécuritaire.

- **Extrapolation des résultats maquette 1/10 aux résultats sur prototype en vraie grandeur**

L'extrapolation des résultats (Coefficient de traînée) pour les éléments NON CIRCULAIRES (Mâture et Contre flèche) est directe car la différence de nombre de Reynolds entre la maquette et le prototype n'a pas d'influence. Par contre, pour les éléments de flèche constitués à 70% de membrures circulaires, une extrapolation directe n'est pas possible, car les mesures en soufflerie se font dans un écoulement sub-critique (Nb. de Reynolds* soufflerie = 10^5 à 20 m/s) alors qu'en vraie grandeur le régime d'écoulement est critique à super critique (Nb. de Reynolds* Proto = 6.10^5 à 20 m/s). Un recalage a donc été effectué à l'aide de l'ESDU, pour prendre en compte la réduction de la traînée avec le nombre de Reynolds.

() Nombre de Reynolds basé sur le diamètre de 10 cm de la membrure circulaire supérieure*

3. La Contre-Flèche MD238

Pour quantifier l'influence des différentes parties de la contre-flèche, nous avons réalisé des pesées pour différentes configurations de contre-flèche :

Pour l'ensemble des essais, les efforts de traînée sont prépondérants face aux efforts transversaux.

La force résultante est donc principalement due à la traînée.

Par convention, la surface de référence est le maître couple calculé lorsque l'angle de dérapage est de 90° , celui-ci correspondant à l'aire de la surface résultante de la projection de l'obstacle sur un plan perpendiculaire à la direction du vent. La direction du vent 0° correspond à la position vent arrière de la partie tournante, c'est à dire que le vent vient frapper d'abord les lests de la contre-flèche.

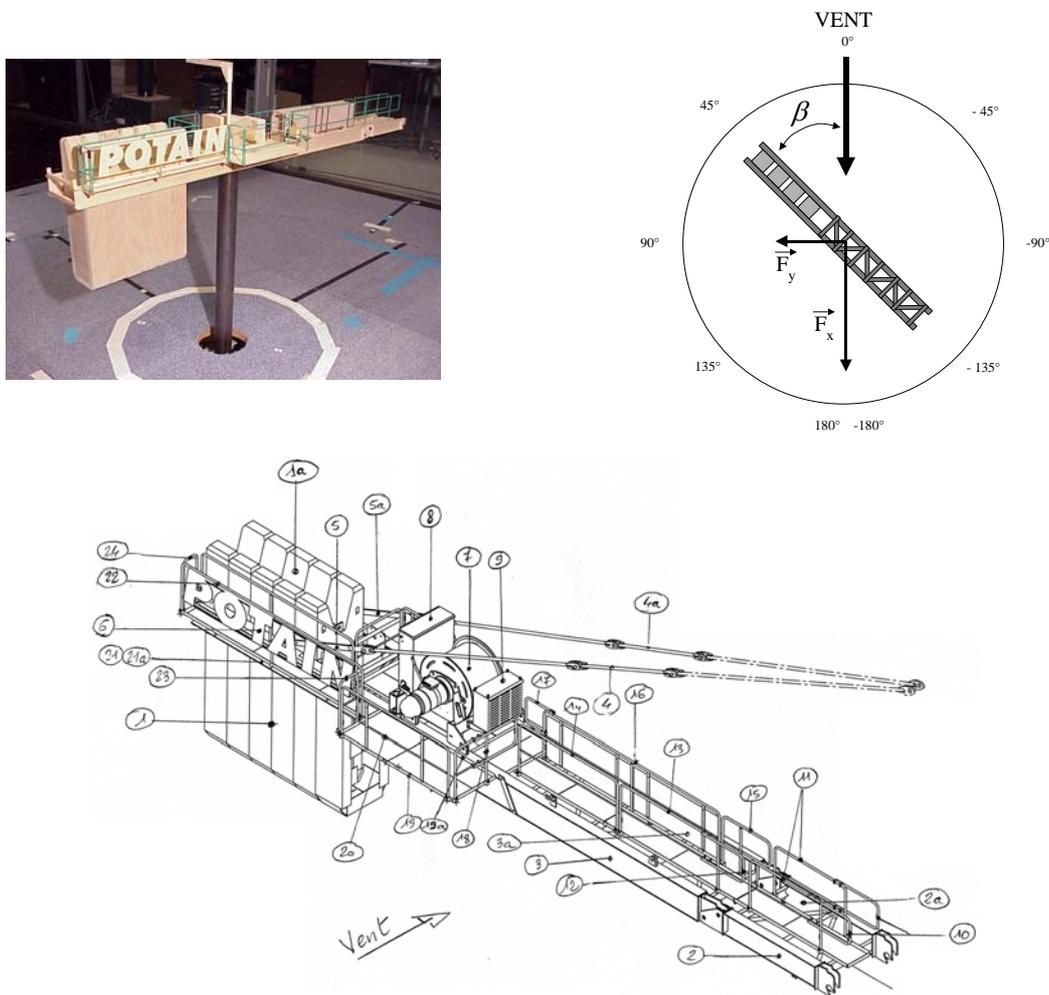


FIG. 2.7 – Maquette de contre-flèche de MD238 au 1/10

Remarque : - Les tirants des contre-flèche n'ont pas été représentés sur les maquettes. Ils n'ont donc pas été pris en compte lors de la comparaison normes/essais. Pour info. $S_{ref} (1 \text{ Tirant CF}) = 0,81 \text{ m}^2$ / $S_{ref} (\text{Grand Tirant flèche } 60\text{m}) = 3,09 \text{ m}^2$ / $S_{ref} (\text{Petit Tirant flèche } 60\text{m}) = 0,99 \text{ m}^2$

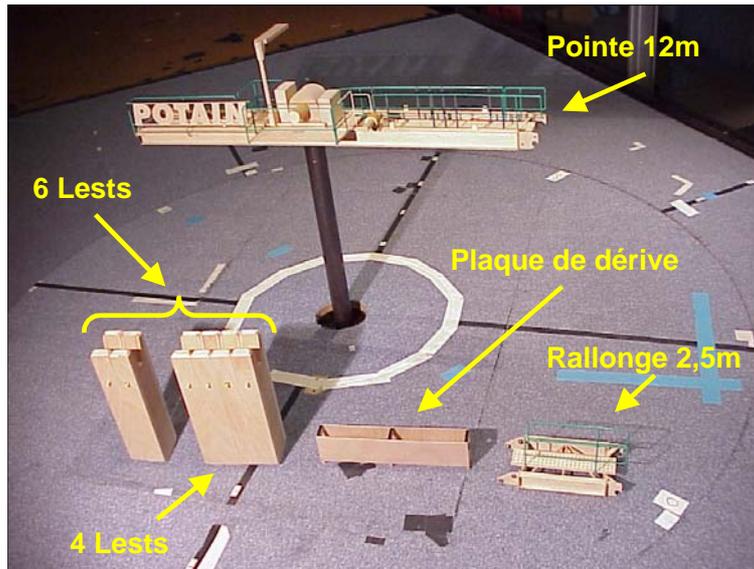


FIG. 2.8 – Contre-Flèche et son équipement

Configurations de la contre-flèche MD238 en soufflerie	Longueur de flèche associée
1 - Pointe (0 lest - 0 plaque)	
2 - Pointe (0 lest - 4 plaques)	
3 - Pointe (4 lests - 0 plaque)	flèche 30 et 35 m
4 - Pointe (6 lests - 0 plaque)	
5 - Pointe (6 lests - 4 plaques)	flèche 45m, 50m et 55m
6 - Pointe + Rallonge (0 lest - 4 plaques)	
7 - Pointe + Rallonge (6 lests - 4 plaques)	flèche 65m

TAB. 2.2 – Récapitulatif des configurations d'équipement de la contre-flèche

Configuration Contre Flèche	SCr				
	Essais Soufflerie (m ²)	NF 52-081 (m ²)	(°)	FEM 1001 (m ²)	(°)
1 Pointe (0 lest - 0 plaque)	16	22,2	38%	18,7	17%
2 Pointe (0 lest - 4 plaque)	20	28,8	44%	25,4	27%
3 Pointe (4 lest - 0 plaque)	23	29,7	29%	26,3	14%
4 Pointe (6 lest - 0 plaque)	26	33,8	30%	30,5	17%
5 Pointe (6 lest - 4 plaque)	30	40,1	34%	36,8	23%
6 Pointe + Rallonge (0 lest - 4 plaque)	22,5	32,1	43%	27,9	24%
7 Pointe + Rallonge (6 lest - 4 plaque)	33	43,3	31%	39,3	19%

TAB. 2.3 – Récapitulatif des surfaces au vent perpendiculaire - CF MD238 (**)

(*) Ecart entre la norme et les pesées en soufflerie

(**) les configurations 3, 5, 7 sont des configurations réelles d'utilisation (Tableau 2.1)

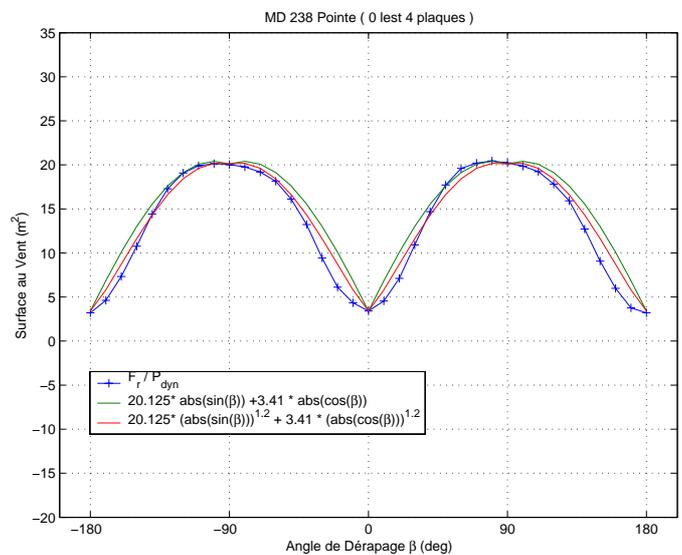
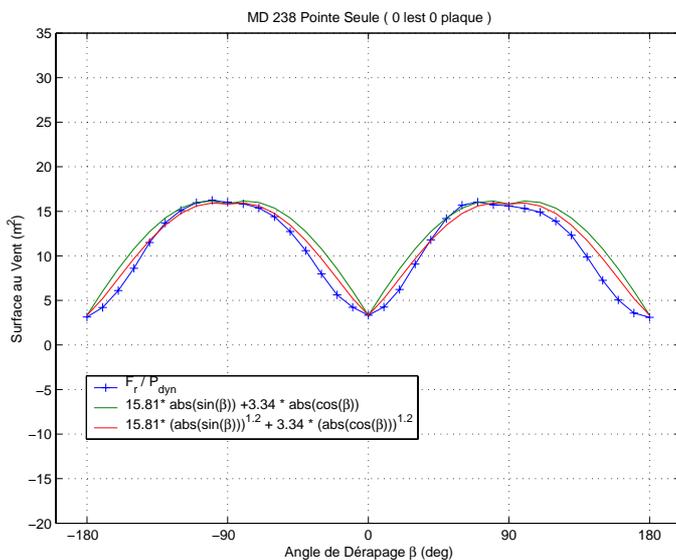
Des comparaisons entre les différentes configurations, nous permettent de déduire la surface au vent des plaques de dérivation, des 4 et 6 lests, ainsi que de la rallonge de 2,5 m :

- La comparaison des configurations 1 / 2 et 4 / 5, nous indique que les **4 plaques de dérivation** ont une surface au vent perpendiculaire de **4 m²**. Les normes leur affectent une surface de 6,7 m² ce qui représente une majoration de près de 68 %. L'explication de cette surestimation est simple : comme deux plaques sont protégées par les deux premières au vent, la NF 52-081 [11] donne un coefficient de traînée élevée de $2,1 = 1,2 \cdot (1 + 0,75)$ avec $S_{ref} = 3,2 m^2$
- La comparaison des configurations 1 / 4 et 2 / 5 ainsi que 6 / 7, nous indique que les **6 lests** ont une surface au vent perpendiculaire d'environ **10 m²**. Les normes estiment cette surface à 11,2 m² ce qui représente une faible majoration de 12 %
- La comparaison des configurations 2 / 6 et 5 / 7, nous indique que la **rallonge de 2,5 m** a une surface au vent perpendiculaire de **2,5 à 3 m²**. Les normes estiment cette surface à 3,3 m² ce qui représente une majoration de 10 à 32 %

Dans les configurations 3, 5, 7 c'est à dire contre-flèche équipée avec les lests, en configuration réelle d'utilisation, **la surface au vent est surestimée d'environ de 30 % pour la NF 52-081 et de 14 à 23 % pour la FEM 1001 [12].**

La surface au vent **en position vent arrière** (0° de dérapage) est peu variable suivant les configurations. Elle est de l'ordre de **4 à 5 m²**. Pour les angles de 180° et -180°, les lests vont masquer le support de la balance, ce qui explique que la surface au vent sera plus faible qu'à 0° de dérapage.

La norme NF 52-081 donne une surface au vent arrière de 8,88 contre 5 m² en soufflerie. Cette majoration est due au fait que la norme prend en compte beaucoup d'éléments protégés par d'autres.



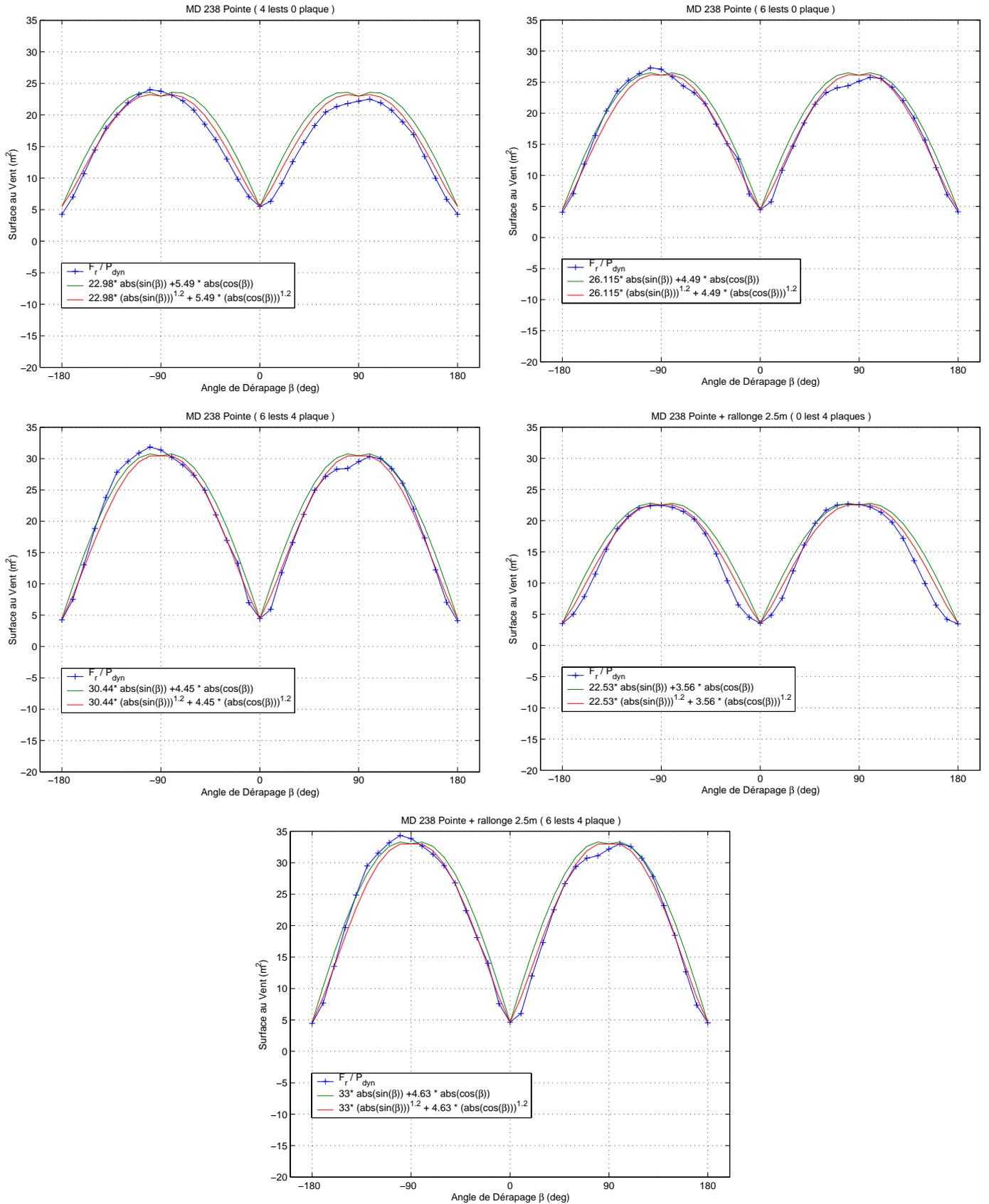


FIG. 2.10 – Surface au vent de la Contre-Flèche MD238 en fonction de l'angle de dérapage

4. La flèche de MD238

La caractérisation aérodynamique de la flèche a été faite en fonction de l'incidence et du dérapage du vent. Les variations d'incidence du vent ne sont pas prépondérantes lorsque l'on étudie le comportement au vent de la partie tournante d'une grue à tour classique, mais ne le sont pas pour les grues à flèche relevable. De plus, cela nous permet de vérifier que les pesées à l'aide de la balance VKI pour l'étude du dérapage à 90° et du banc dynamique pour l'incidence 0° sont égales.

En ce qui concerne la surface de référence des éléments de flèche, c'est l'aire d'une des faces du treillis, soit $3,23 \cdot 10^{-2} \text{ m}^2$ pour la section N°2 et $2,87 \cdot 10^{-2} \text{ m}^2$ pour la section N°4 (à l'échelle du 1/10).

4.1. Coefficient de traînée en fonction de l'angle d'incidence

Les essais ont été conduits pour des vitesses de vent allant de 5 à 25 m/s. Nous avons pu vérifier pour les deux maquettes, que la traînée est constante sur cette gamme de vitesse (régime subcritique). Nous avons donc retenu les résultats à 25 m/s

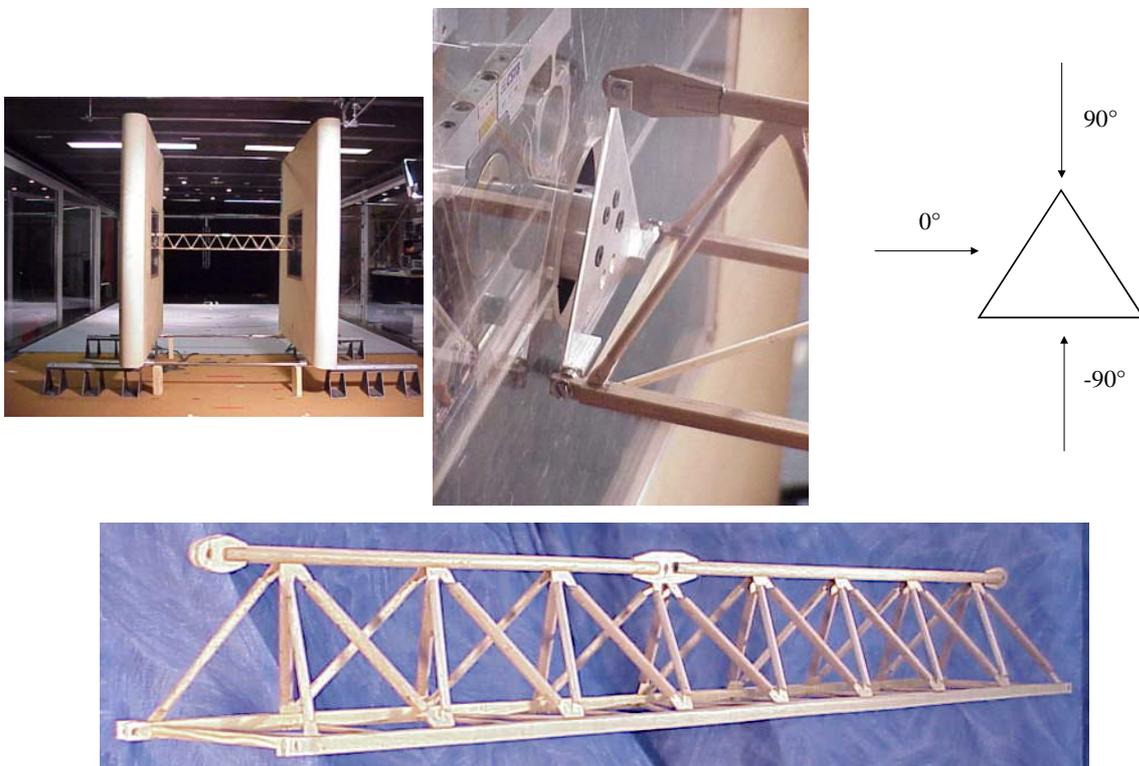


FIG. 2.11 – Maquette de la section de flèche N°2 MD238 dans le banc dynamique

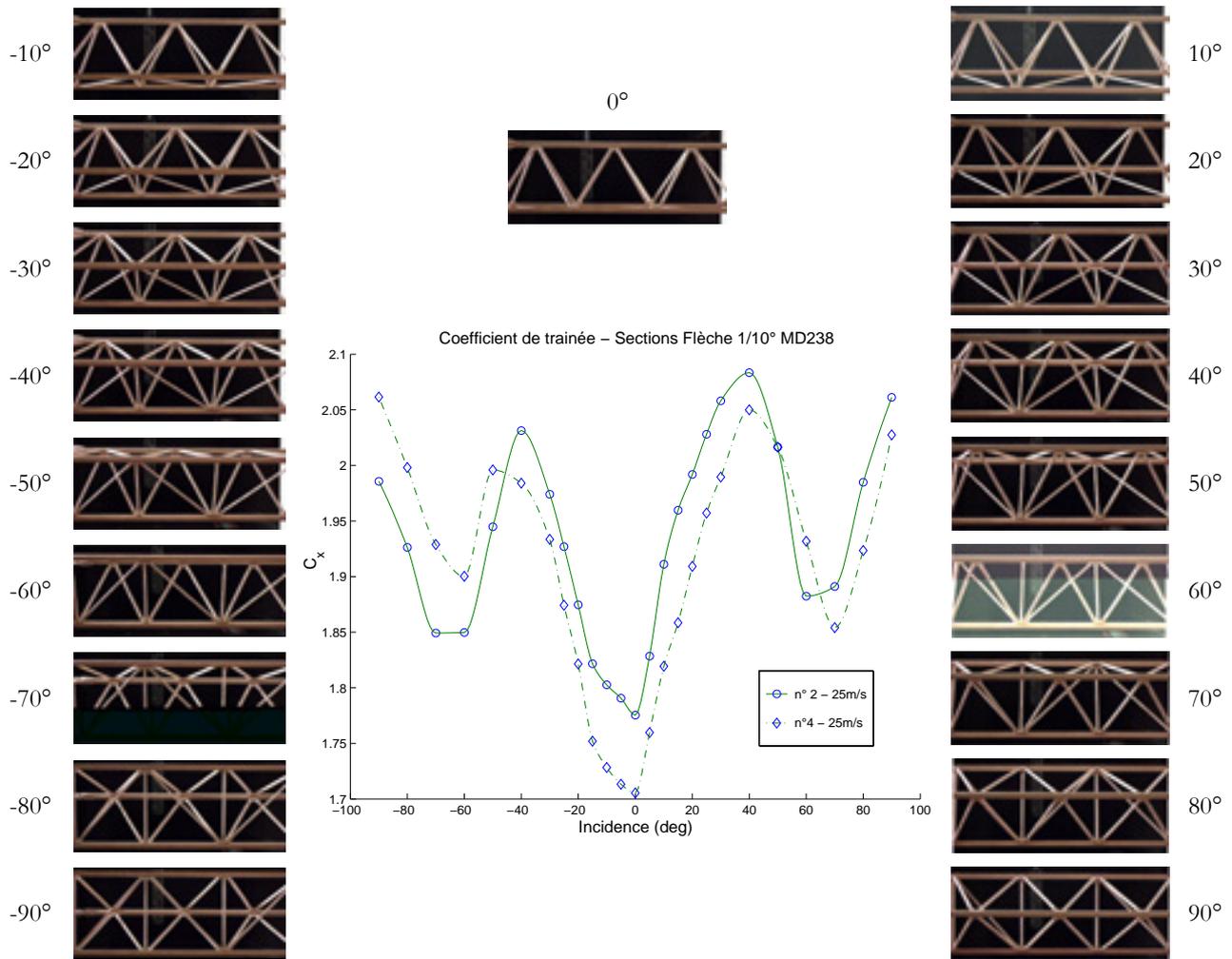


FIG. 2.12 – Coefficient de traînée des sections de flèche N°2 et N°4 en fonction de l'incidence

La différence entre les coefficients de traînée de ces deux sections ne dépasse pas 6 % sur l'ensemble de la gamme d'incidence.

Pour les deux sections à 0°, 60° et -60° d'incidence, lorsque l'une des membrures horizontales se trouve protégée par une autre, le coefficient de traînée est minimisé.

Par contre, à 40°, -40°, 90° et -90° d'incidence, les treillis offrent le maximum de surface au vent, aucune des membrures n'est protégée, la traînée est alors maximale.

L'angle d'incidence ne provoque qu'un écart de 17 à 20 % sur le coefficient de traînée.

4.2. Surface au vent en fonction de l'angle de dérapage

Les surfaces au vent des sections N°2 et N°4 sont respectivement de 6 et 5 m² pour un vent perpendiculaire et de 1,18 et 1,09 m² en vent arrière.

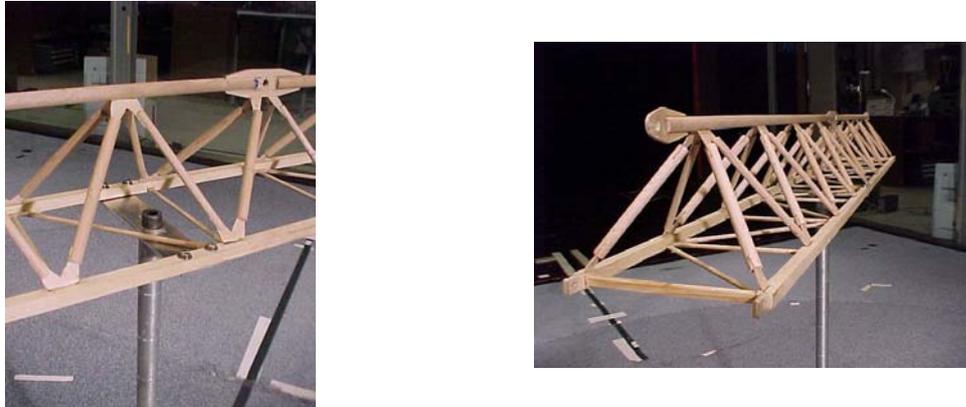


FIG. 2.13 –Maquette section N°2 & détail fixation (support – maquette)

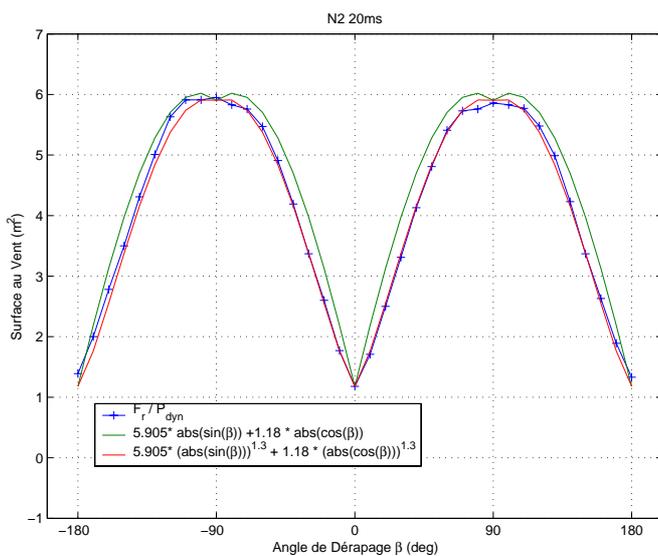


FIG. 2.14 – MD238 - Élément de flèche N°2

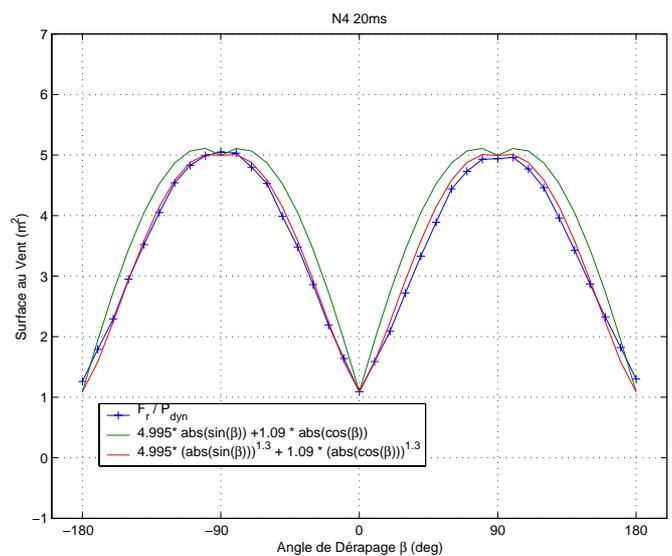


FIG. 2.15 - MD238 - Élément de flèche N°4

Les coefficients de traînée des sections N°2 et N°4 estimés par la méthode proposée par l'ESDU (vent de 25 m/s soit un nombre de Reynolds effectif de $7,95 \cdot 10^4$) et par la NF 52-081, sont regroupés dans le tableau 4.3.

L'ESDU sous-estime la traînée de 8 à 13 %. Pour être les plus universelles possible les tables de l'ESDU sont faites à partir de treillis de forme très "théorique". Mais il faut tenir compte de la traînée induite par les équipements divers et les plaques de liaisons entre les sections : les

goussets. Elle peut avoir une importance non négligeable. Elle peut-être ajouter de la façon suivante :

$$\Delta C_{Xg} = 1,2 A_g / A_s \text{ pour } R_{\text{effectif}} \leq 4.10^5$$

$$\Delta C_{Xg} = 2,4 A_g / A_s \text{ pour } R_{\text{effectif}} > 4.10^5$$

Avec A_g l'aire des goussets (=plaques de fixation) et A_s l'aire de surface pleine sans les goussets

Maquette 1/10 - Incidence 0° - Dérapage 90°		
Coefficient de Traînée	Section N° 2	Section N° 4
NF 52-081	1,83	1,80
ESDU	Avec Gousset	1,71
	Sans Gousset	1,55
EXPERIENCE	1,77	1,71

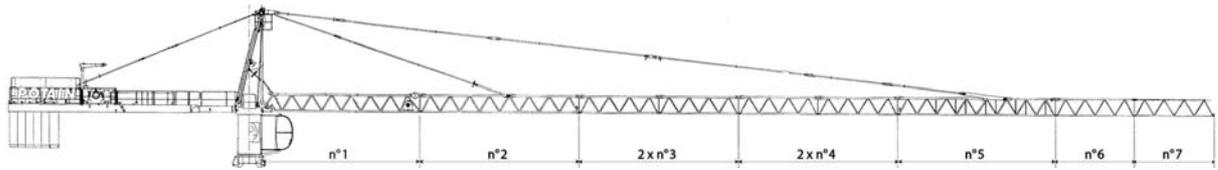
TAB. 2.4- Comparaison des coefficients de traînée - Section N°2 et N°4

Avec $A_g = 0,5 \text{ m}^2$ (5 cm^2 au 1/10) l'ordre de grandeur de la traînée est respecté à 3,5 % près par l'ESDU et 5 % par la NF 52-081 à l'échelle du 1/10

- ***La traînée de la flèche en vraie grandeur***

Comme la traînée d'un élément circulaire est généralement fonction du nombre de Reynolds et que les membrures circulaires des treillis représentent environ 70 % de la surface de référence, le coefficient de traînée est surestimé lors de nos essais. En effet, le régime d'écoulement en soufflerie autour des maquettes au 1/10 est subcritique, alors qu'il est supercritique autour d'une section de flèche vraie grandeur. Mais, grâce à une estimation faite à partir des règles ESDU, cf. Rapport Normatif [9], il nous est possible d'effectuer un recalage de la traînée. Ainsi **la surface au vent S.C_r des sections N°2 et N°4 est de respectivement 4,59 m² et 4,28 m²** (tableau 2.5).

Les coefficients de forme ESDU (Annexe B) qui dépendent du nombre de Reynolds sont calculés à partir d'une **vitesse de vent de 40 m/s**, d'une intensité turbulente de 8 %, une échelle de turbulence latérale de 95 m et avec une rugosité de surface de l'acier peint $\mathcal{E} = 3.10^{-5} \text{ m}$



SECTION		N°1	N°2	1 X N°3	2 X N°3	1 X N°4	2 X N°4	N°5	N°6	N°7
SURFACE de REF		3,27	3,23	1,55	1,55	1,44	1,44	2,99	1,16	1,00
Cx	ESDU	1,41	1,42	1,42	1,42	1,49	1,49	1,58	1,80	1,87
	NF	1,83	1,83	1,80	1,80	1,80	1,80	1,92	1,88	1,88
	Experimentale					1,74	1,74			
Surface au Vent (m2)	ESDU	4,60	4,59	2,20	2,20	2,14	2,14	4,73	2,10	1,87
	NF	5,97	5,90	2,79	2,79	2,58	2,58	5,75	2,18	1,88
	Experimentale		6			2,50	2,50			

TAB. 2.5 – Surface au vent de la flèche de type MD 238

Nous avons choisi les estimations de l'ESDU, pour le calcul de la surface au vent de la flèche pour la suite de notre étude.

Pour information, nous avons aussi pour les sections N°2 et N°4 calculé à l'aide de l'ESDU, l'évolution de la traînée en fonction du régime d'écoulement, critique et supercritique (tableau 2.6). La traînée se comporte comme celle d'un cylindre perpendiculaire à un écoulement.

		Vraie Grandeur					
		Estimation ESDU avec Goussets					
Vitesse	(m/s)	20	30	40	50	60	70
		72 km/h	108 km/h	144 km/h	180 km/h	216 km/h	252 km/h
Re effectif		$5,04 \cdot 10^5$	$6,47 \cdot 10^5$	$7,66 \cdot 10^5$	$8,72 \cdot 10^5$	$9,67 \cdot 10^5$	$1,06 \cdot 10^6$
C _x	N°2	1,44	1,41	1,42	1,44	1,47	1,47
C _x	N°4	1,55	1,48	1,49	1,51	1,54	1,55

TAB. 2.6- Evolution du coefficient de traînée pour les sections N°2 et N°4

5. Mât de MD238

La surface au vent d'une mât de grue de type K437A d'une grue de type MD238 est donnée en fonction de l'angle d'incidence du vent. Les essais ont été conduits sur une maquette de mât à l'échelle du 1/10 représentant 3 éléments de 5 m soit 15 m de mât K437A de section 1,6 m x 1,6 m (figure 2.16).

Deux configurations de mât (avec équipement et sans équipement) ont été testées afin de quantifier l'importance des échelles et autres équipements au niveau de la surface au vent.

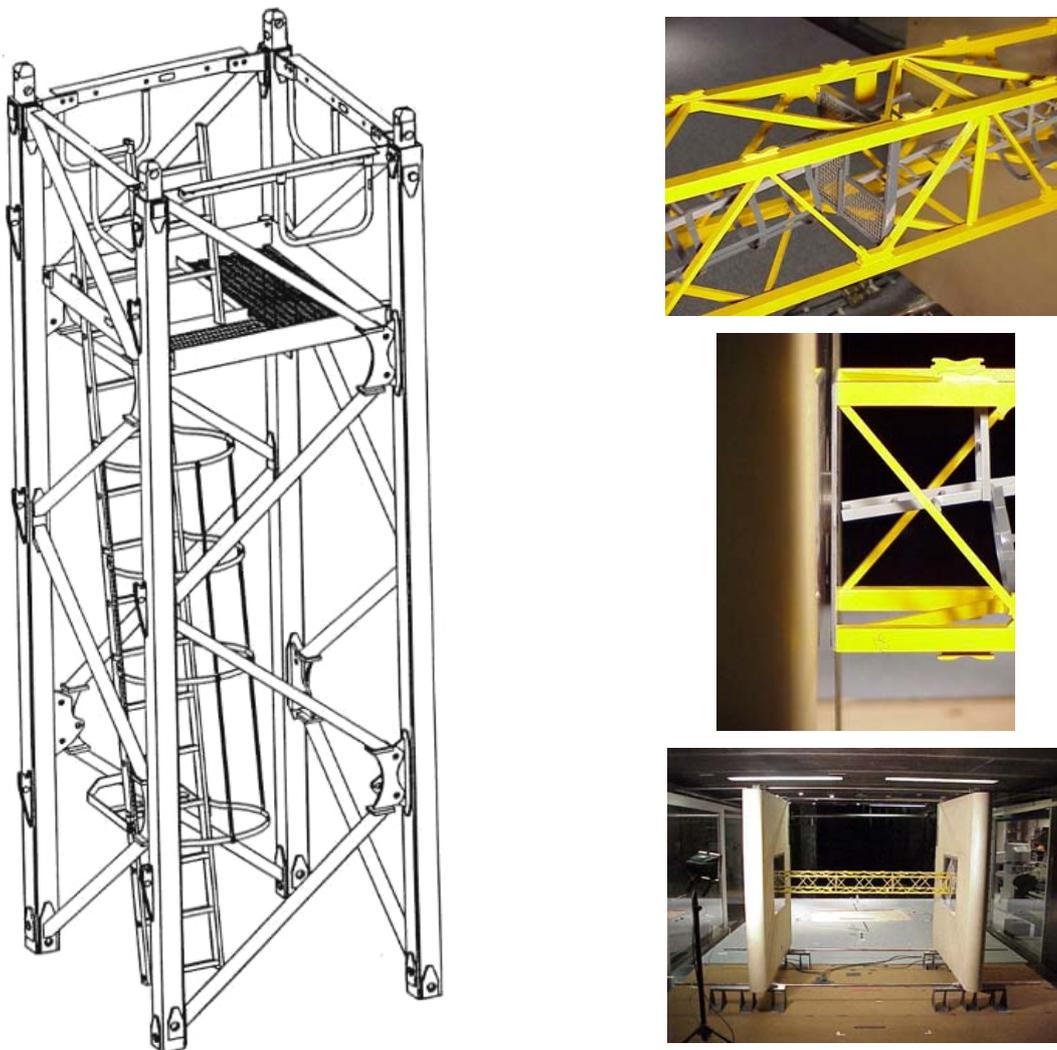


FIG. 2.16 – Maquette de Mât MD238 (section 1,6 m x 1,6 m) au 1/10

Remarque : Les résultats de la surface au vent de la mâture vide pour les incidences de -180° à -60° ont été obtenus par symétrie.

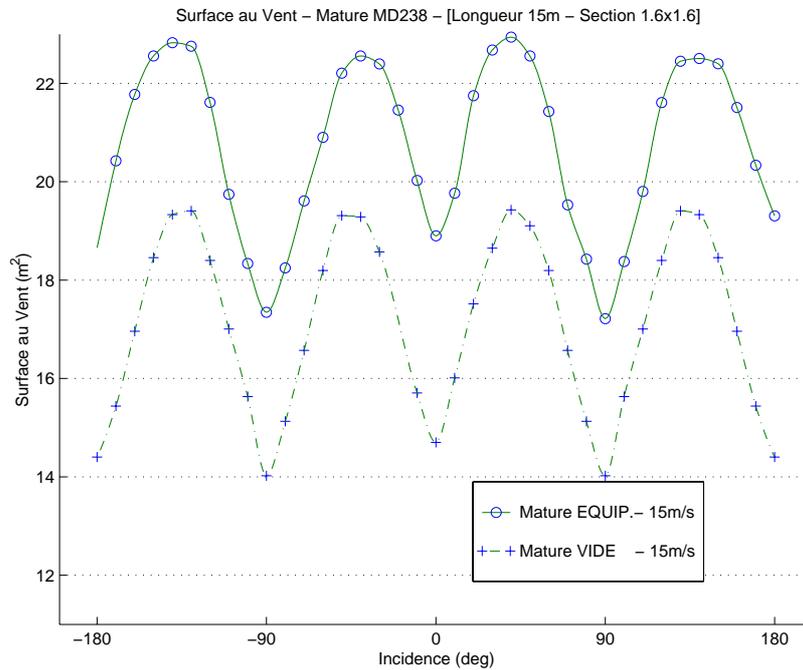


FIG. 2.17 - Surface au vent de 15 m de mâture en fonction de l'incidence

- AVEC EQUIPEMENT : la surface au vent varie de **17,2 m²** (incidence 90°) à **22,9 m²** (incidence 40°)
- SANS EQUIPEMENT: la surface au vent varie de **14 m²** (incidence 90°) à **19,4 m²** (incidence 40°)

Le calcul, suivant la norme NF 52-081 estime à $6,5 \text{ m}^2$ (avec échelle incidence 90°) la surface au vent pour un élément soit $19,5 \text{ m}^2$ pour 3 éléments. **La différence entre les essais en soufflerie et le calcul normatif est donc de 13 %.**

Les échelles et autres équipements représentent 21% de la surface au vent de l'ensemble de la mâture.

Nous pouvons également remarquer que le rapport entre les surfaces au vent maximal et minimal est de $22,9 / 17,2 = 1,33$ (mâture équipée) et $19,4 / 14 = 1,39$ (mâture NON équipée) soit en moyenne un rapport de **1,36**.

Conclusion

Cette étude nous a permis de connaître expérimentalement les caractéristiques aérodynamiques des éléments constituant la partie tournante d'une grue, en fonction de l'angle de dérapage ainsi que des éléments de mâture et de flèche, en fonction de l'angle d'incidence.

Nous avons pu vérifier que le calcul des surfaces au vent suivant la norme NF 52-081 offre des résultats sécuritaires pour la contre-flèche équipée, la mâture et la flèche.

La contre-flèche et la mâture, sont constituées d'éléments non circulaires, les résultats des essais en soufflerie ne sont donc pas sensibles aux effets de Reynolds.

La traînée des éléments de flèche en treillis, bien que soumise à des effets de Reynolds, a pu être mesurée en soufflerie et recalée à l'aide de l'ESDU. Nous avons vu que l'estimation du coefficient de traînée d'un élément de flèche au 1/10 par l'ESDU (en tenant compte de la surface des goussets) est très proche des résultats expérimentaux. Si l'on suppose que l'estimation par l'ESDU en vraie grandeur est réaliste, nous pouvons prendre comme référence la surface au vent ESDU.

L'angle d'incidence sur la flèche induit un écart de 17 à 20 % sur le coefficient de traînée.

Chapitre III

Mise en Equations du Renversement de la Grue

Dans ce troisième chapitre, pour caractériser le comportement des grues au vent, nous allons étudier la modélisation du renversement. Il nous faut déterminer quelles sont les forces intervenant lors d'un renversement et surtout de quelle façon, elles interviennent dans l'équation de mouvement du renversement de la grue. Cette étape est essentielle pour la suite de nos recherches ; dans un premier temps pour choisir un nombre adimensionné prépondérant lors de l'étude dimensionnelle pour la réalisation d'un modèle de grue dynamiquement semblable (Chapitre IV) ; ensuite, lors de l'étude expérimentale, pour remonter au moment du vent sur la grue (Chapitre IV) ; et enfin, lors de la modélisation numérique (Chapitre V).

Pour obtenir l'équation de mouvement de la mâture, nous appliquerons dans un premier temps, le PFD (Principe Fondamental de la Dynamique) à la partie tournante pour connaître la résultante des forces de la partie tournante sur la mâture. Ensuite le PFD sera appliqué à la mâture [20], pour déduire l'équation de mouvement de celle-ci.

1. Hypothèses

Pour simplifier la modélisation ainsi que la mise en équation du renversement de la grue à tour, nous formulons les hypothèses suivantes:

- La grue à tour est considérée comme un **système a deux degrés de liberté** : la rotation de la partie tournante par rapport à la mâture & la rotation de l'ensemble de la structure par rapport à son point de renversement dans le plan vertical lié à la direction du vent. En d'autres termes, supposons, la grue constituée de **deux éléments rigides non déformables** : la mâture et la partie tournante. Ces deux éléments sont reliés par une liaison pivot et la mâture est liée au sol par un contact ponctuel.
- Les lests de base et de contre-flèche sont considérés comme des masses ponctuelles et le reste de la structure à part.
- La base d'une grue est constituée (figure 3.1) d'une croix sur laquelle reposent les lests de base. Cette croix ne repose pas directement au sol mais sur des appuis (plot avec vérin, semelles d'appuis, pied à sceller, ou sur translation lorsque la grue est sur un chemin de roulement). Ces appuis sont au nombre de 4 disposés aux 4 coins de la croix. Au regard des dimensions de la grue, nous avons choisi de les considérer comme des contacts ponctuels (1 par pied) sur un sol non déformable. En réalité, le sol travaille en compression (et traction si les pieds sont scellés) et dans une moindre mesure peut-être soumis à du cisaillement. Idéalement, il serait souhaitable de modéliser chaque appui par une poutre continue élastique, qui elle-même serait modélisée par une série d'appuis ponctuels élastiques dans un calcul par élément fini.

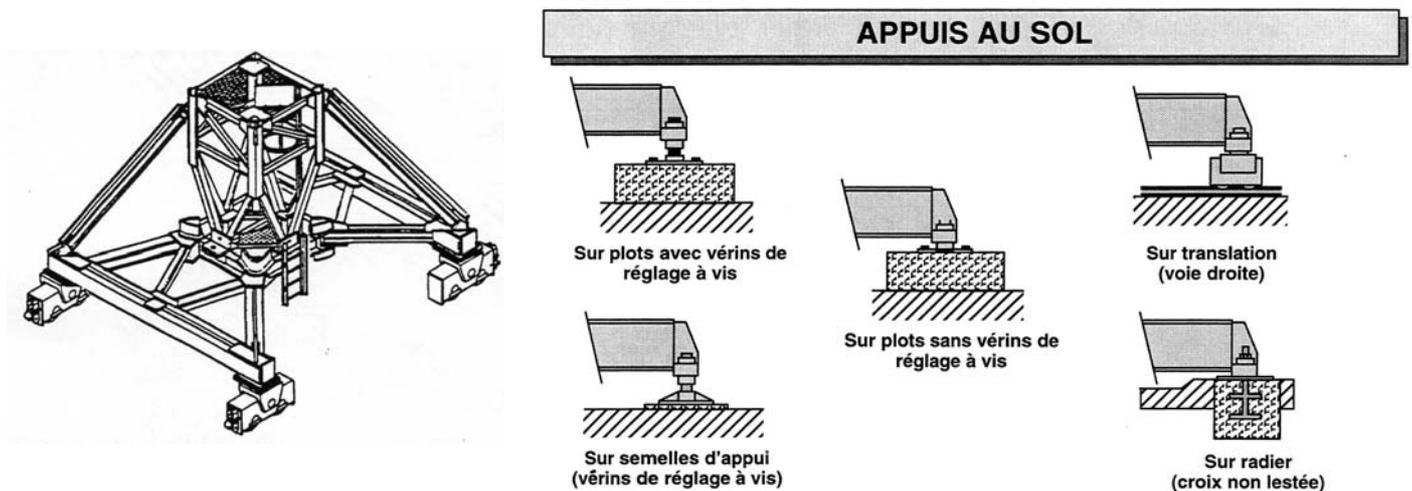


FIG. 3.1 – Base de la grue et appuis au sol

- Du fait de sa base carré, un raisonnement simple montre que le renversement va s'effectuer principalement suivant les axes perpendiculaires aux côtés du carré et non suivant les axes diagonaux. En partant de ce principe, une description 2D de la base de la grue est réaliste.
- La **position des centres de poussée** de chaque élément reste fixe et centrée. Elle ne varie pas sous l'effet des rafales. Par contre de manière globale, la position du centre de poussée de l'ensemble de la partie tournante varie en fonction du champ de vent autour de la grue (elle est le barycentre des centres de poussée, pondérés par la charge du vent). Dans notre modèle numérique (Chapitre V) nous avons discrétisé la partie tournante en plusieurs éléments (la flèche est modélisée par des tronçons de 10m et la contre flèche en 2 éléments), ce qui permet au centre de poussée global de se déplacer.

2. Définition des repères

Soit,

\mathfrak{R}_o , le repère galiléen $(O, \vec{x}_o, \vec{y}_o, \vec{z}_o)$ centré en O, le point de renversement de la grue

\mathfrak{R}_{mat} , le repère lié à la mât $(G_{mat}, \vec{x}_m, \vec{y}_m, \vec{z}_m)$ centré en G_{mat} son centre de gravité

\mathfrak{R}_{PT} , le repère lié à la partie tournante $(O_{PT}, \vec{x}_{PT}, \vec{y}_{PT}, \vec{z}_{PT})$ centré en O_{PT} son centre de rotation par rapport à la mât.

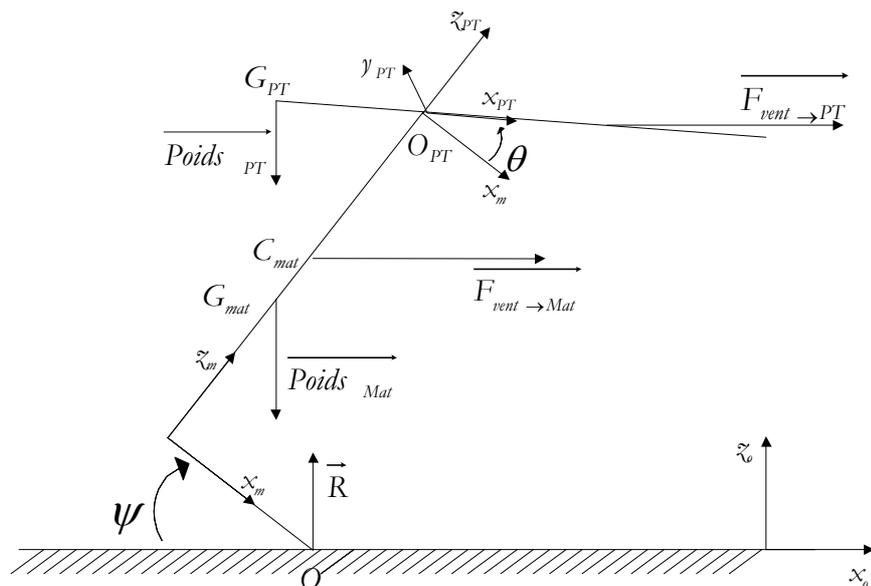


FIG 3.2 – Schéma du renversement de la grue avec les repères

Avec

ψ	Angle de renversement (rad)
θ	Position angulaire de la partie tournante (rad)
G_{PT}	Centre de gravité de la partie tournante
G_{mat}	Centre de gravité de la mât
O	Point de renversement
O_{PT}	Centre de rotation de la partie tournante
C_{mat}	Centre de poussée du vent sur la mât

FAQ : Peut-on dire que le point O soit un point d'un solide ? Oui, au sens où les appuis au sol sont généralement des points de fixation ou d'encastrement. Et si la grue est simplement en appuis, la masse de la grue limite les possibilités de glissement.

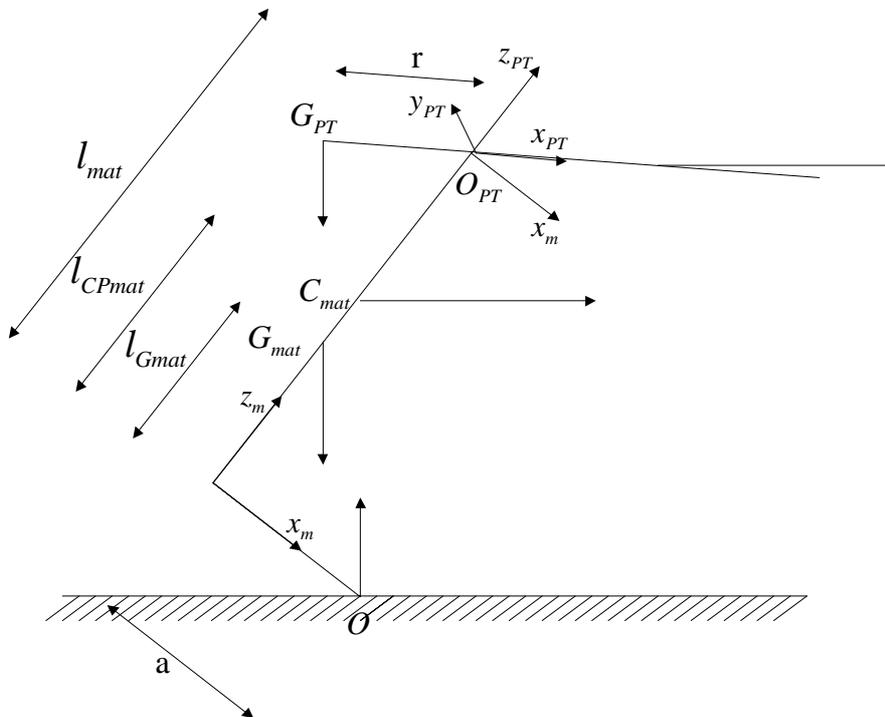
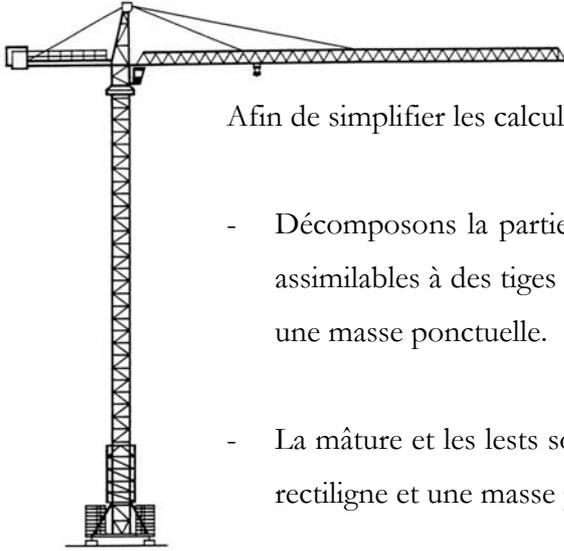


FIG. 3.3 – Schéma du renversement de la grue avec les longueurs

Avec

a	Demi empatement de la grue (m)
r	Rayon de giration de la partie tournante (m)
l_{Gmat}	Distance entre G_{mat} et la base de la grue (m)
l_{CPmat}	Distance entre C_{mat} et la base de la grue (m)
l_{mat}	Longueur du mât (m)

3. Calcul des Matrices d'Inertie



Afin de simplifier les calculs :

- Décomposons la partie tournante en 2 éléments (flèche et contre-flèche) assimilables à des tiges rectilignes et 1 élément (les lests) considéré comme une masse ponctuelle.
- La mâture et les lests sont quant à eux assimilés respectivement à une tige rectiligne et une masse ponctuelle.

L'opérateur d'inertie de la partie tournante en O_{PT}

$$I_{O_{PT}}(PT) = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & I_{PT} & 0 \\ 0 & 0 & I_{PT} \end{bmatrix}_{(x_{PT}, y_{PT}, z_{PT})} \quad \text{avec } I_{PT} = M_{lestCF} D_{lest}^2 + \frac{M_{fleche} L_{fleche}^2}{3} + \frac{M_{CF} L_{CF}^2}{3} \quad (3.1)$$

L'opérateur d'inertie de la mâture en C_{Mat}

$$I_{C_{Mat}}(mat) = \begin{bmatrix} I_{mat} & 0 & 0 \\ 0 & I_{mat} & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}_{(x_m, y_m, z_m)} \quad \text{avec } I_{mat} = M_{lest pied} l_{Cmat}^2 + \frac{M_{element mature} l_{mat}^2}{12} \quad (3.2)$$

Appliquons le théorème de Huyghens pour obtenir la matrice d'inertie de la mâture en 0

$$I_O(mat) = \begin{bmatrix} I_{mat} + M_{mat} l_{CPmat}^2 & 0 & -M_{mat} a l_{CPmat} \\ 0 & I_{mat} + M_{mat} (a^2 + L_{CPmat}^2) & 0 \\ -M_{mat} a l_{CPmat} & 0 & M_{mat} a^2 \end{bmatrix}_{(x_m, y_m, z_m)} \quad (3.3)$$

4. Moment dynamique de la mât en O

Le point O étant fixe dans le repère \mathfrak{R}_o le moment dynamique $\overrightarrow{\delta}_o(Mature/\mathfrak{R}_o)$ se calcule à partir du moment cinétique $\overrightarrow{\sigma}_o(Mature/\mathfrak{R}_o)$ par la relation

$$\overrightarrow{\delta}_o(Mature/\mathfrak{R}_o) = \left[\frac{d}{dt} \overrightarrow{\sigma}_o(Mature/\mathfrak{R}_o) \right]_{\mathfrak{R}_o} \quad (3.4)$$

Le moment cinétique $\overrightarrow{\sigma}_o(Mature/\mathfrak{R}_o)$ est une multiplication matricielle entre l'opérateur d'inertie et le vecteur rotation instantané $\overrightarrow{\Omega}(\mathfrak{R}_m/\mathfrak{R}_o)$ en O :

$$\overrightarrow{\sigma}_o(Mature/\mathfrak{R}_o) = \begin{bmatrix} A & -F & -E \\ -F & B & -D \\ -E & -D & C \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 0 \\ \dot{\psi} \\ 0 \end{bmatrix}_{x_m, y_m, z_m} = (-F \overrightarrow{x}_m + B \overrightarrow{y}_m - D \overrightarrow{z}_m) \dot{\psi} \quad (3.5)$$

Par dérivation de l'expression précédente, le moment dynamique est de la forme :

$$\overrightarrow{\delta}_o(Mature/\mathfrak{R}_o) = (-F \overrightarrow{x}_m + B \overrightarrow{y}_m - D \overrightarrow{z}_m) \ddot{\psi} \quad (3.6)$$

avec F, B, D les termes de la diagonale de la matrice d'inertie (3.3) de la mât en 0

5. Moment dynamique de la Partie tournante en O

Ne connaissant pas la matrice d'inertie de la partie tournante en O pour calculer le moment dynamique $\overrightarrow{\delta}_o(PT/\mathfrak{R}_o)$ il nous faut utiliser la propriété des torseurs :

$$\overrightarrow{\delta}_o(PT/\mathfrak{R}_o) = \overrightarrow{\delta}_{O_{PT}}(PT/\mathfrak{R}_o) + M_{PT} \overrightarrow{\Gamma}(G_{PT}/\mathfrak{R}_o) \wedge \overrightarrow{O_{PT}O} \quad (3.7)$$

Ensuite par définition les moments dynamique et cinétique de la partie tournante en O_{PT} sont :

$$\overrightarrow{\delta}_{O_{PT}}(PT/\mathfrak{R}_o) = \left[\frac{d}{dt} \overrightarrow{\sigma}_{O_{PT}}(PT/\mathfrak{R}_o) \right]_{\mathfrak{R}_o} + M_{PT} \overrightarrow{V}(O_{PT}/\mathfrak{R}_o) \wedge \overrightarrow{V}(G_{PT}/\mathfrak{R}_o) \quad (3.8)$$

$$\overrightarrow{\sigma}_{O_{PT}}(PT/\mathfrak{R}_o) = M_{PT} \overrightarrow{O_{PT}G_{PT}} \wedge \overrightarrow{V}(O_{PT} \in PT/\mathfrak{R}_o) + \overrightarrow{\mathfrak{I}}_{PT}(PT, \overrightarrow{\Omega}(\mathfrak{R}_{PT}/\mathfrak{R}_o)) \quad (3.9)$$

Après calcul (voir détails en Annexe C) nous obtenons :

$$\begin{aligned} \overrightarrow{\delta}_o(PT/\mathfrak{R}_o) \cdot \overrightarrow{y}_m &= \ddot{\psi} \left(M_{PT} (a^2 + 2ar \cos \theta + l_{mat}^2) + I_{PT} \cos^2 \theta \right) - 2 \dot{\psi} \dot{\theta} (I_{PT} \sin \theta \cos \theta + M_{PT} ar \sin \theta) \\ &+ \ddot{\theta} M_{PT} l_{mat} r \sin \theta + \dot{\theta}^2 M_{PT} l_{mat} r \cos \theta \end{aligned} \quad (3.10)$$

6. PFD appliqué à la partie tournante

6.1. Bilan des forces extérieures appliquées à la partie tournante :

La partie tournante est soumise à son poids propre $\overrightarrow{Poids}_{PT}$, aux efforts du vent $\overrightarrow{F}_{vent \rightarrow PT}$ et à la réaction de la mâture sur la partie tournante $\overrightarrow{R}_{mat \rightarrow PT}$

- *Le torseur des efforts dus au poids en O:*

$$\left\{ \begin{array}{l} \overrightarrow{Poids}_{PT} \\ \overrightarrow{M}_{Poids_{PT}} \end{array} \right\}_O = \left\{ \begin{array}{l} \overrightarrow{OG}_{PT} \wedge \overrightarrow{Poids}_{PT} = M_{PT} g r \sin \theta \overrightarrow{x}_o - M_{PT} g \overrightarrow{z}_o \\ M_{PT} g (l_{mat} \sin \alpha - (r \cos \theta + a) \cos \psi) \overrightarrow{y}_o \end{array} \right. \quad (3.11)$$

- *Le torseur des efforts dus au vent sur la Partie tournante en O:*

$$\left\{ \begin{array}{l} \overrightarrow{F}_{vent \rightarrow PT} \\ \overrightarrow{M}_{vent \rightarrow PT}(O) \end{array} \right\}_O = \left\{ \begin{array}{l} \overrightarrow{OO}_{PT} \wedge \overrightarrow{F}_{vent \rightarrow PT} = \begin{array}{l} Fx_{vent \rightarrow PT} \overrightarrow{x}_o + Fy_{vent \rightarrow PT} \overrightarrow{y}_o \\ - (l_{mat} \cos \psi + a \sin \psi) Fy_{vent \rightarrow PT} \\ (l_{mat} \cos \psi + a \sin \psi) Fx_{vent \rightarrow PT} \\ (l_{mat} \sin \psi - a \cos \psi) Fy_{vent \rightarrow PT} \end{array} \end{array} \right. \quad (3.12)$$

6.2. Le PFD appliqué à la Partie Tournante au point O :

Pour déterminer le moment de la mâture sur la partie tournante $\overrightarrow{M}_{mat \rightarrow PT}(O)$ appliquons, le PFD à la partie tournante :

$${}_O \left\{ \begin{array}{l} \overrightarrow{M}_{PT} \overrightarrow{\Gamma}(G_{PT} / \mathfrak{R}_o) \\ \overrightarrow{\delta}_O(PT / \mathfrak{R}_o) \end{array} \right\} = {}_O \left\{ \begin{array}{l} \overrightarrow{Poids}_{PT} \\ \overrightarrow{M}_{Poids_{PT}} \end{array} \right\} + {}_O \left\{ \begin{array}{l} \overrightarrow{F}_{vent \rightarrow PT} \\ \overrightarrow{M}_{vent \rightarrow PT} \end{array} \right\} + {}_O \left\{ \begin{array}{l} \overrightarrow{R}_{mat \rightarrow PT} \\ \overrightarrow{M}_{mat \rightarrow PT} \end{array} \right\}$$

Ainsi, le PFD appliqué aux moments donne

$$\overrightarrow{M}_{PT \rightarrow mat}(O) = -\overrightarrow{\delta}_O(PT / \mathfrak{R}_o) + \overrightarrow{M}_{Poids_{PT}}(O) + \overrightarrow{M}_{vent \rightarrow PT}(O) \quad (3.13)$$

7. PFD appliqué à la mâture

7.1. Bilan des forces extérieures appliquées à la mâture

La mâture est soumise à son poids propre $\overrightarrow{Poids_{mat}}$, aux efforts du vent $\overrightarrow{F_{vent \rightarrow mat}}$, à la réaction de la partie tournante $-\overrightarrow{R_{mat \rightarrow PT}}$ et à la réaction du sol en O

- *Le torseur des efforts dus au poids en O:*

$$\left\{ \begin{array}{c} \overrightarrow{Poids_{mat}} \\ \overrightarrow{M_{Poids_{mat}}}_O \end{array} \right\} = \left\{ \begin{array}{c} -M_{mat} g \overrightarrow{z}_o \\ \overrightarrow{OG_{mat}} \wedge \overrightarrow{Poids_{mat}} = M_{mat} g (-a \cos \psi + L_{G_{mat}} \sin \psi) \overrightarrow{y}_o \end{array} \right. \quad (3.14)$$

- *Le torseur des efforts dus au vent sur la mâture en O:*

$$\left\{ \begin{array}{c} \overrightarrow{F_{vent \rightarrow mat}} \\ \overrightarrow{M_{vent \rightarrow mat}}(O) \end{array} \right\}_O = \left\{ \begin{array}{c} Fx_{vent \rightarrow mat} \overrightarrow{x}_o + Fy_{vent \rightarrow mat} \overrightarrow{y}_o \\ \overrightarrow{OC_{mat}} \wedge \overrightarrow{F_{vent \rightarrow mat}} = \begin{cases} -(l_{CP} \cos \psi + a \sin \psi) Fy_{vent \rightarrow mat} \overrightarrow{x}_o \\ (l_{CP} \cos \psi + a \sin \psi) Fx_{vent \rightarrow mat} \overrightarrow{y}_o \\ (l_{CP} \sin \psi - a \cos \psi) Fy_{vent \rightarrow mat} \overrightarrow{z}_o \end{cases} \end{array} \right. \quad (3.15)$$

7.2. Le PFD appliqué à la mâture au point O :

$$\left\{ \begin{array}{c} \overrightarrow{M_{mat}} \Gamma(\overrightarrow{G_{mat}} / \mathcal{R}_o) \\ \overrightarrow{\delta}_O(\overrightarrow{Mature} / \mathcal{R}_o) \end{array} \right\}_O = \left\{ \begin{array}{c} \overrightarrow{R_{réaction\ du\ sol}} \\ \vec{0} \end{array} \right\}_O + \left\{ \begin{array}{c} \overrightarrow{Poids_{mat}} \\ \overrightarrow{M_{Poids_{mat}}} \end{array} \right\}_O + \left\{ \begin{array}{c} \overrightarrow{F_{vent \rightarrow mat}} \\ \overrightarrow{M_{vent \rightarrow mat}} \end{array} \right\}_O + \left\{ \begin{array}{c} -\overrightarrow{R_{mat \rightarrow PT}} \\ \overrightarrow{M_{PT \rightarrow mat}} \end{array} \right\}_O$$

Ainsi, le PFD appliqué aux moments donne

$$\overrightarrow{\delta}_O(\overrightarrow{Mature} / \mathcal{R}_o) = \overrightarrow{M_{Poids_{mat}}}(O) + \overrightarrow{M_{vent \rightarrow mat}}(O) + \overrightarrow{M_{PT \rightarrow mat}}(O) \quad (3.16)$$

8. Equation de mouvement du renversement

Grâce aux moments d'inertie (3.1) (3.3) aux moments dynamiques (3.6) (3.10) et aux moments (3.11) (3.12) (3.13) (3.14) (3.15) (3.16) calculés précédemment nous obtenons l'équation de mouvement en ψ :

$$\begin{aligned}
 & \ddot{\psi} \left(I_{mat} + M_{mat} (a^2 + L_{CPmat}^2) + M_{PT} (a^2 + 2ar \cos \theta + l_{mat}^2) + I_{PT} \cos^2 \theta \right) \\
 & - 2\dot{\psi} \dot{\theta} (I_{PT} \sin \theta \cos \theta + M_{PT} ar \sin \theta) \\
 & + \ddot{\theta} M_{PT} l_{mat} r \sin \theta + \dot{\theta}^2 M_{PT} l_{mat} r \cos \theta \\
 & = M_{mat} g (l_{Gmat} \sin \psi - a \cos \psi) + M_{PT} g (l_{mat} \sin \psi - (r \cos \theta + a) \cos \psi) \\
 & + (l_{CP} \cos \psi + a \sin \psi) Fx_{vent \rightarrow mat} + (l_{mat} \cos \psi + a \sin \psi) Fx_{vent \rightarrow PT}
 \end{aligned} \tag{3.17}$$

On retrouve bien les termes dus au vent, à la gravité et à l'inertie de la partie tournante.

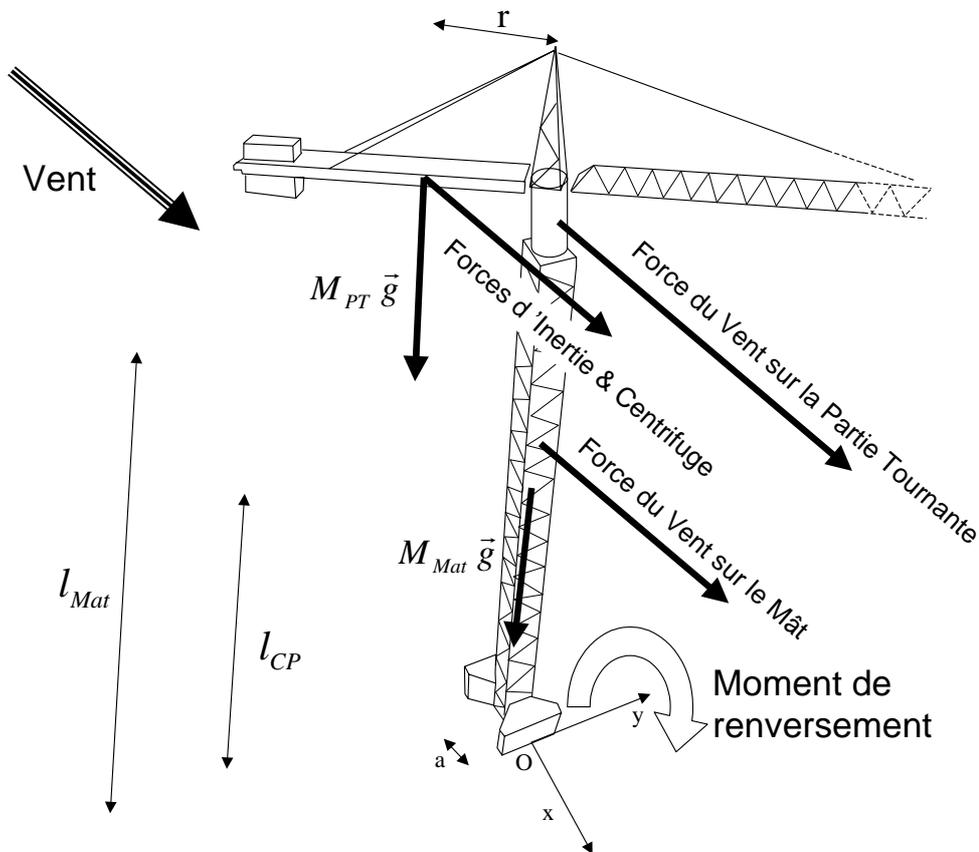


FIG. 3.4 – Forces et moments

9. Cas particuliers des systèmes à un degré de liberté

9.1. Le cas de la partie tournante fixe

Replaçons-nous dans le cas où la partie tournante serait fixe $\theta = \dot{\theta} = \ddot{\theta} = 0$ c'est à dire que l'ensemble (mât + partie tournante) est un système à un degré de liberté. C'est à dire, la même configuration que celle décrite par EDEN, INY et BUTLER [21]

$$\begin{aligned} \ddot{\psi} \left(I_{mat} + M_{mat} (a^2 + L_{CPmat}^2) + M_{PT} (a^2 + 2ar + l_{mat}^2) + I_{PT} \right) \\ = M_{mat} g (l_{Gmat} \sin \psi - a \cos \psi) + M_{PT} g (l_{mat} \sin \psi - (r + a) \cos \psi) \\ + (l_{CP} \cos \psi + a \sin \psi) Fx_{vent \rightarrow mat} + (l_{mat} \cos \psi + a \sin \psi) Fx_{vent \rightarrow PT} \end{aligned} \quad (3.18)$$

Nous retrouvons bien la même forme d'équation de mouvement (3.18) que l'équation (3.20) avec un terme lié à l'inertie, à la gravité de l'ensemble de la structure et le moment lié au vent.

9.2. Le cas de la grue encastrée à sa base

Dans le cas de notre étude en soufflerie, la grue est solidaire de la balance dynamométrique. Nous mesurons un moment d'encastrement $\overrightarrow{M}_{ENCASTREMENT}(O)$ au niveau de l'étage du bas de la

balance. L'équation de mouvement avec $\psi = \dot{\psi} = \ddot{\psi} = 0$ prend la forme

$${}_O \begin{Bmatrix} M_{mat} \overrightarrow{\Gamma}(G_{mat} / \mathcal{R}_o) \\ \delta_o(Mature / \mathcal{R}_o) \end{Bmatrix} = {}_O \begin{Bmatrix} \overrightarrow{R}_{réaction\ du\ sol} \\ \vec{0} \end{Bmatrix} + {}_O \begin{Bmatrix} \overrightarrow{Poids}_{mat} \\ M_{Poids\ mat} \end{Bmatrix} + {}_O \begin{Bmatrix} \overrightarrow{F}_{vent \rightarrow mat} \\ M_{vent \rightarrow mat} \end{Bmatrix} + {}_O \begin{Bmatrix} -\overrightarrow{R}_{mat \rightarrow PT} \\ M_{PT \rightarrow mat} \end{Bmatrix} - {}_O \begin{Bmatrix} \overrightarrow{R}_{ENCASTREMENT} \\ M_{ENCASTREMENT} \end{Bmatrix}$$

Ainsi,

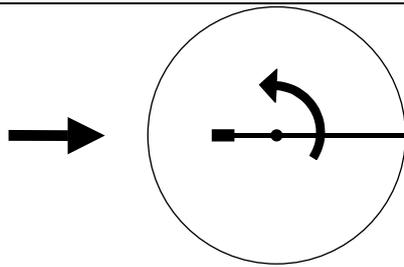
$$\begin{aligned} \overrightarrow{M}_{ENCASTREMENT}(O) \cdot \vec{y}_o = \underbrace{-\ddot{\theta} M_{PT} l_{mat} r \sin \theta}_{Inertie} - \underbrace{\dot{\theta}^2 M_{PT} l_{mat} r \cos \theta}_{Centrifuge} \\ - \underbrace{a M_{mat} g - (r \cos \theta + a) M_{PT} g}_{Gravité} + \underbrace{l_{CP} Fx_{vent \rightarrow mat} + l_{mat} Fx_{vent \rightarrow PT}}_{Vent} \end{aligned} \quad (3.19)$$

Nous retrouverons cette équation lors de l'étude expérimentale Chapitre IV. Grâce aux mesures faites par la balance et le codeur angulaire nous pourrons retrouver et quantifier chacun des termes de l'équation (3.19)

9.3. Conséquences

Il est intéressant de remarquer que les moments d'inertie, centrifuge et de gravité vont en fonction de la position de la partie tournante, être soit des **moments de renversement (termes positifs)** soit des **moments de rappel (termes négatifs)**

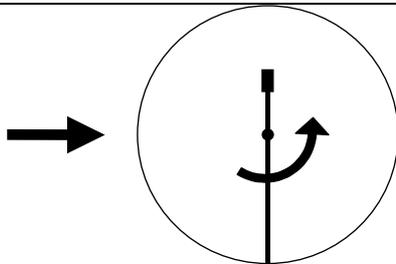
Vent arrière $\theta = 0$



$$\begin{aligned} \overrightarrow{M}_{\text{Renversement}}(O) \cdot \vec{y}_o &= -\dot{\theta}^2 M_{PT} l_{mat} r \\ &- a(M_{mat} + M_{PT}) g - r M_{PT} g \\ &+ l_{CP} Fx_{vent \rightarrow mat} + l_{mat} Fx_{vent \rightarrow PT} \end{aligned}$$

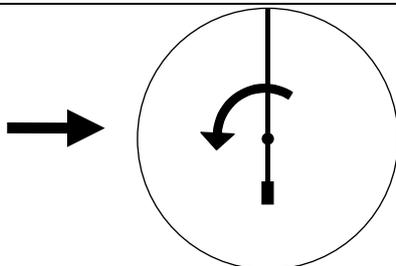
Vent arrière est incontestablement la position la plus sécuritaire. Le seul terme lié au renversement est le moment vent qui est minime dans cette position, et le moment centrifuge (en cas d'auto rotation) et de gravité sont maximales et positifs.

Vent perpendiculaire $\theta = -\Pi/2$



$$\begin{aligned} \overrightarrow{M}_{\text{Renversement}}(O) \cdot \vec{y}_o &= -\ddot{\theta} M_{PT} l_{mat} r \\ &- a(M_{mat} + M_{PT}) g \\ &+ l_{CP} Fx_{vent \rightarrow mat} + l_{mat} Fx_{vent \rightarrow PT} \end{aligned}$$

Vent perpendiculaire $\theta = \Pi/2$

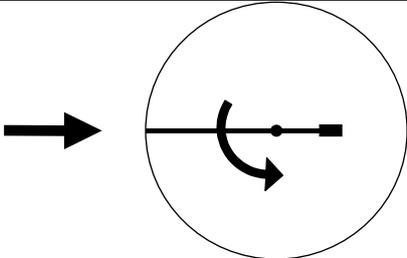


$$\begin{aligned} \overrightarrow{M}_{\text{Renversement}}(O) \cdot \vec{y}_o &= \ddot{\theta} M_{PT} l_{mat} r \\ &- a(M_{mat} + M_{PT}) g \\ &+ l_{CP} Fx_{vent \rightarrow mat} + l_{mat} Fx_{vent \rightarrow PT} \end{aligned}$$

Vent perpendiculaire est une position critique. Le moment vent (terme de renversement) est maximal alors que le moment de gravité (principal moment de stabilité) est toujours positif mais

réduit. Il faut remarquer que le moment lié à l'inertie contribue à la stabilité de la grue car soit la partie tournante remonte au vent ($\theta = \Pi/2$) l'accélération est donc négative, soit dans l'autre cas, la partie tournante est accélérée ($\theta = -\Pi/2$) mais le moment d'inertie est toujours négatif.

Vent debout $\theta = \Pi$



$$\overline{M}_{\text{Renversement}}(O) \cdot \vec{y}_o = \dot{\theta}^2 M_{PT} l_{mat} r$$

$$- a(M_{mat} + M_{PT})g + r M_{PT} g$$

$$+ l_{CP} Fx_{vent \rightarrow mat} + l_{mat} Fx_{vent \rightarrow PT}$$

Vent debout est une position critique. Une partie du moment lié à la gravité, le moment centrifuge et le moment vent sont positifs, il ne reste que le terme $-a(M_{mat} + M_{PT})g$ de négatif.

10. Modélisation du renversement des grues sous l'effet des rafales de vent

Comme nous l'avons vu précédemment, le vent n'est pas une grandeur constante, mais fluctuante. Cette notion est à prendre en considération lors du dimensionnement des grues. Statistiquement grâce aux données météorologiques, il est possible de connaître la probabilité d'occurrence d'une rafale de vent en fonction de sa durée et de sa force. Il est donc intéressant d'anticiper, à quelle intensité et quelle durée de bourrasque de vent une grue à tour peut résister. A partir de là, il est alors possible de fixer un coefficient de sécurité en fonction de la récurrence des tempêtes auxquelles la grue doit résister. A ce sujet, une étude théorique des effets des bourrasques sur les grues à tour a été réalisée par EDEN, INY et BUTLER [21] : travaux que nous présentons dans la suite de ce paragraphe.

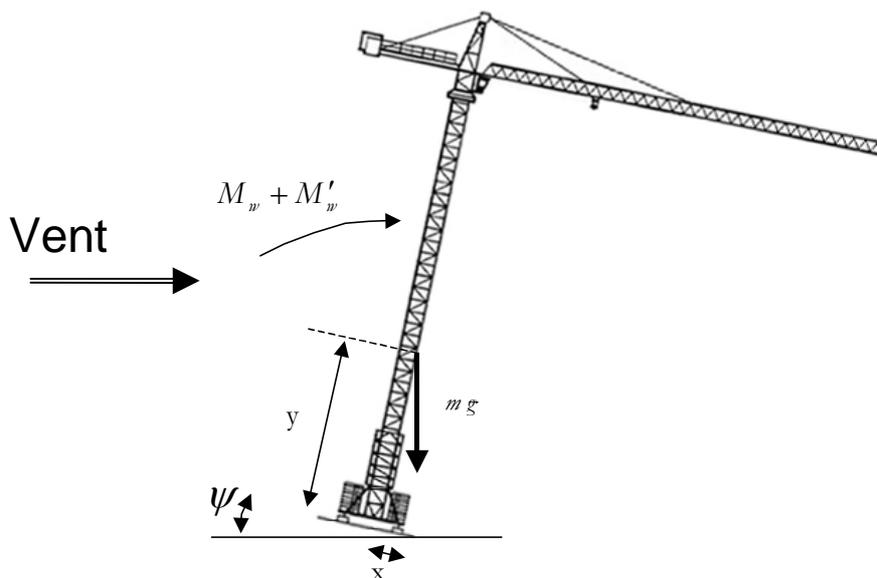


FIG. 3.5 – Schéma du renversement d'une grue à tour

La grue est considérée comme un système à un seul degré de liberté : la rotation autour du point de renversement de la grue. La rotation de la partie tournante n'est pas prise en compte car on suppose qu'elle est dans le lit du vent.

Les moments agissant sur la grue se résument donc à ceux liés à la gravité (appliqués au centre de gravité de la grue), à l'inertie de la grue au point de renversement, et aux effets du vent moyen et instantané.

L'équation de mouvement de la grue pour un moment vent instantané M'_w qui dure t secondes à la forme suivante :

$$I \ddot{\psi} + m g x \cos \psi - m g y \sin \psi - (M_w + M'_w) \cos \psi = 0 \quad (3.20)$$

Avec

- I Inertie de la partie tournante de l'ensemble de la grue par rapport au point de renversement
 - m Masse de l'ensemble de la grue
 - x, y Coordonnées du centre gravité de la grue
 - ψ Angle de renversement
 - M_w et M'_w Moment Vent Moyen et Moment Vent Instantané. Ils sont liés à la décomposition du vent suivant le formalisme de Reynolds $U(t) = \bar{U} + U'(t)$
- M_w correspond au moment au point de renversement O des efforts du vent moyen \bar{U} sur l'ensemble de la grue. M_w' correspond au moment au point de renversement O des efforts du vent instantané $U'(t)$ sur l'ensemble de la grue.

En supposant $y \geq 3x$ nous avons $\begin{cases} \cos \psi \cong 1 \\ \sin \psi \cong 0 \end{cases}$ et en écrivant le moment d'inertie

$I = m(x^2 + y^2 + r_e^2)$ avec r_e rayon de giration de la grue, il est possible après résolution de l'équation (3.20) de calculer la durée du coup de vent τ nécessaire pour mettre la grue dans une condition d'instabilité irréversible (à ne pas confondre avec la durée de la chute)

$$\tau = \underbrace{\sqrt{\frac{x^2 + y^2 + r_e^2}{y g}}}_{(1)} \ln \left[\underbrace{1 - \frac{M_w - m g x}{M'_w + (M_w - m g x)}}_{(2)} \right] \quad (3.21)$$

Avec

$$(1) = \sqrt{\frac{x^2 + y^2 + r_e^2}{y g}}$$

Ce terme concerne la taille et les caractéristiques de la grue. Il augmente avec la taille et la hauteur du centre de gravité.

$$(2) = \ln \left[1 - \frac{M_w - m g x}{M'_w + (M_w - m g x)} \right]$$

Quand le moment du vent constant équilibre exactement le moment de rappel $M_w = m g x$ le second terme de l'équation (3.21) est nul donc $\tau = 0$ Ainsi, si aucune marge de sécurité n'est incluse dans la conception pour les conditions de vent hors service, théoriquement n'importe quel coup de vent d'une vitesse supérieure, même courte et faible, causera l'instabilité.

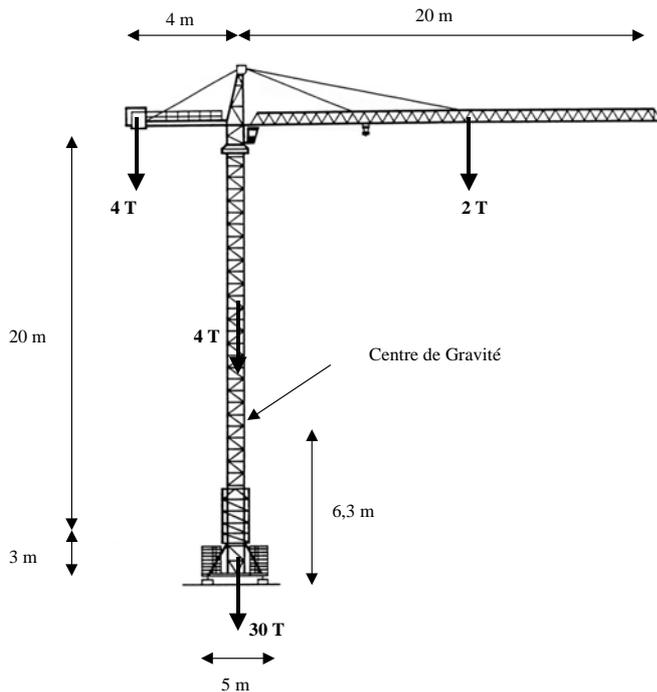


FIG 3.6 – Exemple de grue à tour

Pour illustrer ce **premier terme (1)**, prenons l'exemple d'une petite grue ci-contre :

$$(1) = \sqrt{\frac{x^2 + y^2 + r_e^2}{y g}} = 1,42 \text{ s}$$

Si l'on double sa taille et quadruple son moment d'inertie

$$(1) = \sqrt{\frac{x^2 + y^2 + r_e^2}{y g}} = 2 \text{ s}$$

Pour le **second terme (2)**, le ratio $\frac{M_w - m g x}{M'_w + (M_w - m g x)}$ est déterminant quant à la stabilité de la

grue, car plus il est important plus le temps nécessaire au renversement de la grue le sera aussi.

Pour illustrer son impact, prenons deux exemples de dimensionnement

1^{er} cas : Marge de sécurité "très réduite" :

$$M_w = 0,99 m g x$$

$$M'_w = 0,25 m g x$$

$$\text{Donc (2)} = \ln(1,04) = 0,04 \text{ s}$$

2^{ème} cas : Prenons une meilleure marge de sécurité

$$M_w = 0,75 m g x$$

$$M'_w = 0,3 m g x$$

$$\text{Donc (2)} = \ln(6) = 1,79 \text{ s}$$

Le second terme de l'équation (3.21) est bien plus important et donc le temps du coup de vent τ nécessaire au renversement de la grue aussi.

En résumé, d'après EDEN, INY et BUTLER [21], le premier terme de l'équation (3.21) est généralement inférieur à l'unité pour les petites grues et peut atteindre 4 s pour les "grosses"

grues. Le second terme de l'équation (3.21) quant à lui peut-être nul s'il n'y a pas de marge de sécurité sur la stabilité et peut-être plus grand que l'unité si l'on en prend une suffisante. La combinaison de ces deux termes détermine donc le temps de mise en instabilité de la grue. Il peut-être plus long pour des grues plus "grandes" et s'il existe une marge de stabilité en condition hors service. Toutefois, pour les "grandes" grues il ne faut pas perdre de vue que les contraintes dans la mâture sont aussi dimensionnantes !

- **Vitesse équivalente pour le dimensionnement de la grue**

Nous pouvons donner une autre méthode pour dimensionner la grue au vent. Le calcul de la stabilité n'est plus effectué avec des grandeurs de pointe mais avec une vitesse de vent équivalente qui tient compte des dimensions et masses de la grue par rapport aux caractéristiques du vent.

En posant K le rapport des moments de rappel sur le moment de renversement du vent moyen, l'expression (3.21), prend la forme suivante

$$\tau = \sqrt{\frac{x^2 + y^2 + r_e^2}{y g}} \ln \left[1 - \frac{1 - K}{\left(\frac{\hat{U}}{\bar{U}}\right)^2 - 1} \right] \quad (3.22)$$

A partir de l'équation (3.22)

$$K = \left(\frac{\hat{U}}{\bar{U}}\right)^2 - \frac{\left(\frac{\hat{U}}{\bar{U}}\right)^2 - 1}{\exp(A \tau)} \quad (3.23)$$

avec $A = \sqrt{\frac{y g}{x^2 + y^2 + r_e^2}}$

Ainsi il est possible de définir une vitesse de vent équivalente $V_{eq} = \sqrt{K} \bar{U}$ pour dimensionner la grue en fonction des caractéristiques et de la probabilité d'occurrence d'une tempête. Le tableau 3.5 reprend l'exemple de \hat{U} / \bar{U} donné dans [21].

Période d'intégration de \hat{U} (s)	3	5	10	30	100	300	600	3600
\hat{U} / \bar{U}	1,5	1,47	1,42	1,33	1,23	1,13	1,08	1

TAB. 3.5 – Exemple de rapport vitesse de pointe / vitesse moyenne (sur 1 h)

11. Equation de mouvement de la partie tournante

Par ailleurs, un bilan (figure 3.7) des moments sur la partie tournante nous donne l'équation de mouvement de la partie tournante par rapport à son axe de rotation.

$$I_{PT} \ddot{\theta}(t) + C_{Frottement} \dot{\theta}(t) = C_{Vent}(t) \quad (3.20)$$

Avec

- I_{PT} Inertie de la partie tournante (kg.m^2)
- $C_{Frottement}$ Coefficient du couple de giration (N.m.s)
- C_{Vent} Couple aérodynamique (N.m) : Le moment exercé par le vent sur la flèche moins celui exercé sur la contre-flèche

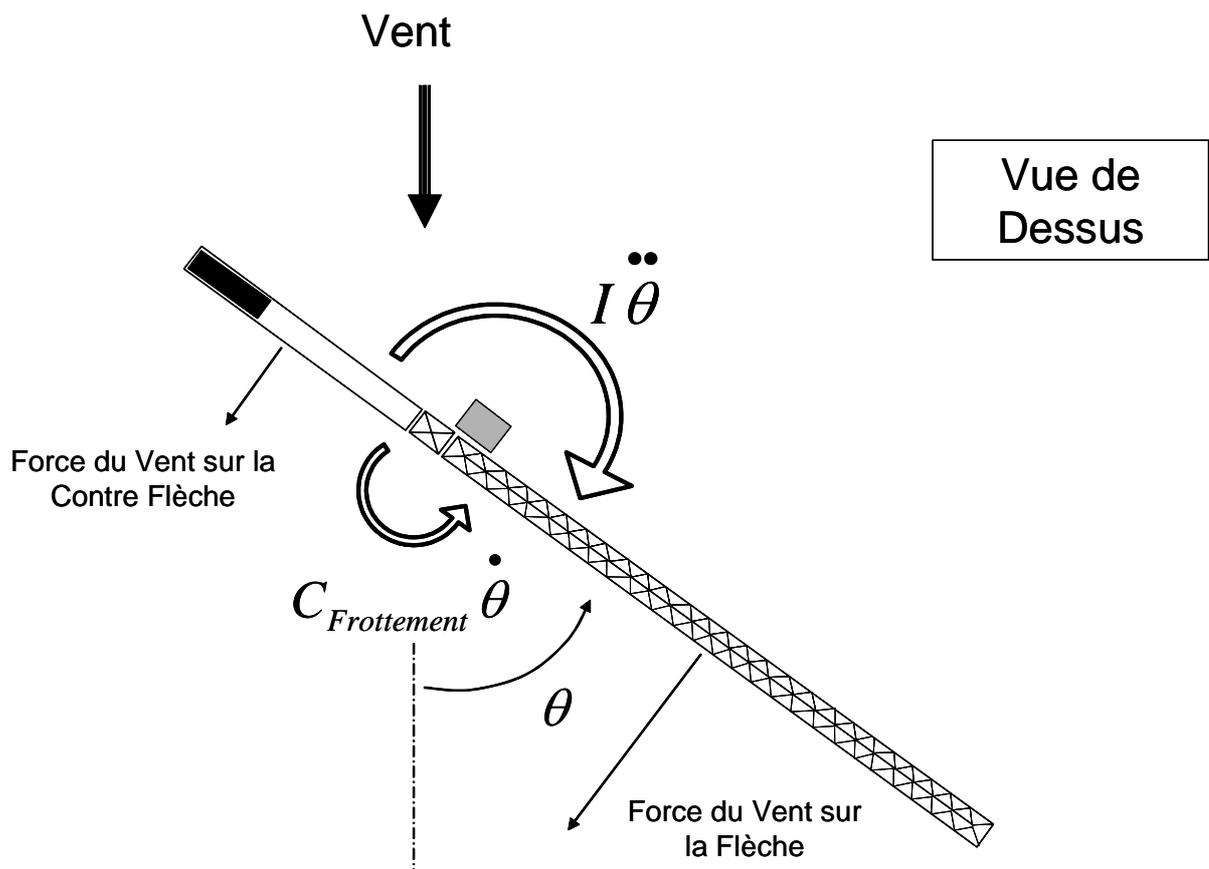


FIG 3.7 – Schéma de la rotation de la partie tournante

12. Conclusion

Ainsi, nous venons de mettre en équation le renversement d'une grue à tour et de mettre en évidence : les forces d'inertie, centrifuge, de gravité et du vent qui rentrent en jeu lors du phénomène. Par rapport à la vision d'une grue parfaitement en girouette dans le lit du vent, c'est à dire une grue à un seul degré de liberté, notre modélisation est beaucoup plus complète au sens où elle prend en considération la rotation de la partie tournante. La modélisation de la grue par un système à deux degrés de liberté est particulièrement adaptée à l'étude des effets d'environnement immédiat.

Cette modélisation a ses limites et peut être améliorée. Nous avons considéré la grue à tour comme un système à deux degrés de liberté, constituée de 2 éléments rigides non déformables. Hors la déformation de la mâture peut atteindre plusieurs dizaines de centimètres (notamment pour des grues hautes – environ 50 cm pour une grue de 50 m sous crochet). Cette déformation de la mâture induit un déplacement du centre de gravité de la partie tournante par rapport à l'axe de rotation de la grue. Dans notre cas le centre de gravité de la partie tournante se trouve à $r = 2,6$ m de l'axe de rotation de la grue. Le déplacement du centre de gravité peut donc augmenter le moment de gravité de la partie tournante qui est prépondérant dans le moment de renversement en pied. Une possible amélioration du modèle consisterait à prendre en compte la déformation de la mâture. La prise en considération des 4 pieds, pourrait aussi être une amélioration.

Le dimensionnement de la stabilité des grues à tour peut-être fait avec la pression dynamique de pointe. C'est supposer que la grue est en permanence soumise à un vent dont la vitesse est toujours maximale. Sachant que les charges varient en fonction du carré de la vitesse, cela revient à rajouter un coefficient "caché" de sécurité sur la stabilité. Nous avons donc décrit une méthode plus fine avec l'introduction d'une vitesse équivalente V_{eq} qui prend en compte la durée des rafales de vent pour le dimensionnement des grues.

Pour conclure ce chapitre, il nous semble particulièrement intéressant de rappeler les principales conclusions du rapport normatif réalisé en début de thèse [9]:

- la comparaison entre chaque norme n'est possible que globalement, c'est à dire qu'il faut comparer les résultats finaux sur les charges

- **Au niveau de l'estimation des charges du vent sur les grues à tour, les normes sont sécuritaires** (comparaison résultat soufflerie / calcul normatif)

Par contre, aucune des normes et recommandations ne prennent en compte les effets d'environnement immédiat sur les grues à tour. Même dans un environnement urbain très haut et dense, les grues sont toujours considérées "parfaitement" en girouette. C'est la limite du calcul normatif ! C'est à cette "lacune" que cette thèse veut répondre en proposant une méthode réaliste d'étude du comportement au vent des grues à tour au sein de leur environnement immédiat d'implantation.

Chapitre IV

Approche Expérimentale

Le vent qui s'engouffre dans un environnement urbain va générer des zones de recirculation, de déventement mais aussi des zones d'accélération. Dans ces conditions, si l'on implante une grue au sein d'un tel environnement, il est difficile de prédire les charges du vent sur celle-ci. Mais depuis longtemps, la simulation d'un écoulement autour d'un environnement bâti est possible dans une soufflerie dite à couche limite. L'idée d'étudier le comportement d'une grue à tour en soufflerie, nous est donc venue naturellement. Cette approche empirique présente de nombreux avantages, à condition de reproduire fidèlement à échelle réduite le comportement d'une grue à tour. L'objet de ce chapitre est donc d'étudier en détail : comment il est possible de reproduire à échelle réduite, le comportement d'une grue à tour en soufflerie.

En premier lieu, nous nous appuyerons sur la théorie des maquettes, pour déterminer les paramètres de similitudes propres à notre étude. Ensuite, une présentation des moyens de mesure et de la soufflerie sera faite. Puis nous passerons à la description et à la vérification des différentes caractéristiques mécaniques de notre modèle de grue dynamiquement semblable (figure 4.1). Les effets dynamiques au sens de l'excitation des modes de vibration sont secondaires par rapport aux effets quasi-statiques de la structure. Lors de la réalisation et de la conception du modèle de grue, nous avons fait en sorte qu'il soit le plus rigide possible, et qu'il respecte les similitudes de masse, d'inertie, de frottement et de surface au vent.

Enfin, pour conclure ce chapitre, nous exposons les résultats expérimentaux de deux types de configurations : sans et avec environnement. Ces premiers résultats nous permettront de vérifier

le comportement du modèle physique et de justifier notre protocole d'essais. La configuration avec environnement n'a pas été choisie au hasard mais au terme de nombreuses études d'implantation de grue sur des chantiers. L'effet d'environnement est très marqué au point que la partie tournante entre en auto rotation.

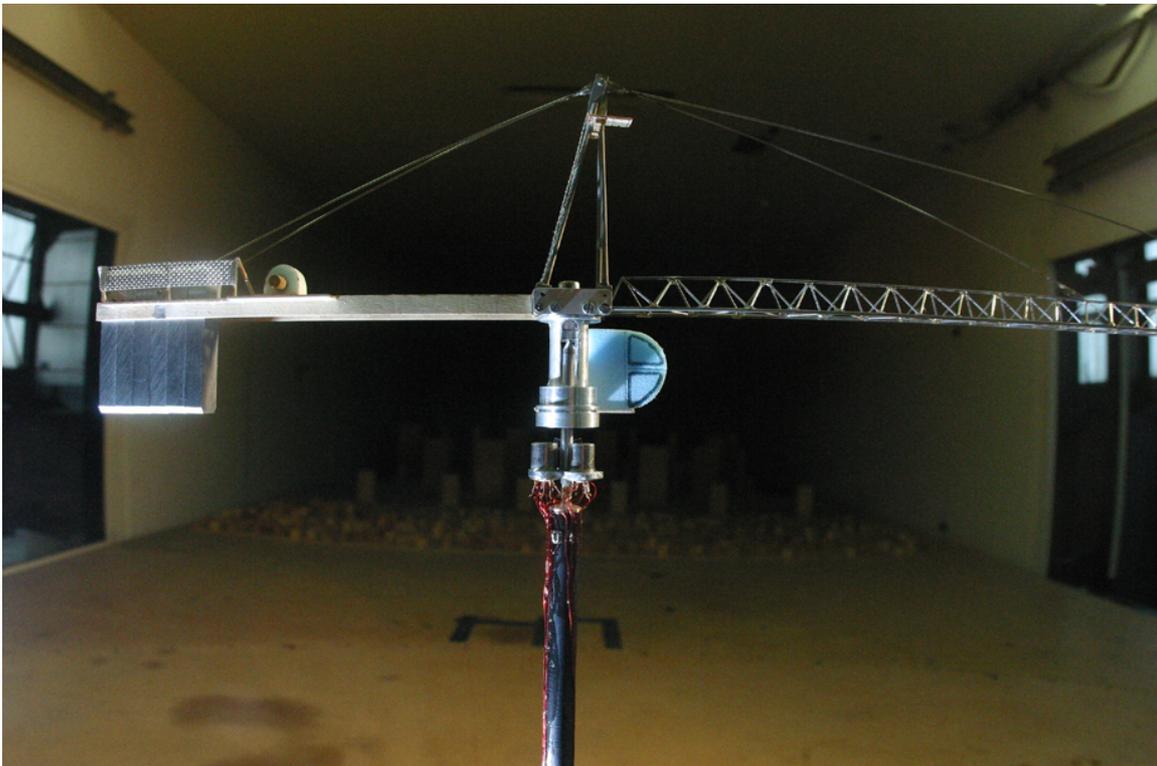


FIG. 4.1 – MD238 en vraie grandeur et à l'échelle du 1/80

1. Analyse dimensionnelle et conditions de similitudes

1.1. Problématique

Comme dans nombre de phénomènes mécaniques, il arrive qu'une étude purement théorique soit trop complexe à entreprendre et ne permette pas la résolution du problème. L'étude de l'action du vent sur une grue à tour est un exemple de ce genre de phénomène mécanique. En effet, en toute rigueur, il s'agit de résoudre un problème couplé d'interactions entre un fluide et une structure. Idéalement, cela nécessiterait la résolution des équations de Navier-Stokes (les équations de mouvement du fluides), ensuite de calculer les champs de déplacement et de déformation de la grue à tour induit par le vent et enfin de tenir compte de ce nouvel état de fait, lors de la résolution des équations concernant le fluide.

Face à cette situation de grande complexité, typique en mécanique, c'est aux méthodes empiriques que l'on s'adresse alors, car elles nous permettent d'établir les faits empiriques fondamentaux.

Afin d'introduire la simulation expérimentale de phénomènes physiques citons L.Sédov [22]

"La théorie des dimensions et la similitude jouent un rôle de premier plan dans la similitude de divers phénomènes. Il y a simulation lorsque l'on remplace l'étude du phénomène naturel par l'étude du phénomène analogue sur un modèle d'échelle réduite ou agrandie, habituellement dans les conditions de laboratoire. L'intérêt principal de la simulation réside dans ce qu'elle fournit des réponses quant au caractère des effets et des différentes grandeurs liés au phénomène naturel à partir des données expérimentales recueillies sur les modèles."

Préalablement à toute expérience, il convient d'effectuer une analyse qualitative générale, pour tirer les conclusions qui s'imposent et dégager des lois et grandeurs générales aptes à décrire le plus simplement possible le phénomène en question. La théorie de l'analyse dimensionnelle et des lois de similitude (théorie des maquettes) permet de faire cette analyse théorique préalable.

L'approche expérimentale n'est possible que si l'on a bien inventorié les phénomènes dominants afin de les reproduire le plus fidèlement possible. Nous sommes donc conduits à faire des hypothèses c'est à dire à négliger les aspects secondaires face à ceux qui nous sont prépondérants. Ainsi, les effets dynamiques résultants des modes de vibration de la structure sont supposés du second ordre face à l'action directe des charges dues au vent. La porosité de la structure et le mouvement continu de la partie tournante étouffent tous les phénomènes importants de vibrations.

Tous les essais sont donc effectués sur un modèle (indice M) dans notre cas beaucoup plus petit que le prototype afin de simuler les effets d'une tempête sur une grue en soufflerie. Les conditions de similitude traduisent certaines analogies entre prototype et modèle. Dans le cas de notre étude, elles vont être d'ordre géométrique, cinématique et dynamique. L'intérêt de remplir les conditions de similitude est donc de pouvoir transposer les résultats expérimentaux et les conclusions établies sur le modèle au prototype (indice P) qui est lui à échelle 1.

1.2. Les Similitudes

L'objectif de notre étude est de simuler en soufflerie les efforts appliqués sur une grue à tour pour en déduire le moment instantané de renversement au pied de la grue. Il nous faut donc, avoir une similitude de l'ensemble des forces appliquées sur une grue à tour en cas de tempête ; c'est à dire avoir une similitude dynamique complète du phénomène.

Les conditions nécessaires préalables à la similitude dynamique sont une similitude géométrique et cinématique du problème.

1.2.1. Similitude géométrique

La similitude géométrique existe entre le modèle et le prototype si le ratio entre toutes les dimensions du modèle sur celles du prototype sont égales.

$$\frac{L_{\text{modele}}}{L_{\text{prototype}}} = \frac{L_m}{L_p} = \lambda_L \quad (4.1)$$

Ou λ_L est le facteur d'échelle

Pour les aires

$$\frac{A_{\text{modele}}}{A_{\text{prototype}}} = \frac{L_m^2}{L_p^2} = \lambda_L^2 \quad (4.2)$$

Le choix de l'échelle du modèle est un point délicat. Il se révèle être un compromis entre les lois de similitude et la taille de la veine d'essais de la soufflerie. D'un coté, la réalisation technique du modèle impose une échelle assez grande pour pouvoir, par exemple, respecter la similitude sur les masses qui varie en fonction du cube de l'échelle géométrique et de l'autre pour étudier la grue à tour au sein d'un environnement, le plus large possible et de limiter les effets de blocage ; l'échelle géométrique doit être la plus faible possible. Nous avons donc retenu $\lambda_L = 1/80$ qui représente un compromis approprié au respect de ces deux conditions.

Le poids de 8 tonnes d'une flèche de 45 m peut sembler élevé. Mais en réalité les grues à tour sont "très" légères au regard de leurs dimensions. La structure d'une grue doit résister aux contraintes engendrées par la charge à lever et son poids propre. Leur fonction est de pouvoir lever des charges les plus lourdes possibles. Donc, pour obtenir des machines performantes

capables de lever des charges importantes, la flèche doit être légère tout en restant solide. Cette caractéristique mécanique est d'autant plus difficile à respecter à échelle réduite.

Nous aurions difficilement pu réaliser un modèle de grue à une échelle inférieure au 1/80, car à cette échelle, le respect de la similitude de la masse de la flèche impose déjà un poids de 15,55 gr pour une longueur de 56 cm.

L'échelle du 1/80 nous permet de placer quelques bâtiments autour de la grue dans la soufflerie. Par exemple au 1/80, nous ne pouvons pas étudier des environnements trop importants type la Défense dans la soufflerie NASA (dont la section de la veine est d'environ 10m²).

La réalisation de l'instrumentation est aussi une contrainte technique. La balance dynamométrique et le codeur angulaire sont difficilement réalisables à une taille inférieure.

1.2.2. Similitude cinématique

La simulation du mouvement d'une structure au sein d'un fluide en mouvement nécessite de s'assurer, dans un premier temps, que le modèle se déplace de la même manière que le prototype : modèle et prototype doivent suivre le même chemin. Ensuite comme l'explique J. FAY [23], il faut vérifier que le rapport des vitesses et des accélérations entre celle de la structure et celle d'une particule fluide est identique entre le modèle et le prototype.

Ainsi, pour modéliser le comportement de la partie tournante d'une grue à tour qui décrit un disque de rayon L avec une vitesse angulaire $\dot{\theta}$ plongée dans un vent ayant une vitesse u_0 , nous devons garantir que le rapport entre l'accélération centripète de la partie tournante $\dot{\theta}^2 L$ à l'accélération typique d'une particule élémentaire fluide $V \cdot \nabla V \cong u_0^2 / L$ soit égale entre le modèle et le prototype :

$$\left(\frac{\dot{\theta}^2 L}{u_0^2 / L} \right)_m = \left(\frac{\dot{\theta}^2 L}{u_0^2 / L} \right)_p \quad (4.3)$$

$$\left(\frac{\dot{\theta} L}{u_0} \right)_m = \left(\frac{\dot{\theta} L}{u_0} \right)_p \quad (4.4)$$

Ce qui revient à l'égalité du nombre de Strouhal entre le modèle et le prototype.

Notons qu'en combinant les équations (4.3) et (4.4), nous avons

$$\frac{(u_0 / \dot{\theta})_m}{(u_0 / \dot{\theta})_p} = \lambda_L \quad (4.5)$$

La *similitude cinématique* correspond à la conservation des rapports entre l'accélération du fluide et de ses frontières pour le modèle et le prototype.

- **Application à titre d'exemple**

Nous donnons cet exemple dans l'intention de fournir un ordre de grandeur de la vitesse de rotation de la partie tournante en vraie grandeur à partir des observations faites en soufflerie au 1/80 dans un cas d'effet d'environnement où la grue entre en auto rotation.

La vitesse angulaire de la partie tournante observée en soufflerie avec une vitesse de vent moyenne de 4,7 m/s est de

$$\dot{\theta}_m = 2\pi / 3 = 2,09 \text{ Rad} / s \text{ soit environ } 20 \text{ tours/minute}$$

Une vitesse de 4,7 m/s à l'échelle du 1/80 correspond à un vent de 150 km/h (41,6 m/s) en vraie grandeur.

$$\dot{\theta}_p = \frac{1}{80} \times \frac{41,6}{4,7} \times 2,09 = 0,231 \text{ Rad} / s \text{ soit environ } 2,2 \text{ tours/minute}$$

Dans ce cas d'effet d'environnement à cette vitesse de vent de 150km/h, la partie tournante tournerait à 2,2 tours/minute.

1.2.3. Similitude dynamique

La similitude dynamique existe entre le modèle et le prototype si le ratio entre toutes les forces du modèle sur celles du prototype, sont égales.

Comme nous l'avons vu précédemment (Chapitre III), dans le cas de notre étude, les conditions à remplir, pour étudier le renversement des grues, sont : l'équation de mouvement de la partie tournante (4.6) et l'équation du moment de renversement au pied de la grue (4.7), semblables entre le modèle et le prototype.

$$I_{PT} \ddot{\theta}(t) + C_{Frottement} \dot{\theta}(t) = C_{Vent}(t) \quad (4.6)$$

$$\overrightarrow{M}_{ENCASTREMENT}(O) \cdot \vec{y}_o = \underbrace{-\ddot{\theta} M_{PT} l_{mat} r \sin \theta}_{Inertie} - \underbrace{\dot{\theta}^2 M_{PT} l_{mat} r \cos \theta}_{Centrifuge} \quad (4.7)$$

$$\underbrace{-a M_{mat} g - (r \cos \theta + a) M_{PT} g}_{Gravité} + \underbrace{l_{CP} F_{x_{vent \rightarrow mat}} + l_{mat} F_{x_{vent \rightarrow PT}}}_{Vent}$$

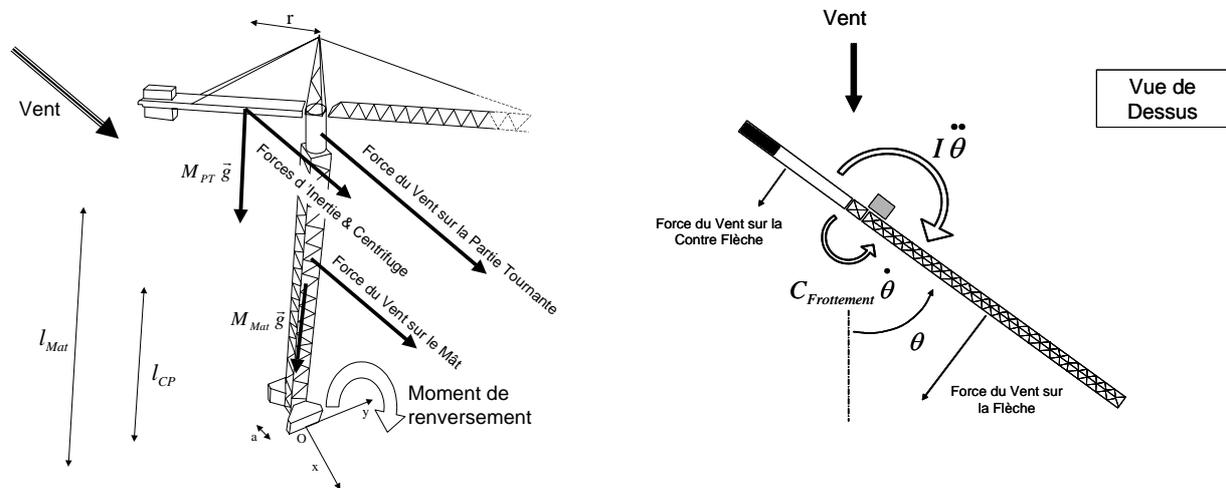


FIG. 4.2 – Schéma des moments et forces en jeu

Les forces qui régissent le mouvement de la partie tournante sont les couples d'inertie par rapport à l'axe de rotation de la partie tournante, de frottement à la couronne et du couple aérodynamique sur l'ensemble de la partie tournante (la différence entre les efforts aérodynamiques appliqués sur la flèche et ceux appliqués sur la contre-flèche)

Et les forces qui composent le moment d'encastrement au pied de la grue, sont des forces d'inertie, centrifuge, de pesanteur et du vent sur la partie tournante et la mâture.

La similitude dynamique impose que les quadrilatères formés par ces forces soient semblables ; ce qui entraîne que le rapport de deux quelconques de ces forces soit le même entre le prototype et le modèle.

Résumons : Les grandeurs physiques caractérisant notre problème se réduisent à :

Par rapport aux caractéristiques mécaniques de la grue

I_{PT}	Inertie de la partie tournante (kg.m ²) de dimension $[M.L^2]$
$C_{Frottement}$	Coefficient du couple de giration (N.m.s) de dimension $[L^2.M.T^{-1}]$
M	Masse (kg) de dimension $[M]$
L	Dimensions (m) de dimension $[L]$

Par rapport aux caractéristiques aérodynamiques de la grue

C_{Vent}	Couple aérodynamique (N.m) de dimension $[L^2.M.T^{-2}]$
$F_{Vent \rightarrow Grue}$	Forces aérodynamiques (N) de dimension $[L^2.T^{-2}]$

Ce qui revient à

ρ_{Air}	Masse volumique de l'air (kg.m ⁻³) de dimension $[M.L^{-3}]$
ν	Viscosité cinématique du fluide (m ² .s ⁻¹) de dimension $[L^2.T^{-1}]$
u_0	Vitesse du vent (m.s ⁻¹) de dimension $[L.T^{-1}]$
$S.C_r$	Surface au vent de chaque élément de grue (m ²) de dimension $[L^2]$

Et les autres

θ	Position angulaire de la partie tournante adimensionné
t	Temps (s) de dimension $[T]$
g	Accélération de la pesanteur (m ² .s ⁻¹) de dimension $[L^2.T^{-1}]$

Toutes ces grandeurs sont donc dimensionnées suivant trois grandeurs : Longueur, Masse et Temps. Mais c'est le respect des règles de similitude au niveau de l'écoulement qui va fixer le nombre sans dimension prédominant.

1.3. Conditions de similitudes l'écoulement : Choix du nombre sans dimension prédominant

Dans notre cas d'étude, où nous sommes en présence d'un fluide visqueux incompressible, les équations de mouvement d'une particule fluide s'écrivent sous la forme de Navier-Stokes, c'est à dire sous la forme vectoriel suivante :

$$\operatorname{div} \mathbf{u} = 0 \quad (4.8)$$

$$\rho \frac{D\mathbf{u}}{Dt} = \rho g k - \operatorname{grad} p + \mu \nabla^2 \mathbf{u} \quad (4.9)$$

En prenant comme grandeur de référence L , une vitesse u_0 on peut définir un ensemble de variables adimensionnelles [3] :

$$u_+ = \frac{u}{u_0} \quad x_+ = \frac{x}{L} \quad y_+ = \frac{y}{L} \quad z_+ = \frac{z}{L} \quad p_+ = \frac{p}{\frac{1}{2} \rho u_0^2}$$

et d'opérateurs adimensionnels :

$$\frac{D}{Dt_+} = \frac{L}{u_0} \frac{D}{Dt} \quad \operatorname{grad}_+ = L \cdot \operatorname{grad} \quad \nabla_+^2 = L^2 \nabla^2 \quad \text{et} \quad \operatorname{div}_+ = \frac{L}{u_0} \operatorname{div}$$

A partir de là, les équations précédentes (4.8) et (4.9) prennent la forme suivante :

$$\operatorname{div}_+ \mathbf{u}_+ = 0 \quad (4.10)$$

$$\frac{D\mathbf{u}_+}{Dt_+} = -\frac{1}{Fr} k - \operatorname{grad}_+ p_+ + \frac{1}{Re} \nabla_+^2 \mathbf{u}_+ \quad (4.11)$$

avec

$$Re = \frac{u_0 L}{\nu}$$

Le nombre de Reynolds, qui représente le rapport des forces d'inertie aux forces de viscosité

$$Fr = \frac{u_0^2}{Lg}$$

Le nombre de Froude, qui représente le rapport des forces d'inertie aux forces de gravité

La similitude parfaite requiert à la fois la condition de Reynolds et la condition de Froude.

$$(Re)_p = (Re)_m$$

$$(Fr)_p = (Fr)_m$$

La similitude complète revient à écrire

$$\left(\frac{u_0^2}{Lg} \right)_p = \left(\frac{u_0^2}{Lg} \right)_m \quad (4.12)$$

$$\left(\frac{u_0 L}{\nu} \right)_p = \left(\frac{u_0 L}{\nu} \right)_m \quad (4.13)$$

Dans notre cas, le champ de pesanteur est le même en soufflerie qu'en vraie grandeur donc $g_p = g_m$. Si nous considérons une maquette plus petite que notre modèle, en mouvement dans l'air (donc $\nu_p = \nu_m$), d'après la condition de Reynolds il faudra faire l'essai à vitesse plus élevée que pour le modèle, d'après la loi de Froude il faudra une vitesse plus petite.

Théoriquement, il serait possible de satisfaire aux deux lois, en utilisant des fluides différents. Mais en pratique en soufflerie, l'air est le fluide utilisé comme dans la réalité en vraie grandeur.

Compte tenu, des faibles vitesses de rotations (quelques tours par minute en vraie grandeur) de la partie tournante, la contribution au moment de renversement de la force d'inertie par rapport à celle de pesanteur est négligeable. Comme nous le vérifierons ultérieurement (Paragraphe IV.4), la position du centre de gravité de la partie tournante est en effet responsable d'une grande part du moment au pied de la grue. Les forces de pesanteur étant prépondérantes, cela nous conduit à retenir de la condition de Froude.

$$u_{0,m} = u_{0,p} \sqrt{\frac{L_p}{L_m}} = u_{0,p} \sqrt{\frac{1}{\lambda_L}} \quad (4.14)$$

Ce raisonnement nous conduit à une similitude restreinte, mais toutefois valable, si nous vérifions trois conditions :

- que l'écoulement global soit indépendant du nombre de Reynolds ou bien qu'il se fasse à des nombres de Reynolds suffisamment grands dans les deux cas (au-dessus d'un nombre critique)
- que les efforts dus au vent sur la grue soient indépendants du nombre de Reynolds dans la gamme de vitesse étudiée
- que l'on effectue un calcul direct des efforts dus au vent sur la grue.

Ce compromis est courant en aérodynamique et dans la recherche des conditions de similitude. C'est exactement le même cas lors de l'étude des carènes de navires à échelle réduite réalisée par R. COMOLET [24].

1.4. Conséquences

Après avoir choisi le nombre de Froude comme nombre de similitude prédominant, il est alors possible de définir les relations de similitude entre la maquette et le prototype :

Pour le temps :

$$t_m = t_p \sqrt{\lambda_L} \quad (4.15)$$

Pour la masse :

$$M_m = M_p \times \lambda_L^3 \quad (4.16)$$

Pour l'inertie :

$$I_m = I_p \times \lambda_L^5 \quad (4.17)$$

Pour le coefficient du couple de giration :

$$C_{\text{Frottement } m} = C_{\text{Frottement } p} \lambda_L^4 \sqrt{\lambda_L} \quad (4.18)$$

Pour les forces :

$$F_m = F_p \times \lambda_L^3 \quad (4.19)$$

Pour les moments :

$$M_m = M_p \times \lambda_L^4 \quad (4.20)$$

1.5. Simulation du sillage des bâtiments inclus dans le plan masse

Les écoulements qui se développent au contournement des obstacles, et en particulier dans les zones de sillage, sont liés à la valeur du nombre de Reynolds.

Prenons l'exemple d'un bâtiment d'une largeur de 40 m plongé dans un vent de 144 km/h (40 m/s). A la température de 20°C, la viscosité cinématique de l'air valant $1,5 \cdot 10^{-5}$, le nombre de Reynolds de l'écoulement réel vaut

$$(Re)_p = 1,07 \cdot 10^8$$

La maquette (d'indice M) est une reproduction à l'échelle 1/80 du bâtiment réel (indice P) dont la largeur est 0,5 m. Compte tenu des conditions d'essais (milieu ambiant à une température de 20°C sous la pression atmosphérique), la vitesse du vent en soufflerie (fixée par la similitude de Froude) est de 4,7 m/s, nous obtenons pour de le nombre de Reynolds suivant :

$$(Re)_m = 1,57 \cdot 10^5$$

Cependant, on peut montrer que dans le cas des formes à angles vifs, le processus de décollement est déclenché par la présence des coins ou arêtes vives et les écoulements de contournement sont alors fixés par la géométrie de l'obstacle indépendamment du nombre de Reynolds [3].

En conséquence, même avec des valeurs du nombre de Reynolds plus faibles à l'échelle réduite, il n'existera aucune différence entre les écoulements en soufflerie et les écoulements en vraie grandeur, pourvu que le vent artificiel amont présente les caractéristiques du vent sur le site.

Le nombre de Reynolds a un effet local au niveau des membrures cylindriques de la flèche mais pas sur le flux global. On s'attache donc à respecter la similitude de la surface au vent $S.C_r$, entre le modèle de grue et le prototype.

2. Instrumentation

Afin de quantifier l'ensemble des forces agissant sur le modèle de grue à tour, il nous faut connaître avec précision les efforts instantanés sur la partie tournante, sa position angulaire ainsi que le moment de renversement instantané au pied de la grue.

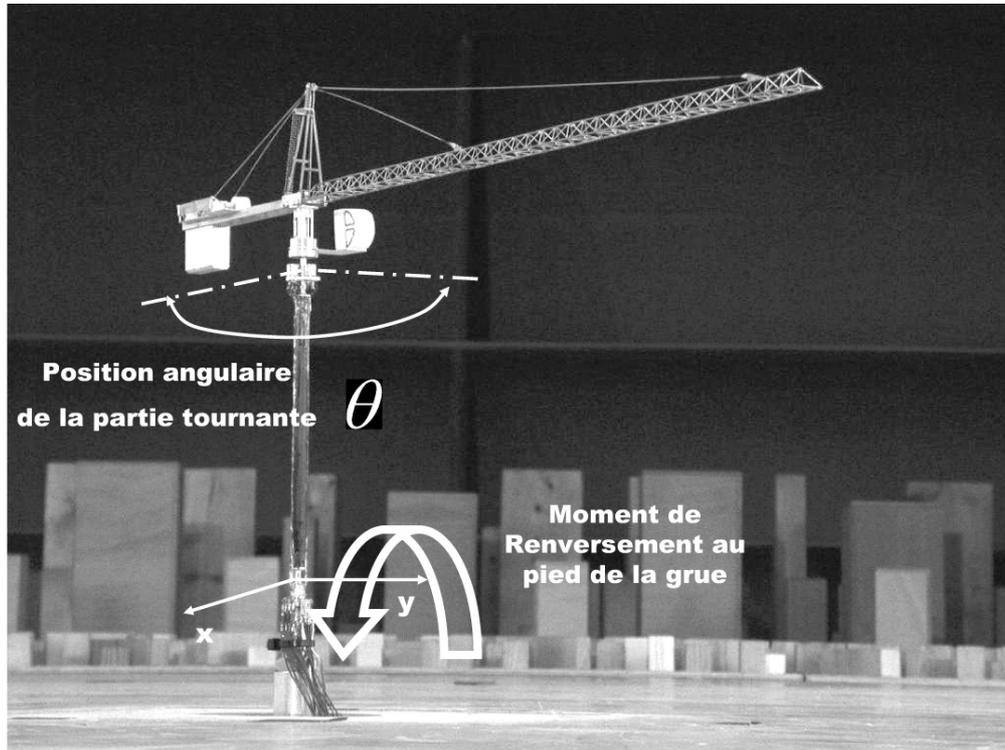


FIG. 4.3 – Photo du modèle de grue au 1/80

Plusieurs contraintes, sont apparues lors de la conception du système de mesure. Comme nous l'avons vu précédemment l'étude du renversement nécessite de respecter la similitude de Froude. Ce qui implique le respect des similitudes des masses et inerties de la partie tournante mais aussi de la mâture. Nous avons donc choisi de réaliser un élément de 15 m de mâture qui intègre à la fois une balance dynamométrique et un codeur angulaire.

2.1. La balance dynamométrique

- *Présentation*

La balance dynamométrique est constituée de deux étages en aluminium reliés entre eux par un tube de carbone de diamètre extérieur de 10 mm (figure 4.4) Ce tube présente la même surface au vent qu'une mâture de grue de MD238 rectangulaire de section 1,6 x 1,6 m²

Quatre jauges de contrainte sont collées sur chaque étage en aluminium de tel sorte à formé deux demi pont de Wheatstone par étage. Les jauges de contrainte utilisées sont de petites dimensions 0,76 x 2,39 mm² (figure 4.4) et ont un facteur de jauge de 2.

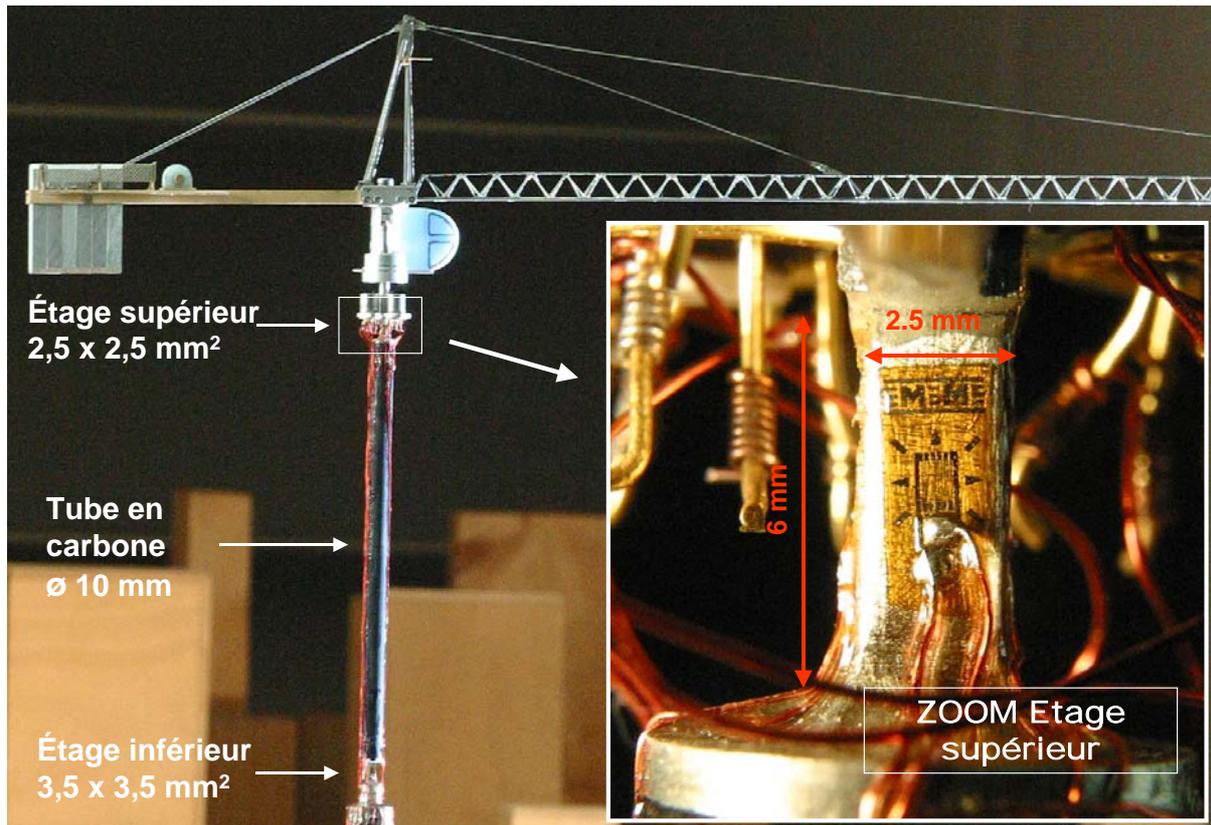


FIG. 4.4 – Photo de la balance dynamométrique modélisant 15 m de mâture

- **Précision**

Compte tenu de la gamme de vitesse de vent (environ 2 à 4 m/s) simulé en soufflerie, les efforts engendrés sur le modèle de grue sont très faibles de l'ordre de :

- 0,03 N à 0,5 N en terme de force
- 0,006 N.m à 0,1 N.m en terme de moment

Les corps d'épreuve des étages de la balance ont donc été dimensionnés de façon à enregistrer des déformations suffisamment importantes sur cette gamme d'efforts. Pour cette raison, les sections carrées des étages supérieurs et inférieurs sont respectivement de $2,5 \times 2,5 \text{ mm}^2$ et $3,5 \times 3,5 \text{ mm}^2$.

L'étalonnage de la balance a été fait avec des masses de 1 à 50 gr. La précision pour une masse de 10 gr (force de 0,1 N et moment de 0,02 N.m) est respectivement de 1 % et 3 % pour les forces et moments résultants Cette précision est stable pour des masses comprises entre de 10 à 50 gr, mais plus faible pour une masse de 1 gr (précision de 5 % pour les forces et 8 % pour les moments).

De plus, nous n'avons pas observé de dérive perceptible des coefficients d'étalonnage de la balance dans le temps.

2.1.1. Réponse fréquentielle

L'objet de ce paragraphe est de quantifier la fréquence de filtrage des efforts enregistrés par la balance dynamométrique. Pour ce faire, nous avons effectué une analyse spectrale des efforts enregistrés par la balance, pour déterminer la réponse fréquentielle du modèle de grue au 1/80.

Les densités spectrales d'énergie sont calculées par un algorithme de FFT (Fast Fourier Transform). Les différentes composantes des forces et moments se comportant similairement, nous présentons uniquement les résultats de la composante des forces F_x .

- **Réponse impulsionnelle**

Dans un premier temps, nous avons excité la structure en donnant un coup sec au niveau de sa partie supérieure. C'est l'expérience du "coup de marteau" ! Cette manipulation est reproduite pour deux configurations :

- Balance seule
- Ensemble complet : Balance + Partie Tournante

Bien que ces deux configurations ne puissent être comparées du fait de leur masse différente, nous avons vérifié que la balance seule est suffisamment rigide pour ne pas perturber les mesures. En effet, le premier mode propre de la balance seule est rencontré à une fréquence d'environ 35 Hz (figure 4.5).

Lorsque la structure est complète, la liaison entre la balance et la partie tournante et surtout l'ajout de masse en tête de balance vont modifier la réponse. C'est ce que nous observons lorsque l'on vient frapper suivant les axes parallèles et perpendiculaires à la partie tournante, trois fréquences se détachent **8 Hz**, **14 Hz** et **23 Hz** (figure 4.6) Lorsque l'on frappe parallèlement à la partie tournante, nous retrouvons les 3 modes. Par contre, lorsque l'excitation est perpendiculaire à la partie tournante, un seul mode se détache à 14 Hz.

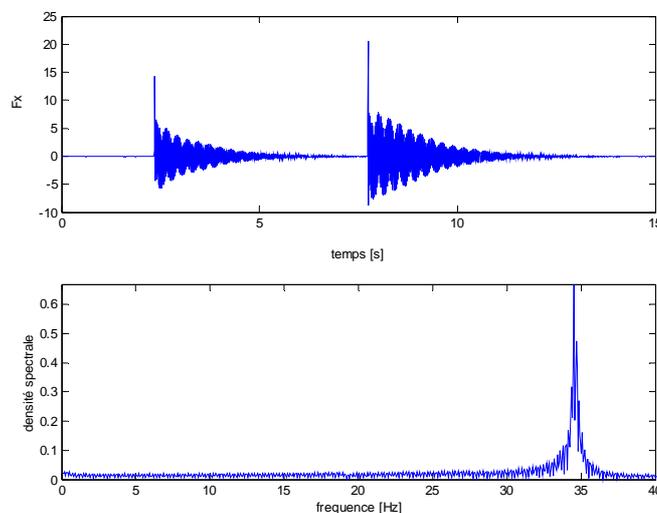


FIG. 4.5 – Réponse de la balance seule SANS la Partie tournante

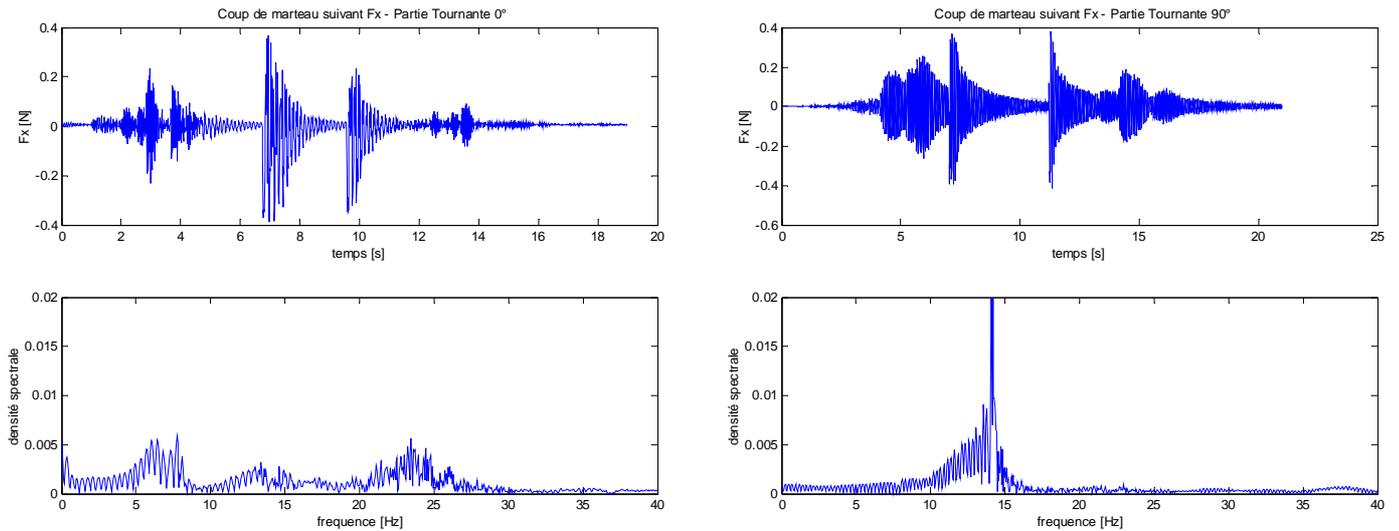


FIG. 4.6 – Réponse de l'ensemble Balance + Partie tournante

- *Excitation par le vent*

Nous avons placé la grue dans un environnement immédiat de telle sorte à provoquer une mise en auto rotation de la partie tournante. Nous avons effectué une série de mesure à 5 vitesses de vent différentes (figure 4.7). L'objectif étant de vérifier si les fréquences d'excitation sont liées à la structure ou à l'aérodynamisme de notre modèle de grue.

Les trois fréquences 8 Hz, 14 Hz et 23 Hz identifiées précédemment par le "coup de marteau" sont présentes pour les 5 vitesses de vent. Elles sont donc liées aux modes propres de l'ensemble de la structure et non par détachement tourbillonnaire.

Pour les vitesses de vent où la grue rentre en auto rotation (à partir de 2,5 m/s), la répartition d'énergie fait ressortir des basses fréquences **0,38 Hz à 0,53 Hz** (figure 4.7) particulièrement marquées correspondant précisément au phénomène de rotation de la partie tournante.

La gamme de fréquences des efforts aérodynamiques globaux est inférieure à celle des modes même quand la grue est fixe. En conséquence, nous avons choisi de filtrer les 4 voies de la balance par un **filtre passe-bas à 5 Hz**. Les maxima des forces et moments correspondent donc à des efforts instantanés sur 0,2 s à l'échelle du 1/80 soit 1,8 s en vraie grandeur.

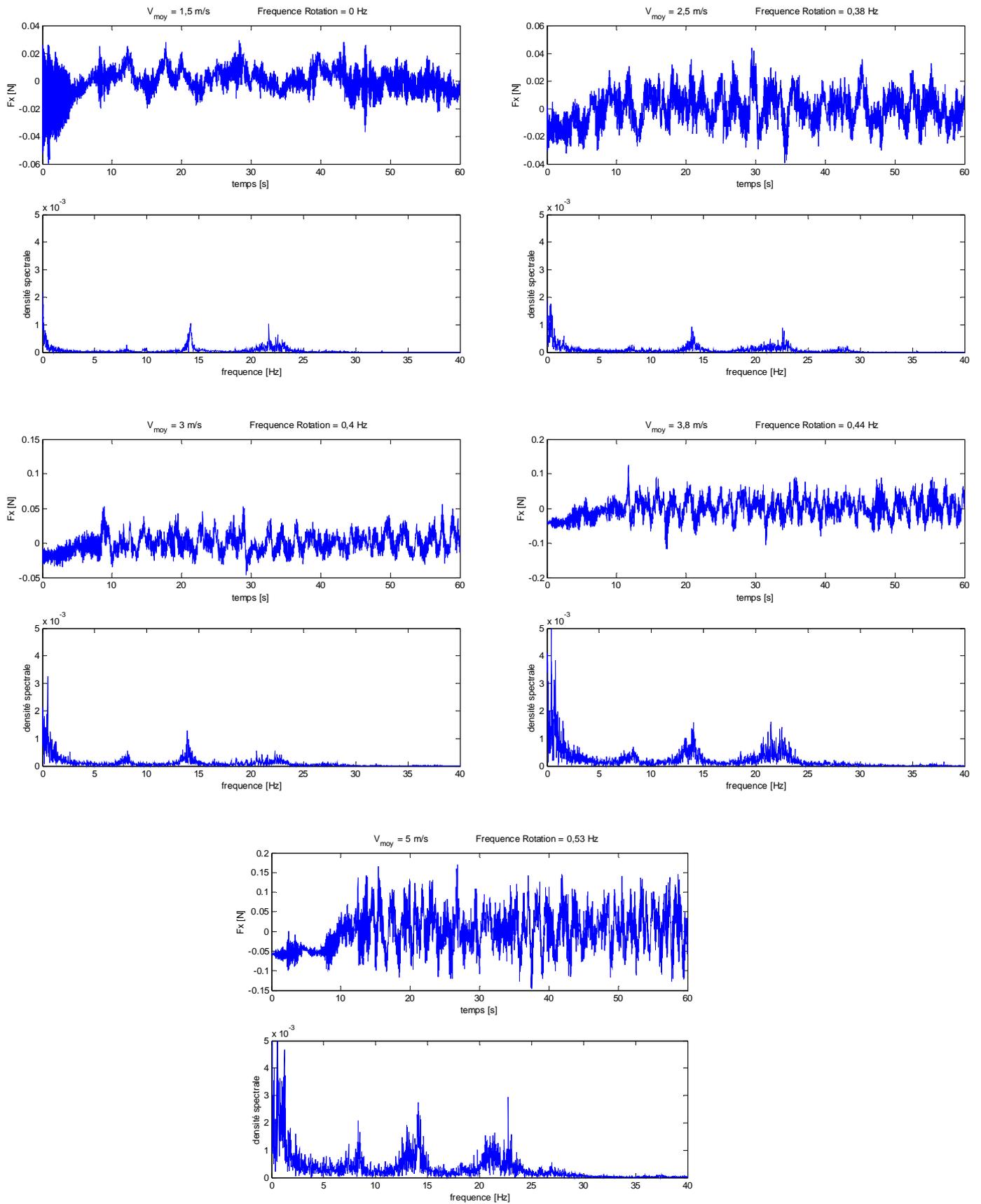


FIG. 4.7 – Réponse de la balance avec grue en auto rotation pour 5 vitesses de vent

2.2. Codeur angulaire optique

Le faible couple de frottement à la couronne implique l'utilisation d'un système de mesure de la position angulaire non intrusif, qui ne vient pas ajouter un quelconque frottement supplémentaire. Pour ce faire, nous avons développé un système de mesure de telle sorte à ce qu'il soit intégré à notre modèle de grue. La position angulaire est donc mesurée par un codeur d'angle à incrémentation constituée de trois capteurs optoélectroniques et d'une mire réfléchissante.

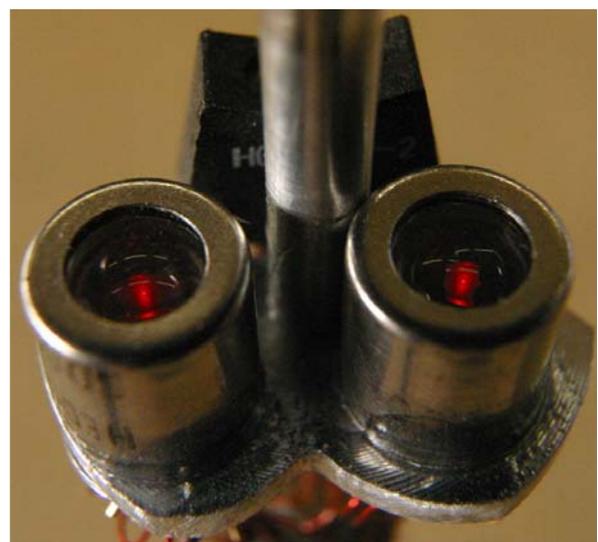
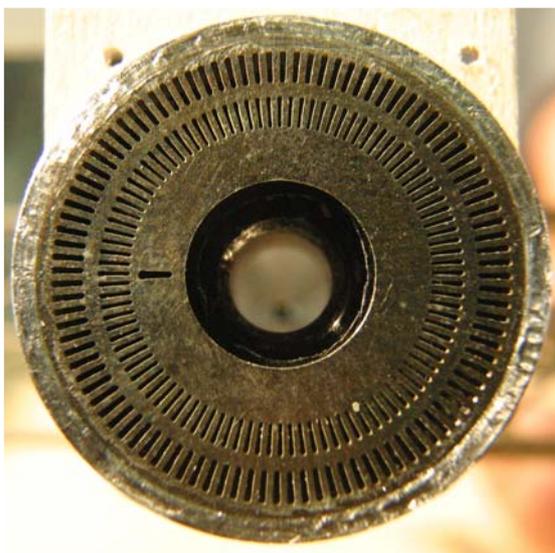
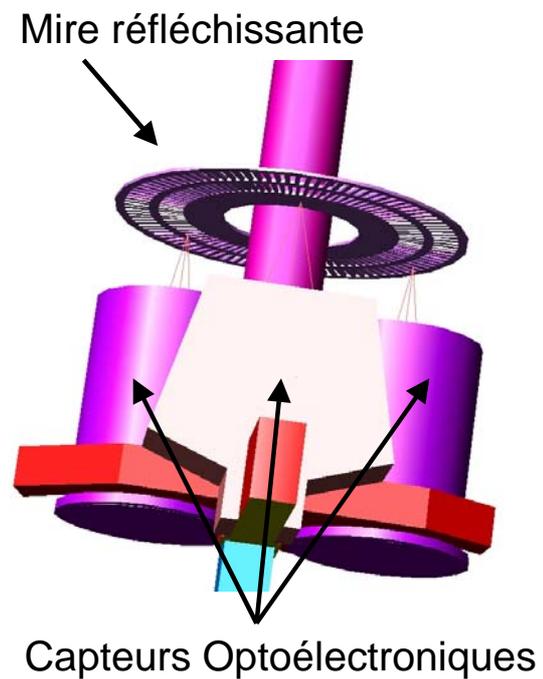
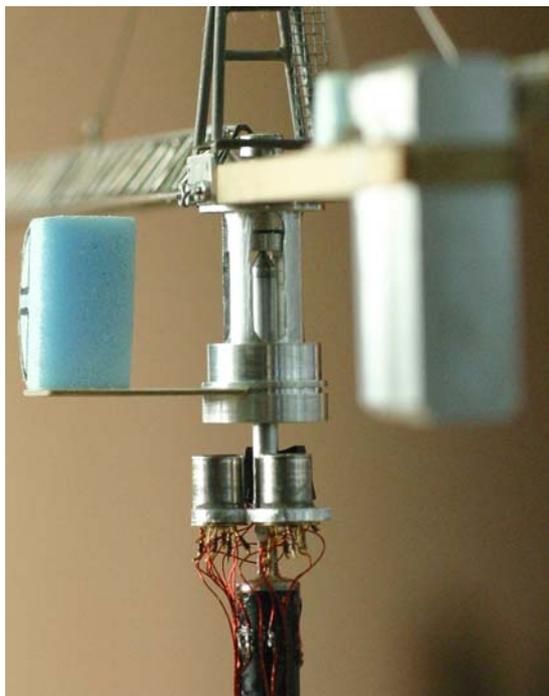


FIG. 4.8 – Photos du codeur optique constitué d'une mire réfléchissante et de 3 capteurs optoélectroniques

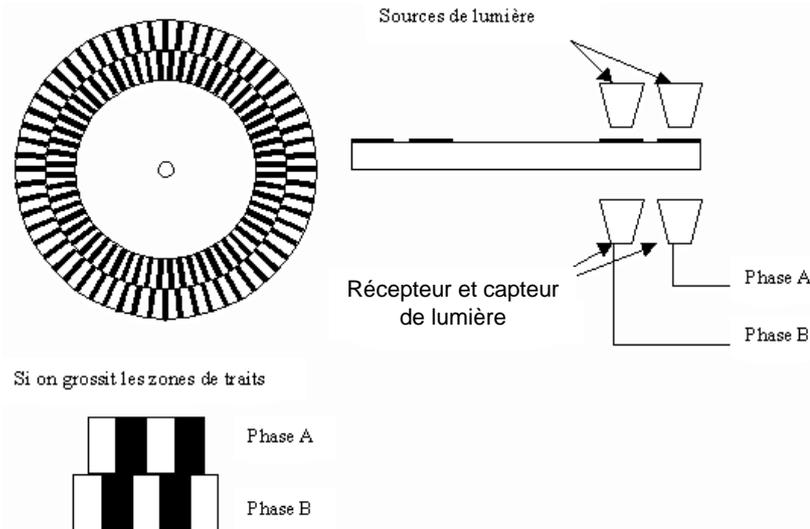


FIG. 4.9 – Schéma de principe du fonctionnement du codeur

Un codeur optique a une caractéristique principale : c'est le nombre d'impulsions par tour. Celui choisi pour la grue est un 100 impulsions par tour. Ce nombre d'impulsions permet donc de savoir de quelle valeur d'angle tourne l'axe. En effet, pour 100 impulsions, chaque alternance "noir transparent" représente $360^\circ / 100 = 3,6^\circ$. Selon le sens de rotation on voit d'abord la phase A puis la phase B ou l'inverse. Ceci nous permet de dire dans quel sens tourne l'axe.

Pour déterminer le sens de rotation, il suffit de regarder, sur le front montant de la phase B, dans quel état se trouve le signal phase A. A 0V c'est un sens de rotation et à 5V c'est l'autre. Il faut ensuite ajouter ou soustraire, en fonction du sens de rotation, $3,6^\circ$ à l'angle courant pour chaque front montant de la phase A. Pour avoir une valeur absolue de l'angle, il faut pouvoir initialiser le système électronique qui traite les informations du codeur. Un détecteur de passage à l'angle 0 remplit cette fonction.

On peut augmenter la précision du codeur optique en utilisant les deux fronts (montant et descendant) des phases A et B. On a donc maintenant 400 impulsions par tour et on multiplie par 4 la précision du codeur. Le chronogramme suivant indique comment faire.

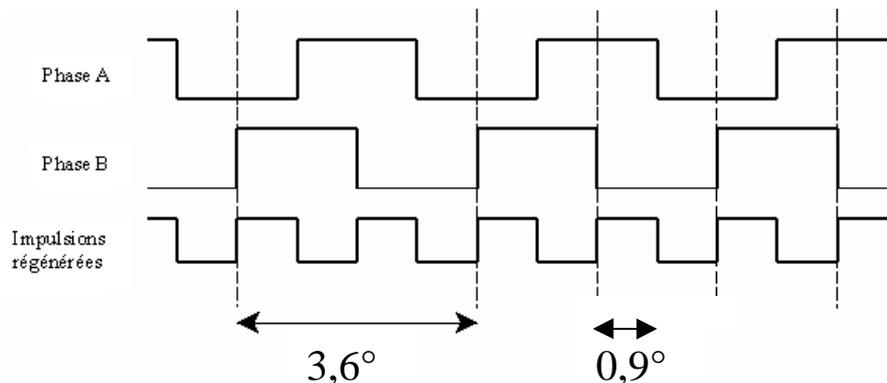


FIG. 4.10 – Chronogramme de fonctionnement

Donc en théorie, la précision du codeur est de $\pm 0,9^\circ$. En pratique, un léger jeu au niveau de la liaison partie tournante / balance génère des variations de déphasage entre les deux phases, qui induit des erreurs lors du comptage des impulsions.

Afin de pouvoir capter l'ensemble des impulsions, l'acquisition du signal est fixée à 800 Hz. Cette fréquence a été choisie de façon à respecter la condition de Shannon même pour une fréquence de rotation de la grue allant jusqu'à 1 Hz.

2.3. SOUFFLERIE NASA

Les essais ont été conduits dans une soufflerie atmosphérique à retour (figure 4.11). La section utile de la veine est de 2 mètres par 4 mètres. La vitesse de l'écoulement dans la veine est réglable de 0 à 10 m/s. La simulation du vent est réalisée par mise en place de différents jeux de rugosité sur le plancher de la veine. Ainsi, cette soufflerie permet la simulation des phénomènes d'interaction vent/structure à des échelles comprises entre le 1/50 et le 1/1000.



FIG. 4.11 – Vue « déformée » de la soufflerie atmosphérique NASA

2.3.1. Champ de vent en Soufflerie NASA

La technique de mesure que nous utilisons pour caractériser le profil de vitesse et d'intensité turbulente dans la soufflerie au niveau de la grue, est l'anémométrie à fils chauds. Elle permet de mesurer la vitesse moyenne et fluctuante à différentes hauteurs. Les résultats sont comparés par rapport aux profils théoriques de vitesse et d'intensité turbulente en rugosité campagne $z_0=0,05$ m et suburbaine $z_0=0,3$ m.

Des exemples de champ de vent en soufflerie NASA sont donnés à deux vitesses de vent 2 et 4 m/s (figure 4.12) Les résultats sont présentés à l'échelle 1.

Le jeu de rugosité en amont de l'écoulement permet de reproduire un champ de vent similaire en terme de profil de vitesse à une rugosité suburbaine au niveau de l'implantation de la grue. Par contre les profils d'intensité turbulente sont légèrement inférieurs à ceux d'une rugosité

suburbaine, ils se rapprochent de ceux attendus au-dessus d'une rugosité plus faible de type campagne.

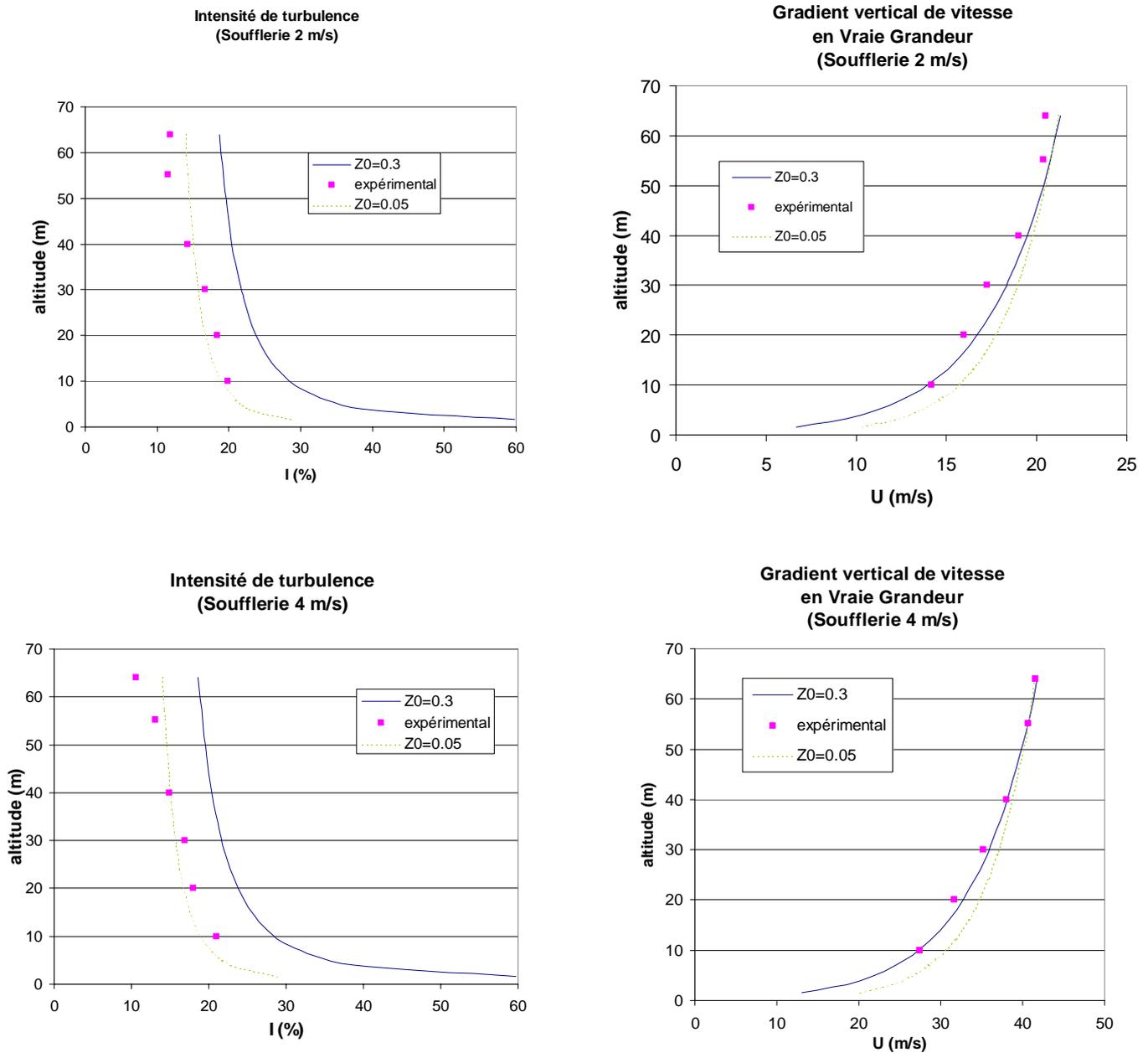


FIG. 4.12 – Profils de vitesse et d'intensité turbulente en soufflerie atmosphérique NASA

2.3.2. Vitesse moyenne et Vitesse de pointe

En accord avec la relation (1.8) évoquée au Chapitre I, nous donnons pour l'exemple le rapport entre la vitesse moyenne et la vitesse de pointe à la hauteur sous crochet.

Avec une intensité turbulente I mesurée en soufflerie de 12 % à 55 m de hauteur (vraie grandeur), avec un facteur de pointe $g = 2,71$ (convention Météo $T=10$ min = 600 s, et pour $\Delta T = 3s$), la vitesse de pointe est $\hat{U} = 1,31 \bar{U}$

3. Caractéristiques de la grue étudiée et vérification des similitudes

3.1. Masse et position du centre de gravité

Comme nous l'avons vu précédemment la similitude d'inertie varie en fonction du cube de l'échelle géométrique. Le principe que nous avons utilisé pour retrouver l'inertie globale de la partie tournante autour de son axe vertical de rotation a été de respecter la même répartition des masses pour chaque élément constituant la partie tournante et la mâture.

	Vraie Grandeur	1/80	Modèle réalisé 1/80	Différence
Partie tournante				
Flèche (45m) + 2 Tirants	7963 kg	15,55 g	16,02 g	3 %
Contre-flèche (12m) + 2 Tirants	5542 kg	10,82 g	9,50 g	-12 %
5 Lests + panier à lest	24862 kg	48,56 g	48,51 g	-0,2 %
Porte flèche + Mat cabine	10422 kg	20,36 g	23,02g	13 %
TOTAL	48789 kg	95,29 g	97,05 g	2 %
Mâture				
15 m de Mâture	5490 kg	10,72 g	7,44 g	31 %
Pivot fixe	1778 kg	3,47 g	8,41	142 %
TOTAL	7268 kg	14,19 g	15,85	12 %

TAB. 4.1 – Masse en vraie grandeur et théorique au 1/80 ; Masse du modèle au 1/80

Chaque élément a été pesé séparément à l'aide d'une balance d'une précision de $\pm 0,002$ g. Le poids des éléments les plus importants dans la détermination du centre de gravité est respecté avec une précision assez remarquable au regard de leur faible masse : 3 % pour la flèche et 0,2 % pour les lests. Et, la masse globale de la partie tournante est respectée à 2 % près.

Pour l'anecdote, le respect du critère de similitude de masse pour la flèche a été possible grâce à l'utilisation de tube d'innox de faible diamètre (0,5 mm à 1 mm).

Du fait de l'encastrement de la grue, la similitude de masse de la mâture n'est pas importante, toutefois comme nous le verrons dans le paragraphe concernant les caractéristiques de la balance dynamométrique, la masse "embarquée" au-dessus de chaque étage doit être la plus faible possible.

3.2. Inertie

La mesure de l'inertie de la partie tournante a été réalisée à partir de la méthode du pendule, en positionnant la partie tournante suivant un axe horizontal (figure 4.13)

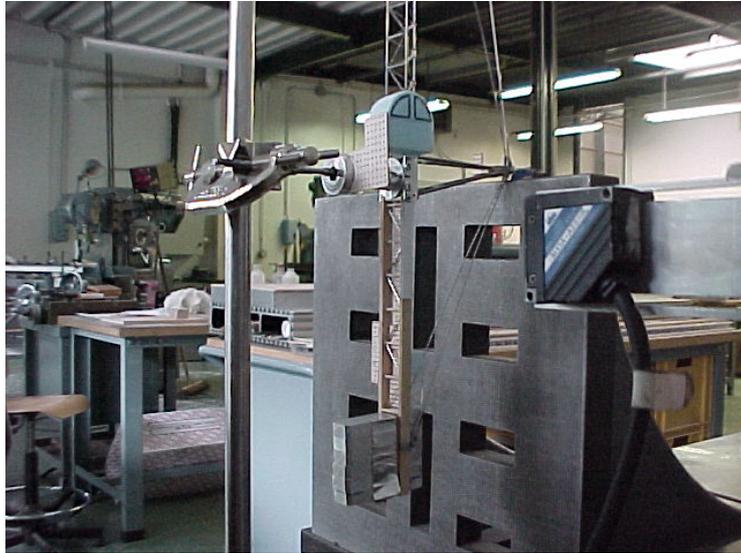


FIG. 4.13 – Banc de mesure de l'inertie de la partie tournante

Connaissant l'équation caractéristique (4.21) du mouvement de la partie tournante, il est possible de relier la période d'oscillation à la pulsation qui est égale à la racine carrée du rapport entre le coefficient de frottement et l'inertie.

$$r^2 + \omega^2 r = 0 \text{ avec } \omega = \sqrt{\frac{C_{\text{Frottement}}}{I_{PT}}} \text{ et } T = \frac{2\Pi}{\omega} \quad (4.21)$$

Ensuite pour effectuer une mesure de l'inertie, il faut effectuer 2 mesures : avec et sans ajout de d'inertie I_1 . Cela permet de s'affranchir du coefficient de frottement (en supposant $C_{\text{Frottement}} = C^{st}$) en faisant le rapport des périodes (4.22).

$$\frac{T}{T_1} = \frac{\sqrt{\frac{I_{PT}}{C_{\text{Frottement}}}}}{\sqrt{\frac{I_{PT} + I_1}{C_{\text{Frottement}}}}} \quad (4.22)$$

Donc

$$I_{PT} = \frac{I_1}{\left(\frac{T_1}{T}\right)^2 - 1} \quad (4.23)$$

Dans la configuration étudié, l'inertie par rapport à l'axe de rotation de la partie tournante en vraie grandeur de la MD238 flèche 45 m est de **8 325 930 m².kg** (sans l'équipement de la flèche,

sans le chariot et sans la pointe de flèche). A l'échelle du 1/80 cette inertie n'est plus que de $2,54.10^{-3} \text{ m}^2.\text{kg}$

	Periode (s)	Inertie AJOUTEE (m2.kg)	Inertie MESUREE (m2.kg)	Rapport Inertie Mesuree /Theorique
Partie Tournante SEULE	1,85			
2x9g à 15,5 cm	1,99	4,32E-04	2,75E-03	1,08
2x18g à 15,5 cm	2,13	8,65E-04	2,66E-03	1,05
2x29,6g à 14 cm	2,21	1,16E-03	2,72E-03	1,07

TAB. 4.2 – Inertie du modèle au 1/80

Les résultats de ces mesures avec 3 masses différentes, nous conduisent à une différence de 5 à 8 % par rapport à la valeur théorique. Du fait de la difficulté à positionner parfaitement horizontalement l'axe de rotation, ainsi que de l'incertitude sur le calcul de l'inertie ajoutée et la mesure des périodes, cette différence entre la théorie et la pratique est acceptable. Nous conserverons la valeur théorique de $2,54.10^{-3} \text{ m}^2.\text{kg}$ pour la suite de notre étude.

3.3. Le frottement à la couronne : le couple de giration

Dans le chapitre II, nous avons choisi de modéliser le couple de frottement à couronne (ou couple de giration) par un frottement de type visqueux en $C_{\text{Frottement}} \dot{\theta}$. Mais en réalité, c'est une grandeur difficile à appréhender du fait de son évolution suivant plusieurs paramètres tels que la température, l'humidité ambiante, le graissage, la viscosité ou l'état d'usure de la couronne... De plus il faut distinguer le couple de frottement statique : le couple nécessaire pour initier le mouvement, du couple de frottement dynamique lorsque la partie tournante est en mouvement. Le frottement reste bien l'une des principales "épines" de la mécanique !

Néanmoins, nous avons des estimations de ce couple de frottement en statique et en dynamique. Ils sont donnés par des résultats théoriques et des essais sur une grue de type MD285 fait au centre d'essais Potain de La Clayette.

La MD285 est une grue similaire à la grue la MD238 en terme de géométrie et de mécanisme, mais celle utilisée a une longueur de flèche est plus grande 65m au lieu de 45m pour la grue étudiée en soufflerie [MD285 >> flèche 65m - lest CF = 23100 Kg - flèche = 14860 Kg - CF(18m) = 10230 Kg - Inertie Partie Tournante = $21,5.10^6 \text{ m}^2.\text{Kg}$ - $C_{\text{Giration STAT}}$ (flèche 65m) = 20600 N.m]. Les résultats des essais en vraie grandeur ne sont donc pas à prendre à la décimale de N.m près, mais ils peuvent être considérés comme des ordres de grandeur du couple de giration de la MD238.

Remarque : La liaison entre la partie tournante et la mâture est un pivot tournant qui, en réalité, est effectuée par un roulement conique. Nous avons choisi de modéliser ce roulement par 1 pointeau + 1 palier. Il est donc difficile de comparer le moment et la charge transmise. Les montages mécaniques sont différents, nous nous sommes donc attachés à vérifier les conséquences de cette liaison par rapport au comportement réel de la grue c'est à dire les couples de frottement statique et dynamique.

3.3.1. Frottement statique et couple de giration

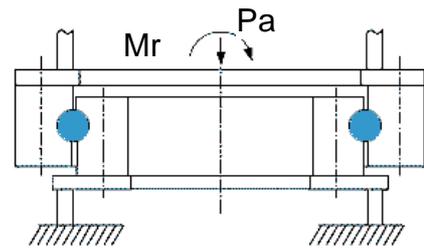
- **Estimation théorique du couple de frottement au démarrage**

Grâce aux données fournies par le constructeur Rothe Erde (4.24) une estimation théorique du couple de giration de la partie tournante donne $C_{Giration\ STAT} = 20600\text{ N.m}$ pour la MD285 et 17600 N.m pour la MD238

$$C_{Giration\ STAT} = \frac{1}{2} \mu D_c P_{eq} \quad (4.24)$$

Avec

μ	Coefficient de frottement
D_c	Diamètre du chemin de roulement (m)
P_{eq}	Charge équivalent (N)
	$P_{eq} = P_a + \frac{4,4 M_r}{D_c}$
	M_r Moment de renversement (N.m)
	P_a Charge axial (N)



- **Mesure vraie grandeur du couple de frottement au démarrage**

Des mesures de l'effort nécessaire pour faire tourner la couronne en statique ont été faits sur une grue réelle. Le dispositif consistait à tirer perpendiculairement la flèche avec un câble et un peson à une distance de 11 m de l'axe de rotation (figure 4.14)

La conclusion de ces essais est que le couple mesuré est assez constant quel que soit l'équilibrage de la partie tournante. En effet, la formule du constructeur intègre notamment le poids et le moment dû à la partie tournante. Lorsque la grue est équilibrée, le couple mesuré est équivalent au couple théorique. Lorsque la charge est maximale, le couple mesuré est à peu près trois fois plus faible que le couple théorique. Donc si l'on considère que le couple de giration de la MD238 évolue de façon similaire à celui de la MD285, la valeur théorique du $C_{Giration\ STAT} = 17600\text{ N.m}$ et sa valeur "réelle" est $C_{Giration\ STAT} / 3 = 5866\text{ N.m}$

Rappel : La charge maximum génère un moment de stabilité de signe opposé à celui de la grue à vide.

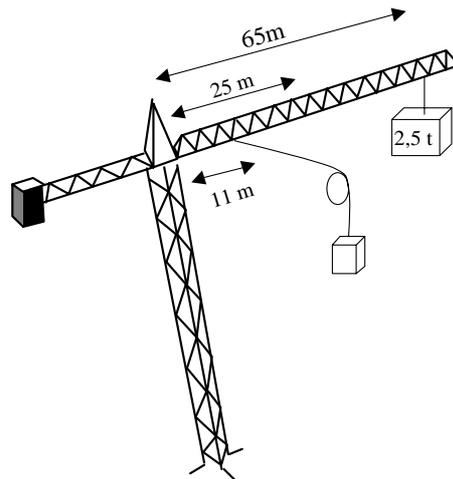


FIG. 4.14 — Schéma d'essais du couple de giration en vraie grandeur

	Grue Equilibre				Charge Maxi
Position (m) de la Charge 2,65 t	25	35	45	55	65
$C_{Giration\ STAT}$ Théorique (Nm)	7000	4200	9500	14 800	20 000
$C_{Giration\ STAT}$ Essais (N.m)	6924	5562	7264	7605	7378

TAB. 4.3 – Couple de frottement statique en vraie grandeur

- **Vérification Expérimentale : Vitesse de vent nécessaire à la mise en rotation de la partie tournante (en soufflerie)**

Nous avons cherché à connaître la vitesse de vent nécessaire à la mise en rotation de la partie tournante au 1/80. Avant chaque essai, la vitesse du vent est nulle, la partie tournante est placée perpendiculairement à l'axe de la veine. Les essais ont été conduits en soufflerie pour 6 vitesses de vent de 20 km/h à 54 km/h en vraie grandeur de façon à trouver la vitesse nécessaire pour mettre la partie tournante dans le lit du vent.

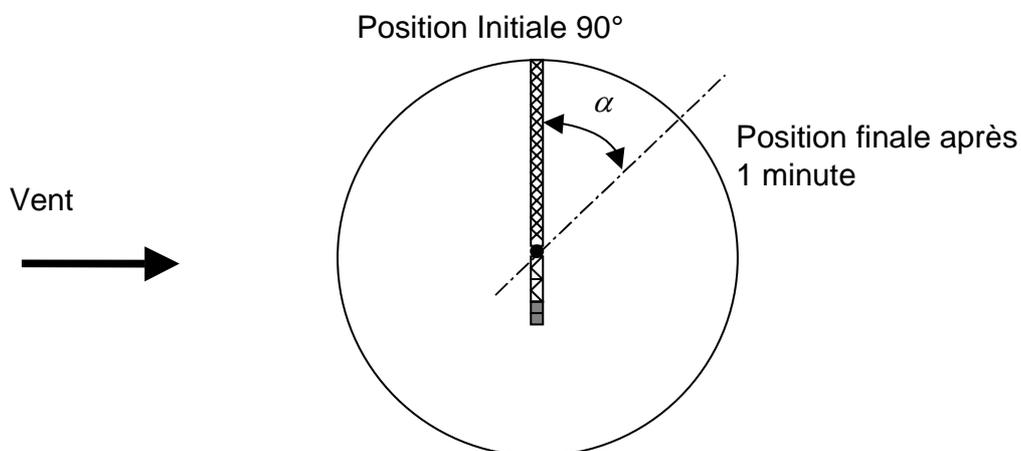


FIG. 4.15 – Schéma explicatif de l'expérience

La température ambiante dans la veine est d'environ 30°C. La mesure de la vitesse du vent est faite à l'aide une boule chaude (incertitude de 8 % à 1 m/s).

Vitesse de Vent Moyenne (Km/h)	α Déplacement angulaire
20	0°
26	3°
32	25°
38	50°
46	60°
54	93°

TAB. 4.4 – Mesure du couple de frottement Statique du modèle au 1/80

Les essais sont réalisés pendant une minute, ce qui correspond à environ 10 minutes en vraie grandeur. Pour les vitesses de vent inférieures à 26 km/h, la partie tournante reste fixe. Le premier mouvement observé s'opère à des vitesses moyennes de vent supérieures à 26 km/h. A cette vitesse, un simple décollement de la couronne est observé, le couple vent sur la partie tournante doit s'équilibrer avec le couple de frottement de la couronne.

La grue se met parfaitement en girouette pour un vent de 54 km/h. Connaissant la surface au vent de la partie tournante, nous pouvons alors calculer le couple de giration. A 26 km/h, le couple de giration $C_{\text{Giration STAT}}$ est de **9250 N.m**. En comparaison, la valeur théorique du $C_{\text{Giration STAT}} = 17600 \text{ N.m}$ et sa valeur expérimentale est $C_{\text{Giration STAT}} / 3 = 5866 \text{ N.m}$ Le couple de giration de notre modèle au 1/80 se trouve compris entre la valeur théorique et la valeur expérimentale. En conséquence, après cette vérification nous considérons que le modèle au 1/80 respecte la similitude du couple de giration statique.

3.3.2. Frottement dynamique et couple de giration

- **Caractérisation du coefficient de frottement à partir d'essais vraie grandeur :**

Les seuls éléments en notre possession pour estimer le coefficient de frottement se limitent aux essais de roue libre menés sur une grue de type MD285.

Ces essais consistaient à faire pivoter la partie tournante de la grue grâce au moteur d'orientation, à atteindre la vitesse angulaire maximale soit environ 0,7 tr/mn (0,07 rad/s) et à laisser la partie tournante en roue libre. Seuls le vent apparent et le frottement de la couronne vont venir freiner la partie tournante. Les résultats des essais sont présentés sous la forme de l'évolution de la vitesse angulaire en fonction du temps, pour les deux sens de rotation (figure 4.16 a et 4.16 b).

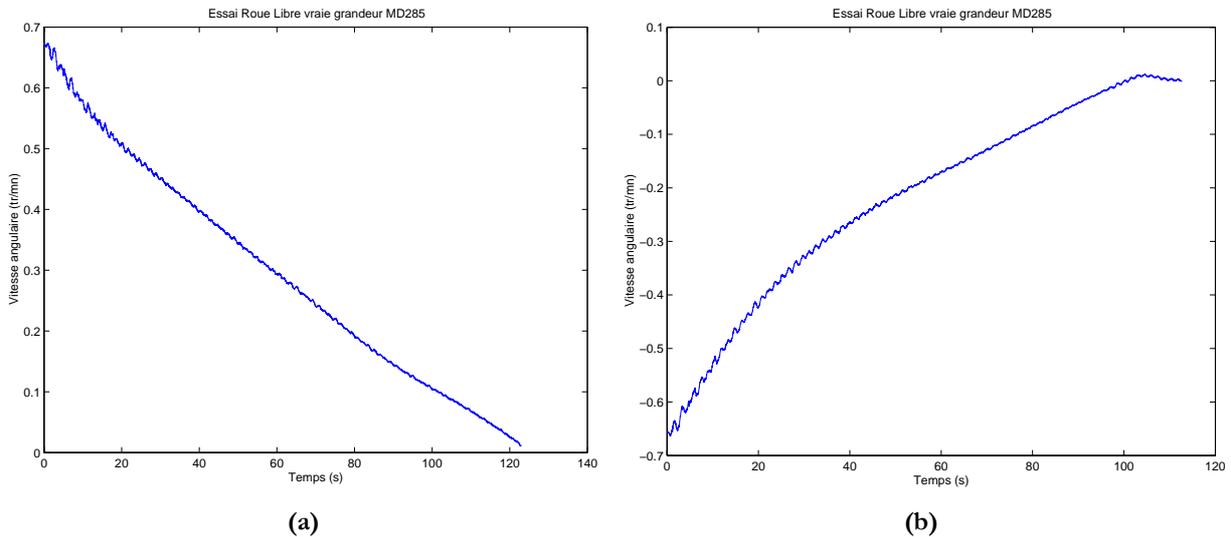


FIG. 4.16 – Essais vraie grandeur de roue libre sur une MD 285

$$C_{Frottement} = \frac{I_{PT} \dot{\theta}(0)}{Nbtours \times 2\Pi} \quad (4.25)$$

Par intégration de la vitesse angulaire en fonction du temps (4.6) et connaissant le moment d'inertie de la partie tournante, nous estimons le coefficient du couple de giration à 39423 N.m.s pour le 1^{er} essai (figure 4.16 a) et dans le cas du second essai 56340 N.m.s (figure 4.16 b) Les deux valeurs du coefficient sont différentes de 30 %. Nous prendrons la moyenne de ces deux valeurs comme référence du coefficient de frottement à respecter, soit **47882 N.m.s**

- **Vérification Expérimentale :**

Pour mesurer, le coefficient de frottement à l'échelle du 1/80, nous avons repris un principe similaire à celui utilisé en vraie grandeur. A la différence près que pour générer une vitesse initiale de rotation $\dot{\theta}(0)$ la partie tournante est entraînée par la chute d'un corps (figure 4.17).

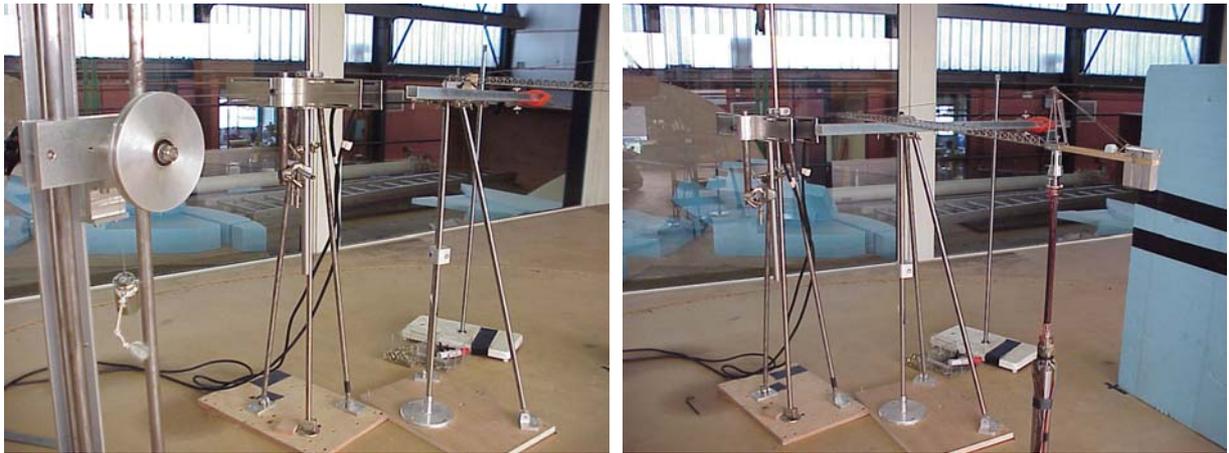


FIG. 4.17 - Banc de mesure du coefficient de frottement du couple de rotation

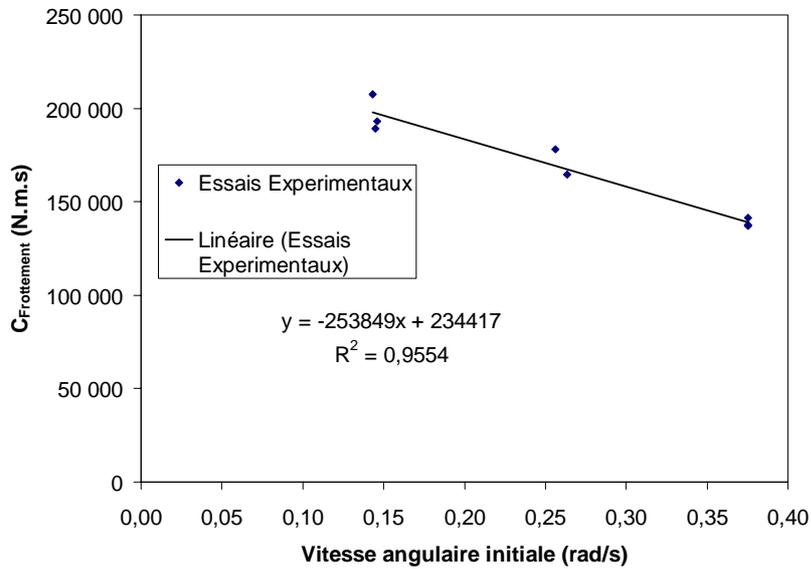


FIG 4.18 – Coefficient du couple de frottement en fonction de la vitesse angulaire initiale

La courbe (figure 4.18) reprend les résultats (présentés à l'échelle vraie grandeur) des essais sur le modèle au 1/80. Celle-ci représente le coefficient de frottement en fonction de la vitesse initiale appliquée à la partie tournante. Dans cette gamme de vitesse, le coefficient de frottement décroît linéairement avec l'augmentation de la vitesse angulaire.

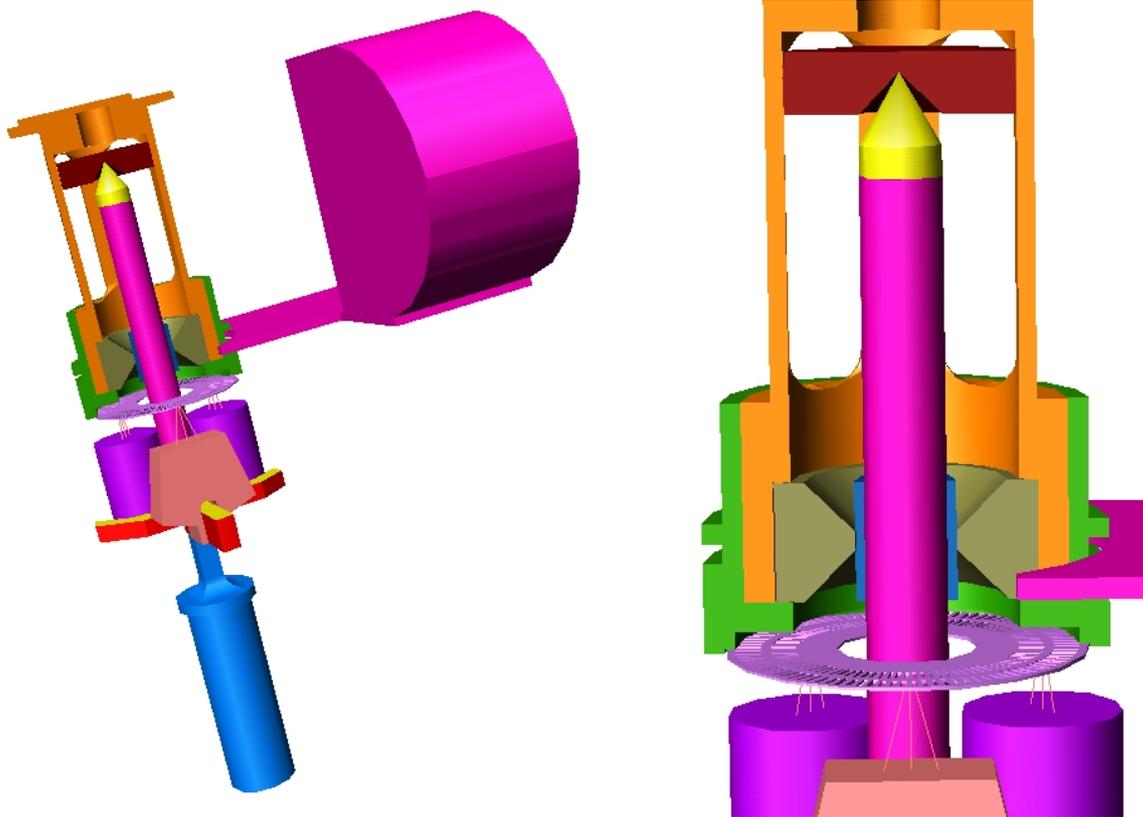


FIG. 4.19 – Vue en coupe des liaisons entre la partie tournante et la balance dynamométrique

Malgré une liaison entre la partie tournante et la balance (figure 4.19) faite par un pointeau (contact ponctuel Acier/Acier) et par une bague de portée réduite 0,5 mm (pivot glissant Acier/Teflon), la valeur du coefficient de frottement à $\dot{\theta}(0) = 0,07 \text{ rad/s}$ (vitesse angulaire initiale en vraie grandeur) est égale à 215 876 N.m.s soit 4,5 fois plus que la valeur mesurée en vraie grandeur.

Cette différence est importante. Nous sommes à la limite de notre modèle expérimental. Mais cet écart entre modèle et prototype doit être relativisé au regard des ordres de grandeur des couples en jeux dans l'équation de mouvement de la partie tournante (4.6) Nous reviendrons sur l'importance relative de la similitude du coefficient de frottement de la partie tournante paragraphe IV.4.1

3.4. Les efforts du vent sur la grue

Pour vérifier, que l'aérodynamisme du modèle de grue au 1/80 est représentatif de celui d'une grue échelle 1, nous nous appuyerons sur les pesées de chaque élément de grue au 1/10. Comme élément de comparaison, nous donnerons la valeur du moment vent suivant la norme NF 52-081 [11]. Comme les efforts sur la partie tournante varient en fonction d'une loi en sinus et cosinus, nous effectuerons cette vérification pour deux positions de la partie tournante, en vent arrière et vent perpendiculaire.

De plus, pour chacune de ces positions, nous vérifierons que les efforts ne varient pas en fonction de la vitesse du vent dans la soufflerie, c'est à dire qu'il n'y a pas d'effet du nombre de Reynolds dans la gamme de vitesse étudiée.

Les pesées aérodynamiques du modèle de grue au 1/80 sont faites dans un vent turbulent (intensité turbulente de 11 %) et de vitesse moyenne constante sur une minute d'acquisition. Afin de ne pas tenir compte du moment de gravité de la grue, l'offset a été fait avec la partie tournante installée sur la balance.

3.4.1. Vent Arrière

La pression dynamique moyenne enregistrée à la hauteur sous crochet de la grue est de 14,3 Pa correspondant à une vitesse moyenne du vent de 4,77 m/s. Le moment de renversement au pied au niveau du centre de l'étage inférieur de la balance dynamométrique est de 0,016 N.m. Ce moment de renversement correspond au moment de renversement dû au vent sur l'ensemble du modèle de grue. Le point d'application de la force aérodynamique se trouve à 23,5 cm au-dessus de l'étage inférieur de la balance dynamométrique.

L'extrapolation des résultats soufflerie à l'échelle 1, est simple. Le vent simulé en soufflerie correspond à un vent de 154 km/h. Le moment aérodynamique mesuré à l'échelle du 1/80 est équivalent à 655362 N.m en vraie grandeur pour un bras de levier de 18,8 m.

	NF52081	Soufflerie 1/10
Surface au vent CF 12 m (m ²)	8,42	5
Surface au vent fleche 45 (m ²)	3,17	2,5
Bras de levier (m)	19,92	19,92
Surface au vent Porte fleche (m ²)	4,81	
Bras de levier (m)	23	
Surface au vent Mature (m ²)	22,2	22,9
Bras de levier (m)	7,5	7,5
Surface au vent Pivots (m ²)	3,85	
Bras de levier (m)	15	
Surface au vent Cabine + mat cabine (m ²)	11,65	
Bras de levier (m)	17	
Vitesse (m/s)	43	43
Pdyn (Pa)	1138	1138
Moment Vent (N.m)	868 936	782 222

	Expérimental	Calcul suivant	
	1/80	NF 52081	Soufflerie 1/10
Moment Vent (N.m)	655 362	868 936	782 222
Différence / Expe.	-	33 %	19 %

TAB. 4.5 – Valeur expérimentale au 1/80 extrapolée à la vraie grandeur et comparaison avec NF 52-081 et Soufflerie 1/10

En vent arrière, le moment vent du modèle au 1/80 est sous-estimé de 19 % par rapport au résultat des essais sur maquettes au 1/10.

Il est important de remarquer que le coefficient de moment (Moment Vent / Pression dynamique) reste constant de 3,8 m/s à 6,4 m/s. Le modèle en vent arrière n'est donc pas soumis à un effet du nombre de Reynolds sur cette gamme de vitesses.

Vitesse du vent (m/s)	3,8	4,77	6,4
Coefficient de moment (m ³)	1,1.10 ⁻³	1,08.10 ⁻³	1,07.10 ⁻³

TAB. 4.6 – Coefficient de moment en fonction de la vitesse du vent en position vent arrière

3.4.2. Vent Perpendiculaire

Le moment du vent mesuré est de $4,233 \cdot 10^2$ N.m correspondant à un moment de 1 737 000 N.m en vraie grandeur. Le point d'application est au-dessus du cas vent arrière à 24,9 cm du centre de l'étage inférieur de la balance dynamométrique. La vitesse moyenne du vent en soufflerie est de 4,9 m/s soit 158 km/h à l'échelle 1.

	NF52081	Soufflerie 1/10
Surface au vent CF 12 m (m ²)	33,6	26
Surface au vent fleche 45 (m ²)	29,28	20,47
Bras de levier (m)	19,92	19,92
Surface au vent Porte fleche (m ²)	5,82	
Bras de levier (m)	23	
Surface au vent Mature (m ²)	22,2	22,9
Bras de levier (m)	7,5	7,5
Surface au vent Pivots (m ²)	3,85	
Bras de levier (m)	15	
Surface au vent Cabine + mat cabine (m ²)	12,25	
Bras de levier (m)	17	
Vitesse (m/s)	44	44
Pdyn (Pa)	1210	1210
Moment Vent (N.m)	2 200 905	1 811 724

	Expérimental	Calcul suivant	
	1/80	NF 52081	Soufflerie 1/10
Moment Vent (N.m)	1 737 000	2 200 905	1 811 724
Différence / Expe.	-	27 %	4 %

TAB. 4.7 – Valeur expérimentale au 1/80 extrapolée à la vraie grandeur et comparaison avec NF 52-081 et Soufflerie 1/10

La pesée sur maquette au 1/10 et 1/80 sont quasi équivalentes : 4 % de différence. En position perpendiculaire, le modèle reproduit fidèlement l'aérodynamisme d'une grue à tour.

Comme pour le cas du vent arrière, le coefficient de moment reste constant sur la gamme de vitesse, nous n'observons donc pas d'effet du nombre de Reynolds dans la position vent perpendiculaire.

Vitesse du vent (m/s)	3,8	4,9	6,5
Coefficient de moment (m ³)	2,9.10 ⁻³	2,79.10 ⁻³	2,73.10 ⁻³

TAB. 4.8 – Coefficient de moment en fonction de la vitesse du vent en position vent perpendiculaire

4. Etude expérimentale

Ce paragraphe présente les résultats de deux essais : la grue est placée dans deux champs de vent radicalement différents. Le but est d'éprouver le modèle physique en reproduisant trois comportements différents de la partie tournante.

SANS environnement immédiat :

- Une mise en girouette "correcte" : la grue est SANS environnement immédiat, elle se trouve seulement plongée dans la couche limite de la soufflerie, le champ de vent est turbulent, mais reste homogène en terme de vitesse moyenne au niveau de la partie tournante de la grue.

AVEC environnement immédiat :

- Une mise en auto rotation de la partie tournante : la grue est dans le sillage d'un bâtiment dont les dimensions sont suffisantes pour générer une dissymétrie du champ de vitesse. L'axe de rotation de la partie tournante se trouve à l'interface entre une zone déventée et une zone de survitesse.
- Oscillation de la partie tournante : La grue est sous le vent du même bâtiment que précédemment, mais à une autre position. L'axe de rotation est centré sur le bâtiment. La partie tournante est soumise aux lâchés tourbillonnaires alternés générés par la présence du bâtiment.

4.1. Grue sans environnement immédiat

Le but de cet essai est de caractériser le temps de mise en girouette du modèle de grue au 1/80. Le temps de mise en girouette, est la durée que met la partie tournante pour passer d'une position perpendiculaire à l'écoulement à une position parallèle à l'écoulement, c'est à dire dans le lit du vent.

Dans cette configuration d'essai, la grue est initialement bloquée en position perpendiculaire au sens de l'écoulement. La vitesse moyenne du vent dans la soufflerie est constante, environ 5 m/s (soit 45 m/s en vraie grandeur). La partie tournante est lâchée au bout de 5 s. Elle coupe l'axe du vent en **1,42 s**, remonte au vent d'environ 30° pour repartir pour une dernière oscillation de faible amplitude et se stabilise entre 5 et 10° du lit du vent.

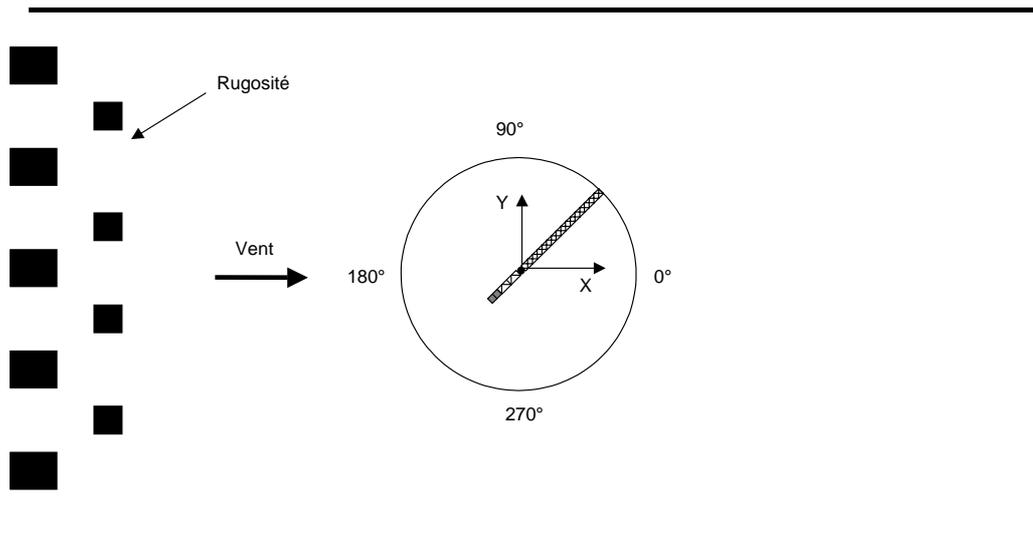


FIG. 4.21 – Schéma de la soufflerie et des repères angulaires et de forces

Le temps estimé de mise en girouette en vraie grandeur est de **12,07 s**, c'est à dire **1,35 s** à l'échelle du 1/80. En soufflerie, le modèle de grue met **1,42 s** pour passer dans une position dans le lit du vent (figure 4.20). Cette différence de 5 % est à mettre sur le compte du coefficient de frottement 4,5 supérieure à la valeur idéale à respecter. Car, si l'on rentre la valeur réelle du frottement de la grue au 1/80, dans notre modèle de simulation numérique, nous retrouvons bien un temps de mise en girouette de **1,4 s**.

Ceci n'est pas une validation de notre modèle numérique, mais l'utilisons simplement pour nous donner un temps de référence. Nous reparlerons de comparaisons expérimentale/numérique dans le chapitre V.

La composante du moment de renversement suivant l'axe y (au niveau de l'étage inférieur) est donnée par la balance dynamométrique. Connaissant la position angulaire de la partie tournante et les caractéristiques géométriques et la masse du modèle de grue au 1/80, nous pouvons, grâce à chaque terme de l'équation (4.7), remonter aux composantes du moment de renversement liées aux forces : centrifuge, d'inertie et de gravité. Ensuite, le moment du vent est déduit par soustraction des moments : centrifuge, d'inertie et de gravité au moment de renversement.

La figure 4.22 présente l'ensemble des moments ainsi mesurés et calculés. Les résultats sont à l'échelle du 1/80.

En comparaison au moment du vent, le moment de gravité a un signe opposé. Dans notre système de repère (lié à la soufflerie et donc au vent figure 4.21), les moments négatifs

contribuent à la stabilité de la grue alors qu'inversement les composantes positives contribuent au renversement de la grue.

La composante du moment de gravité est nulle pendant les 5 premières secondes, c'est à dire lorsque la partie tournante est perpendiculaire à l'écoulement. Puis, dès que la grue s'oriente dans le lit du vent sa valeur absolue augmente pour être maximale lorsque la grue est en position de "SAUVEGARDE" : en position vent arrière.

Il est important de noter que les moments liés à la force centrifuge et à l'inertie sont négligeables en comparaison au moment lié à la gravité. Cette remarque confirme le choix du nombre de Froude comme nombre adimensionné prédominant dans l'étude du comportement d'une grue à tour.

Le diagramme polaire figure 4.23 montre l'évolution de la résultante du moment de renversement en fonction de la position angulaire du nez de la flèche (0° lorsque la grue est dans le lit du vent)

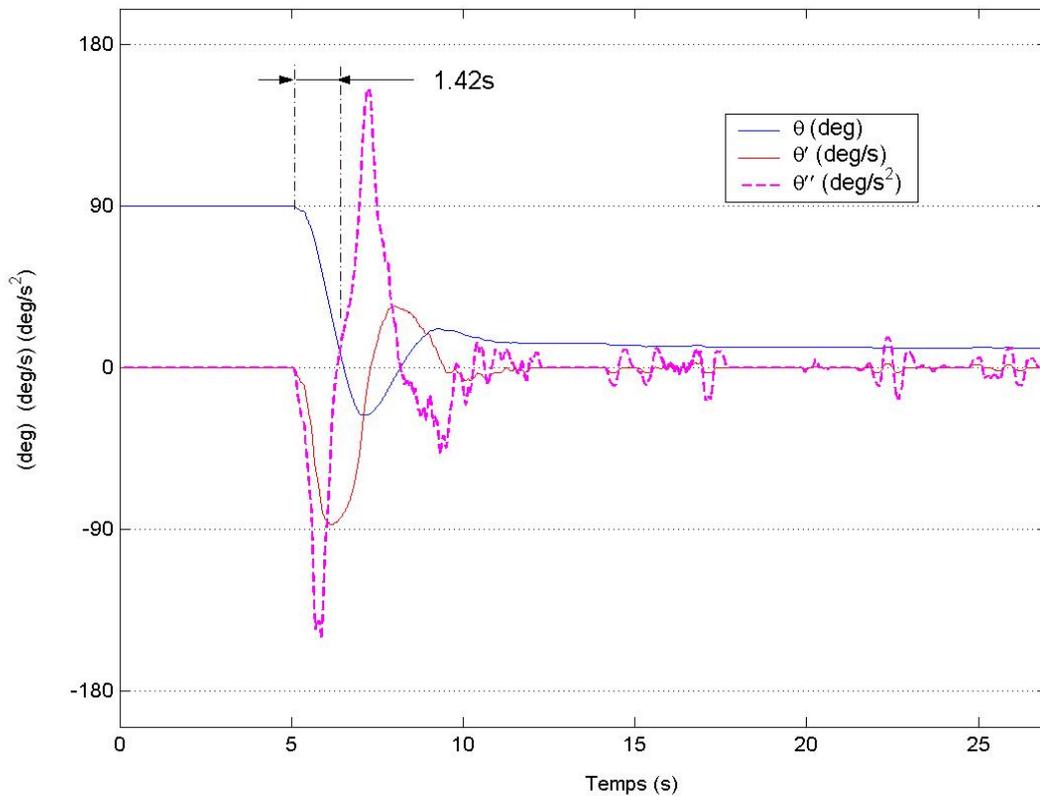


FIG. 4.20 – Grue SANS Environnement - Position, Vitesse, Accélération Angulaire de la grue au 1/80

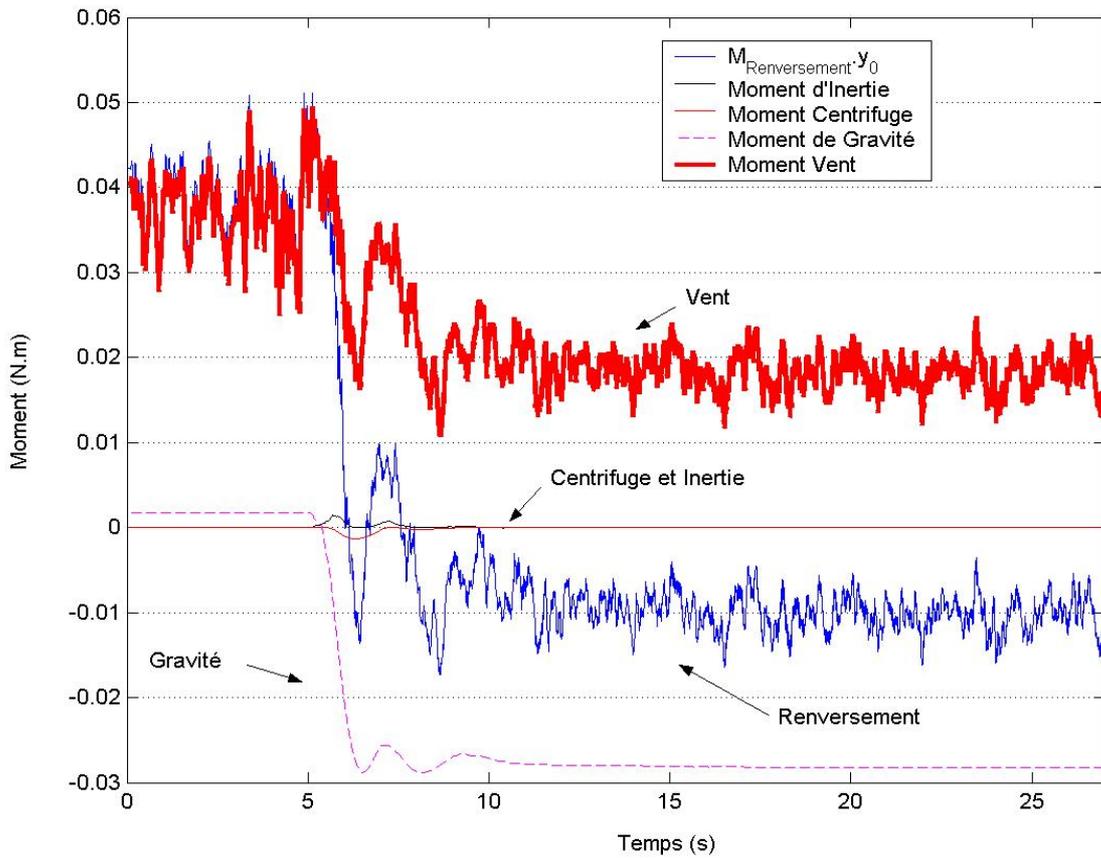


FIG. 4.22 – Grue SANS Environnement – Moments de suivant l'axe y_0

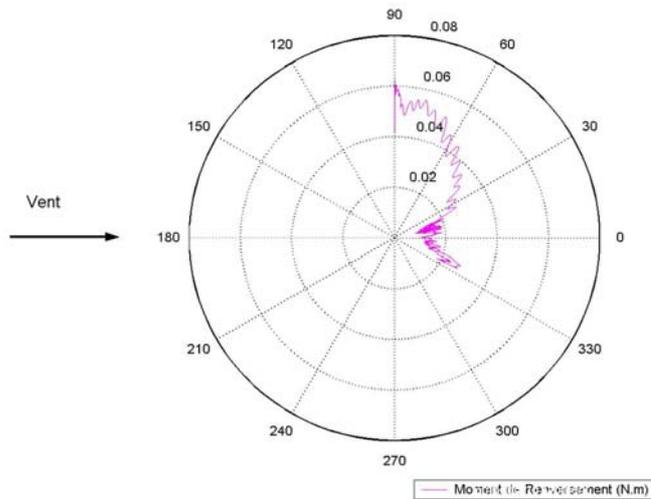


FIG. 4.23 – Grue SANS Environnement – Représentation polaire de la résultante du moment de renversement en fonction de la position angulaire de la partie tournante.

4.2. Grue avec un environnement immédiat

L'environnement immédiat autour d'une grue peut générer un écoulement dissymétrique et hétérogène autour d'une grue (figure 4.24). Ce type d'écoulement peut-être trouvé dans le sillage d'un bâtiment dont les dimensions caractéristiques sont suffisamment importantes par rapport à celles de la grue.

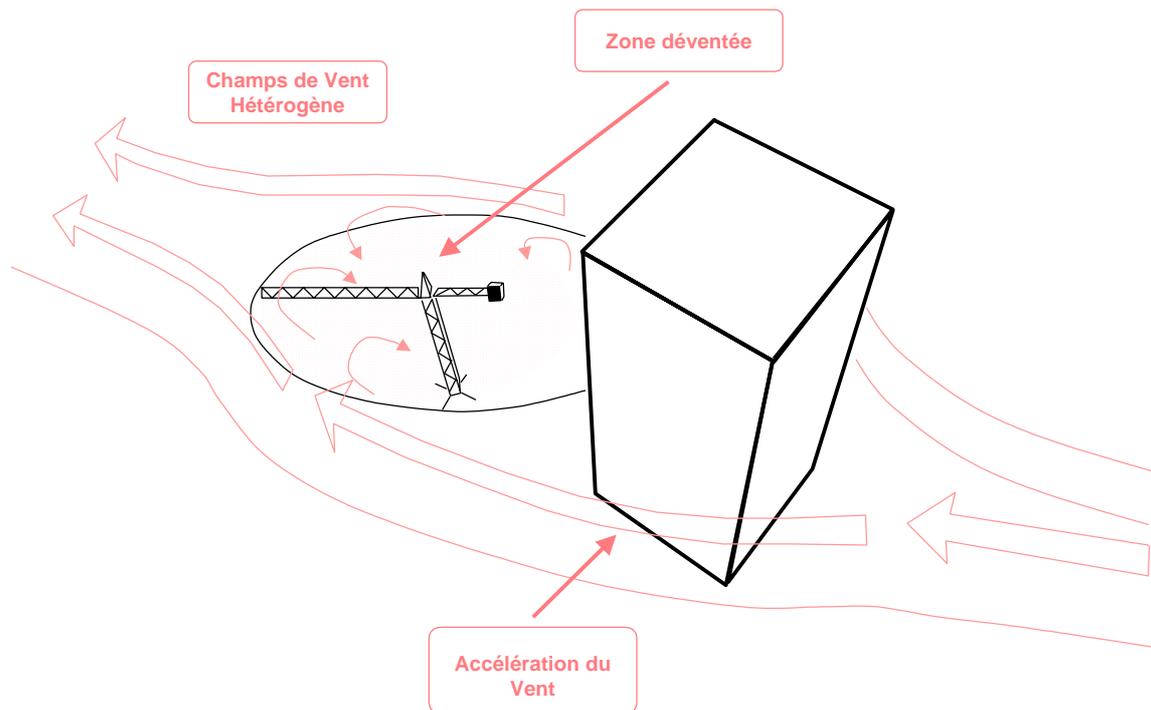


FIG. 4.24 - Vue schématique de la grue dans un champ de vent hétérogène provoqué par le sillage d'un bâtiment

En fonction de la position de la grue par rapport à son environnement, le comportement de la partie tournante est différent. Nous illustrons ce phénomène par deux essais :

- l'axe de rotation de la grue est décentré par rapport au bâtiment, à la limite de la zone de survitesse et de la zone déventée (figure 4.25).
- l'axe de rotation de la grue est centré sur le bâtiment (figure 4.30).

4.2.1. Grue décentrée par rapport au bâtiment

Pour reproduire et estimer les effets d'un tel environnement, une maquette rectangulaire de bâtiment (hauteur 0,87 m, largeur 0,16 m et longueur 0,48 m) est placée à 0,6 m en amont de l'axe de rotation de la grue (figure 4.25). Les caractéristiques du vent sont identiques au cas d'étude précédent SANS environnement.

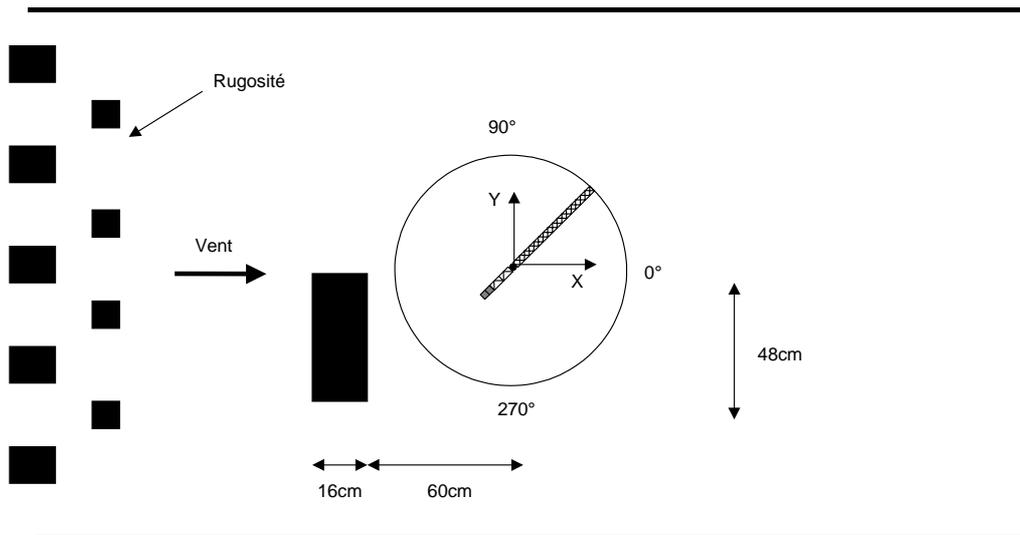


FIG. 4.25 – Schéma de la configuration de l'essai : Grue DECENTREE par rapport au bâtiment

Au début de l'essai le ventilateur est éteint, la position initiale de la grue est parallèle à l'axe longitudinal de la soufflerie. Puis, la vitesse du vent augmente de 0 à 5 m/s en approximativement 4 s. Un phénomène d'auto rotation apparaît. La partie tournante décrit 6 rotations durant 30 s. Pour chaque tour, la vitesse angulaire est comprise dans une gamme de -70 deg/s à -180 deg/s et l'accélération angulaire atteint -270 deg/s²

En dérivant (*) la position angulaire de la partie tournante par rapport au temps, nous obtenons la vitesse et en renouvelant la dérivation : l'accélération angulaire. En multipliant ces deux grandeurs respectivement par le coefficient de frottement et l'inertie de la partie tournante, nous retrouvons les termes de l'équation de mouvement de la partie tournante par rapport à son axe de rotation. Pour obtenir le couple vent sur la partie tournante, il suffit d'additionner les couples de frottement et d'inertie.

Ainsi, nous observons (figure 4.27) que la contribution du couple de frottement à la couronne dans l'équation de mouvement de la partie tournante est faible en comparaison de celle liée au couple d'inertie par rapport à l'axe de rotation de la grue.

Au début du test, le moment de renversement est égal au moment de gravité $-0,027$ N.m. La grue est en position de sécurité. 5 ou 10 s plus tard, le moment vent augmente avec la vitesse du vent mais la partie tournante ne fait pas de mouvement significatif. Durant le premier demi-tour, le moment de renversement augmente jusqu'à un maximum de $0,08$ N.m. Ensuite, le moment est compris dans une gamme de $-0,01$ N.m à $0,08$ N.m La figure 4.29 montre que le moment de renversement est maximal dans le secteur angulaire -240° à 120° et minimal dans le secteur 60° à 300° . La valeur du module des moments, centrifuge et d'inertie, est inférieure à $0,01$ N.m

En comparaison avec le cas SANS environnement, le comportement de la partie tournante est radicalement différent, elle n'arrête pas de tourner. Les moments au pied de la grue subissent donc de grandes amplitudes. Les plus grandes variations sont celles du moment de gravité et celles du moment vent. Elles ont comme origine la position du centre de gravité et l'angle d'attaque du vent sur la partie tournante. Donc le moment de renversement de la grue dans un champ de vent hétérogène est très fluctuant et sa valeur maximale est beaucoup plus importante que celle de la grue SANS environnement.

() Les opérations de dérivation sont effectuées à l'aide d'un schéma décentré du premier ordre. De plus, afin de lisser les courbes de vitesse et d'accélération une moyenne mobile sur 50 points (soit 0.06s) est utilisée. L'incertitude des mesures de la position angulaire est de 5 à 15° par tour. Nous effectuons un recalage à chaque tour, ce qui évite la dérive des résultats.*

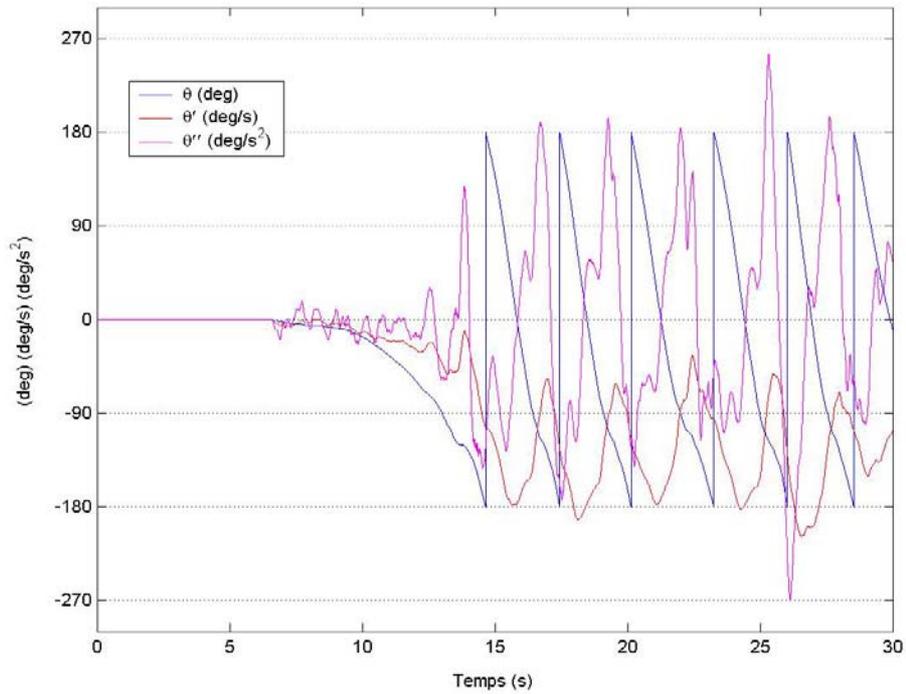


FIG. 4.26 – Grue DECENTREE par rapport au bâtiment – Position, Vitesse, Accélération Angulaire de la grue au 1/80

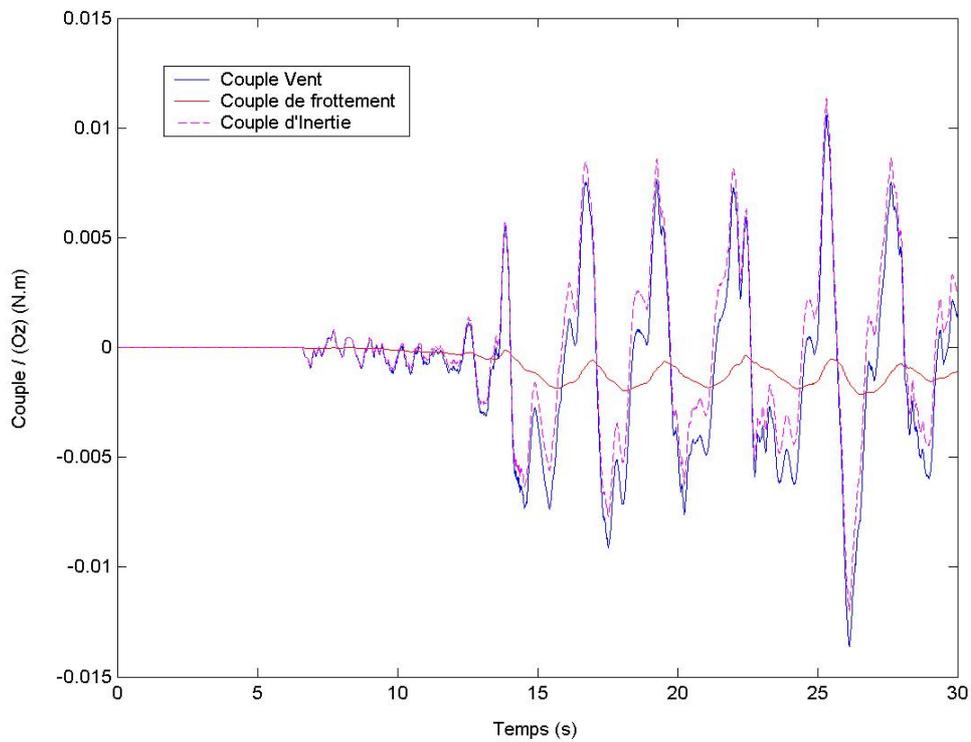


FIG. 4.27 – Grue DECENTREE par rapport au bâtiment – Couples intervenant dans l'équation de mouvement de la partie tournante

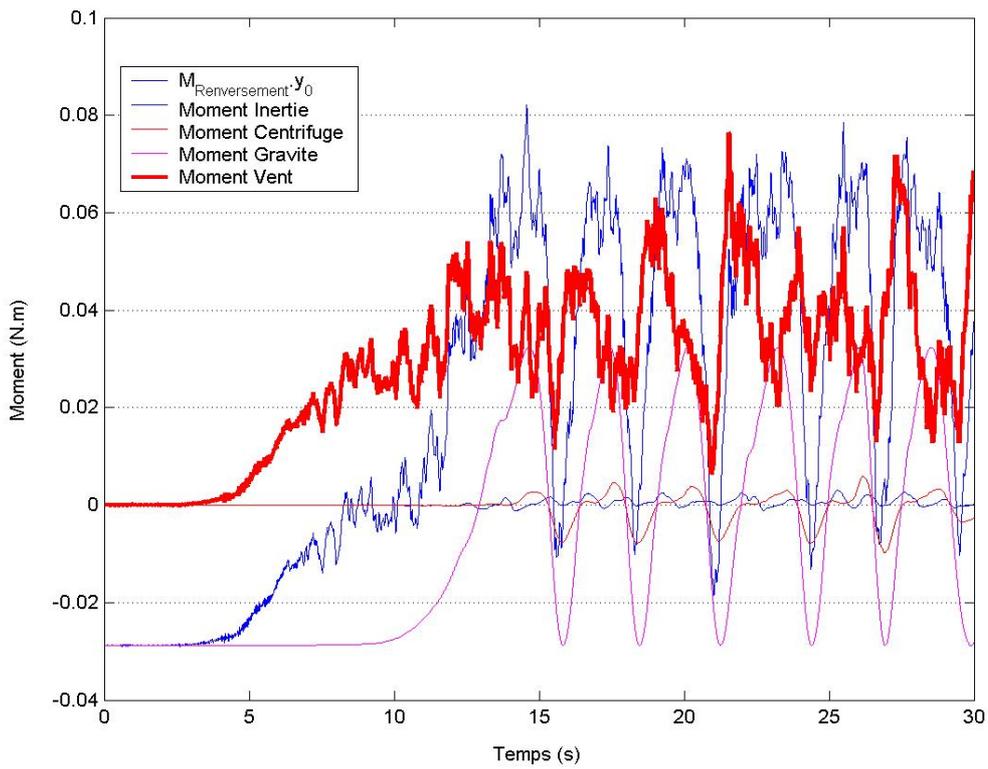


FIG. 4.28 – Grue DECENTREE par rapport au bâtiment – Moments au niveau de l'étage du bas de la balance suivant l'axe y0

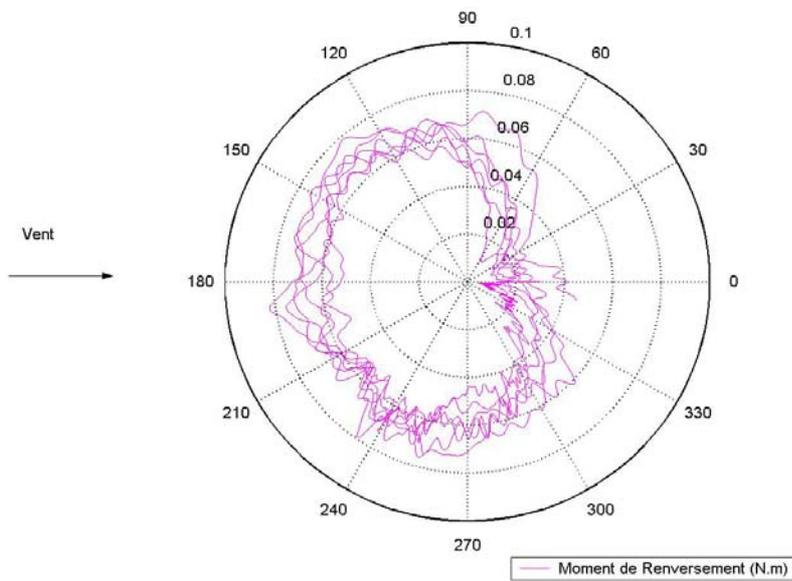


FIG. 4.29 – Grue DECENTREE par rapport au bâtiment – Représentation polaire de la résultante du moment de renversement en fonction de la position angulaire de la partie tournante.

4.2.2. Grue centrée sur le bâtiment

Pour reproduire et estimer les effets d'un tel environnement, une maquette rectangulaire de bâtiment (hauteur 0,87 m, largeur 0,16 m et longueur 0,48 m) est placée à 0,6 m en amont de l'axe de rotation de la grue (figure 4.25). La vitesse du vent moyenne du vent en amont est de 2,8 m/s.

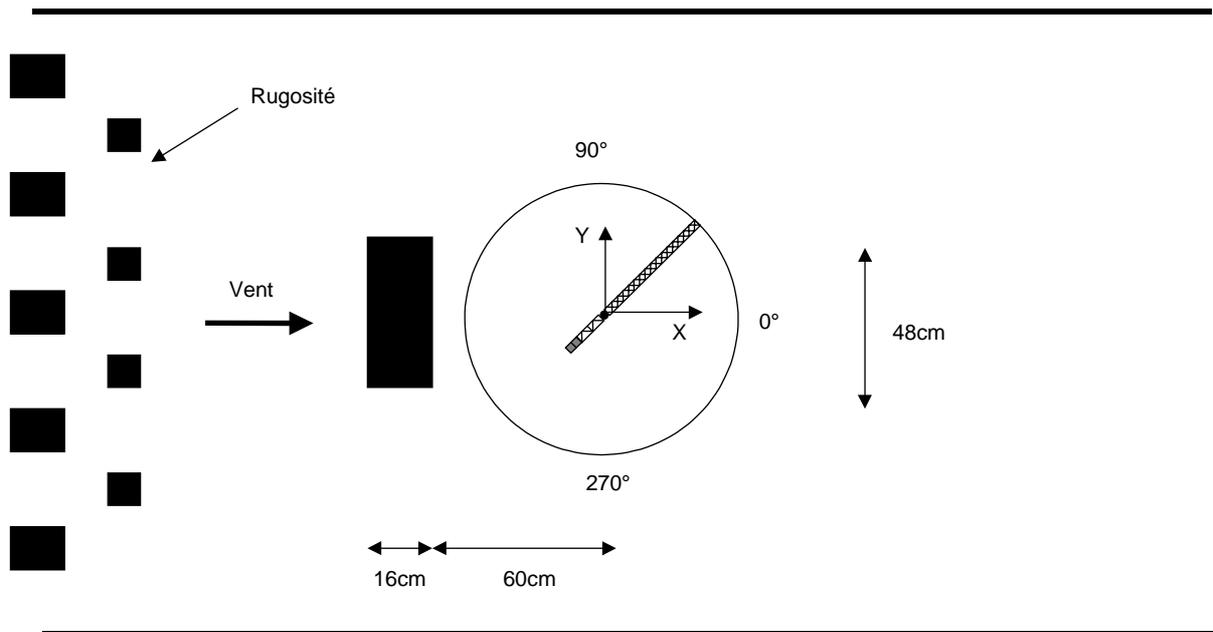


FIG. 4.30 – Schéma de la configuration de l'essai : Grue CENTREE sur le bâtiment

Au début de l'essai, la position initiale de la grue est parallèle à l'axe longitudinal de la soufflerie. Puis la vitesse du vent augmente de 0 à 2,8 m/s en 2 ou 3 secondes. La partie tournante subit une légère accélération angulaire qui atteint 30 deg/s² les 10 premières secondes de l'essai, ce qui entraîne un mouvement de quelques degrés (figure 4.31). Puis les oscillations deviennent plus importantes durant les 20 secondes suivantes. La partie tournante prend un angle de 25° par rapport à sa position initiale. La figure 4.31 ne montre que 30 s d'essai, mais en moyenne sur 60 s d'essai, la partie tournante oscille autour de la position 0° avec des amplitudes de plus ou moins 25° avec un maximum de 40°, c'est ce que nous constatons sur la figure 4.33. En effet, la figure 4.33 est une représentation polaire du moment de renversement durant 60 secondes.

En début de test, le moment de renversement est égal au moment de gravité $-0,027$ N.m (figure 4.32). Tout au long de l'essai, les moments d'inertie et centrifuge sont très faibles (inférieures à 0,002 N.m) et la contribution du moment de gravité au moment de renversement est très importante. Le moment vent est quant à lui faible, son module reste inférieur à 0,007 N.m. Même

si la partie tournante est soumise à des oscillations, la grue est protégée du vent par le bâtiment et reste en position de sauvegarde.

Contrairement au cas précédent, la grue ne rentre pas en auto rotation. Sa position dans le champ de vent ne met pas la grue dans une position délicate. La partie tournante est soumise au lâchés tourbillonnaires, ce qui engendre des oscillations mais le moment du vent reste faible par rapport au moment de gravité.

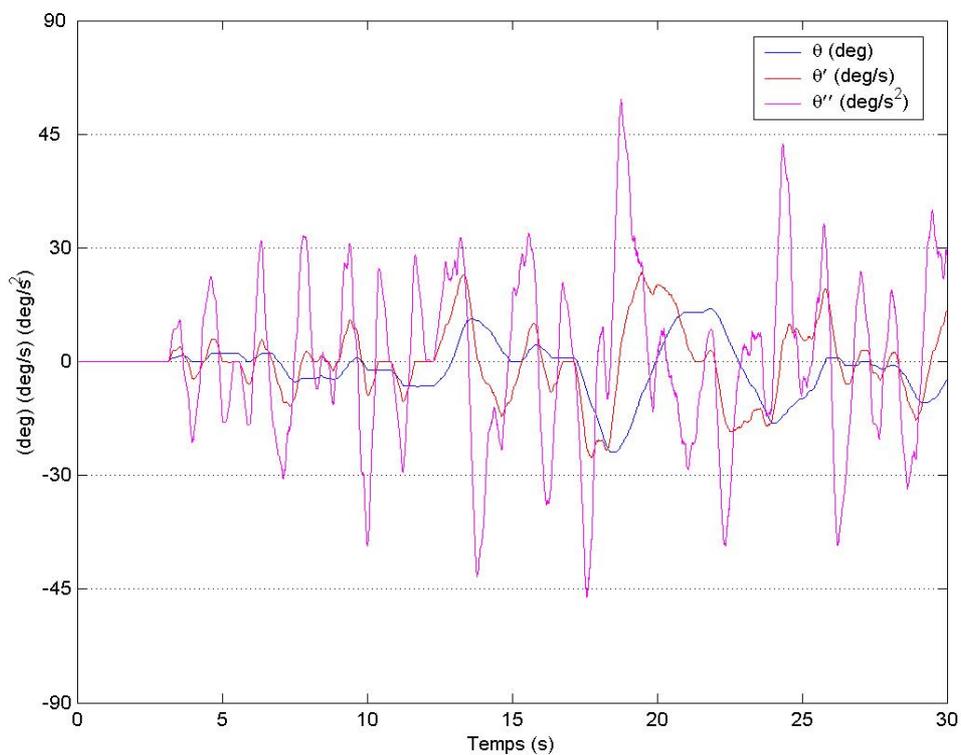


FIG. 4.31 – Grue CENTREE sur le bâtiment – Position, Vitesse, Accélération Angulaire de la grue au 1/80

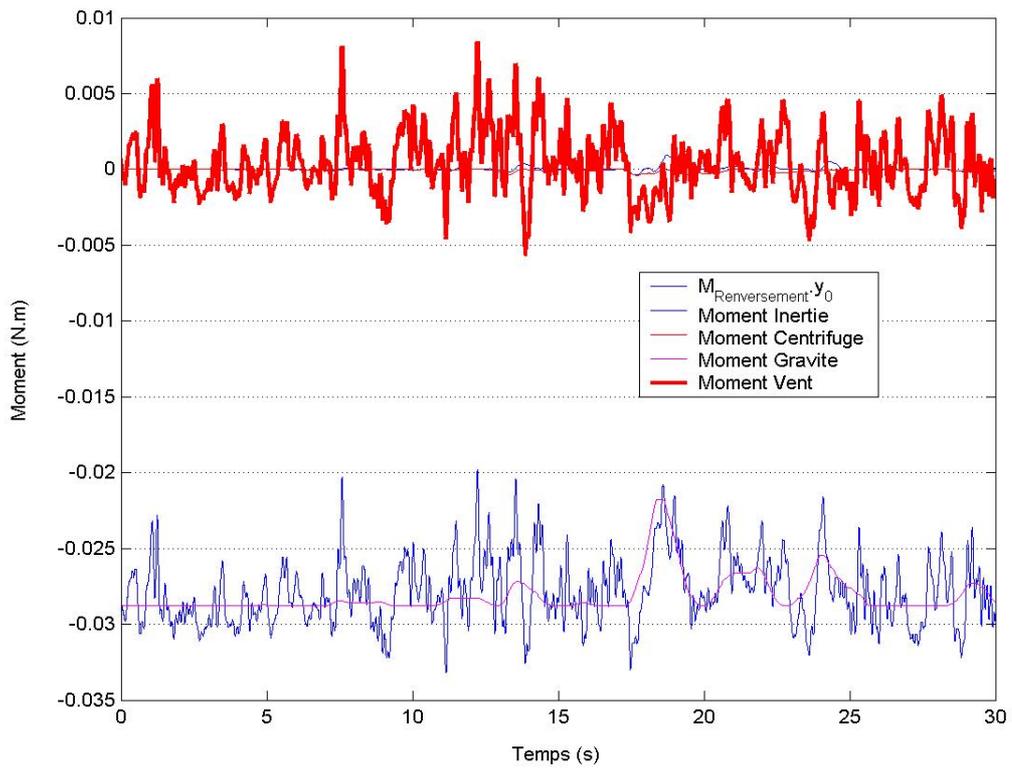


FIG. 4.32 – Grue CENTREE sur le bâtiment – Moments au niveau de l'étage du bas de la balance suivant

l'axe

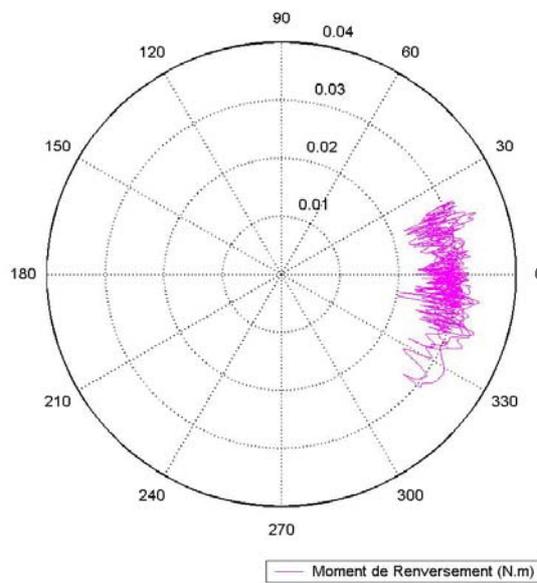


FIG. 4.33 – Grue CENTREE sur le bâtiment – Représentation polaire de la résultante du moment de renversement en fonction de la position angulaire de la partie tournante durant 60 s

5. Conclusion

A t-on un modèle physique fidèle à la réalité du comportement au vent des grues à tour ? C'est "La question", à laquelle ce chapitre apporte une réponse en s'appuyant sur la théorie des maquettes pour définir des similitudes à respecter pour avoir un modèle de grue dynamiquement semblable, ensuite en vérifiant chacune d'elles expérimentalement et enfin en testant notre modèle dans deux configurations d'environnement intéressantes.

Grâce à l'analyse dimensionnelle, nous avons pu définir le nombre de Froude, comme nombre adimensionné prédominant pour la simulation physique du comportement des grues au vent à échelle réduite. Le choix de la similitude de Froude a été imposé par l'importance des effets de la gravité sur la stabilité de la grue. C'est pourquoi, les échelles de vitesse et de temps varient avec le carré de l'échelle géométrique.

Pour avoir un modèle de grue dynamiquement semblable, nous avons vu que chaque terme des équations de mouvement et du moment de renversement au pied de la grue doit être semblable entre le modèle et le prototype. Cette similitude dynamique impose donc des contraintes à respecter en terme de masse, d'inertie, de frottement à la couronne et de surface au vent.

Après avoir défini les règles de similitude à suivre, nous avons vérifié expérimentalement les caractéristiques physiques de notre modèle de grue au 1/80.

La similitude de masse de la partie tournante est respectée très fidèlement. En effet nous avons seulement enregistré une différence de 2% entre la masse de notre modèle et celle qu'il aurait dû avoir théoriquement. Nous pouvons donc considérer que notre modèle de grue est fidèle à la similitude de Froude.

Au regard des difficultés à estimer le frottement de la partie tournante sur le pivot fixe, nous pouvons considérer que le couple de frottement statique de giration de notre modèle est représentatif de la réalité. Cette condition est très importante, elle conditionne directement le comportement de la partie tournante.

Malgré un mauvais respect du coefficient de frottement, 4,5 fois supérieur à sa valeur théorique, nous avons vu que cette similitude n'est pas primordiale. En effet l'influence du couple de

frottement est relative dans l'équation de mouvement de la partie tournante, par rapport au couple lié à l'inertie. Mais par contre nous avons vérifié que l'inertie du modèle est très proche de l'inertie théorique à respecter.

Pour estimer les effets du vent sur une grue à tour, nous nous sommes appuyés sur les résultats de pesées obtenus sur des maquettes d'éléments de grue au 1/10. Les efforts du vent varient en fonction d'une loi en sinus et cosinus de l'angle d'attaque du vent sur la partie tournante. Il suffit donc de vérifier les efforts pour deux positions de la partie tournante, vent arrière et vent perpendiculaire; la position perpendiculaire ayant une importance plus forte dans cette loi.

Après avoir constaté que notre modèle de grue n'est pas soumis à des effets du nombre de Reynolds dans la gamme de vitesse étudiée, nous avons constaté que les moments du vent en pied respectent les valeurs souhaitées à 19 % en position vent arrière et 4 % en position perpendiculaire.

Nous avons ensuite décrit notre instrumentation et les caractéristiques du champ de vent dans la soufflerie NASA et enfin nous avons testé le modèle de grue dans deux configurations avec et sans environnement immédiat. Le temps de mise en girouette est très proche de nos prévisions, les moments, centrifuge et d'inertie, sont négligeables face à ceux dus à la gravité.

Malheureusement nous n'avons pas de résultat en vraie grandeur pour effectuer une comparaison stricte entre le modèle au 1/80 et le prototype échelle 1. Toutefois, en nous appuyant sur l'ensemble des vérifications dimensionnelles précédentes, sur les résultats de ces trois essais, nous pouvons conclure que le modèle de grue dynamiquement semblable est un outil efficace pour étudier le comportement des grues au vent.

Chapitre V

Approche Numérique

Ce chapitre est consacré à l'approche numérique du problème. Elle est complémentaire à l'approche expérimentale menée précédemment, en ce sens qu'elle nous permet d'approfondir et de vérifier nos hypothèses et nos connaissances sur le comportement des grues au vent. Mais, si elle s'avère réaliste, elle peut aussi, devenir un bon outil de pré-dimensionnement et d'étude d'effets d'environnement lors de l'implantation de grue sur un chantier de construction.

Le calcul temporel du comportement de la partie tournante d'une grue à tour, nécessite une formulation temporelle des forces aérodynamiques. On doit pouvoir, à chaque instant et en chaque élément de la grue connaître la vitesse et la direction du vent. Cela nous amène à générer un champ de vent sur la surface balayée par la partie tournante pendant son mouvement. Ne connaissant pas à l'avance le comportement de la grue, cette surface correspond au disque survolé par la flèche lors d'une rotation. Ensuite, connaissant les propriétés aérodynamiques de chaque élément de grue, il est possible d'intégrer les efforts sur l'ensemble de la grue à l'instant t et de résoudre l'équation de mouvement et ainsi obtenir la position de la grue à l'instant suivant.

Cette approche est une simplification du problème : Fluide / Structure, auquel nous avons affaire. En réalité la grue et le vent interagissent : le vent modifie la position de la grue, et la grue modifie l'écoulement. Lors du calcul, le vent relatif engendré par le mouvement de la grue s'ajoute vectoriellement au vent réel. Ainsi, c'est le vent apparent, qui est utilisé pour calculer les efforts du vent. L'action du vent sur la grue est donc bien pris en considération. Mais les modifications de l'écoulement par la grue ne le sont pas.

Lors d'une visualisation laser de l'écoulement par injection de fumée, nous avons pu observer des décollements et des recollements lorsque l'angle de dérapage de la partie tournante avec le vent est faible. La présence de la grue n'est donc pas sans effet et modifie inévitablement l'écoulement. C'est l'essence même d'un problème d'interaction : Fluide / Structure. Cette réalité est bien évidemment simulée en soufflerie avec le modèle de grue dynamiquement semblable.

Toutefois, il faut remarquer que la porosité de la flèche (environ 70%) est favorable pour que notre vision simplifiée de ce problème d'interaction : Fluide / Structure soit représentative. En effet, le sillage de la structure treillis poreuse perturbe l'écoulement général dans une moindre mesure.

Après une présentation des méthodes de génération du champ de vent et du module de simulation temporelle, et après avoir validé le modèle numérique lorsque la grue n'est pas soumise à un effet d'environnement immédiat, nous allons confronter les résultats des simulations : numérique et expérimentale, sur un cas concret de grue plongée dans le sillage d'un bâtiment dont les dimensions sont suffisamment importantes pour provoquer un écoulement cisailé capable de faire entrer la partie tournante de la grue en auto rotation.

Le module de simulation temporelle du comportement au vent d'une grue à tour est programmé sous l'environnement MATLAB.

La génération du champ de vent, considérée comme une donnée d'entrée de notre modèle de simulation numérique, peut : soit être effectué à l'aide de codes CFD (Computational Fluid Dynamics) soit grâce au module GENVENT (programme développé par le CSTB pour simuler un vent statistiquement semblable).

1. Calcul du couple vent sur la partie tournante

Le couple vent est la différence entre les efforts du vent sur la flèche et ceux sur la contre-flèche. En pratique, nous discrétisons la partie tournante en un certain nombre d'éléments de façon à représenter au mieux l'aérodynamisme de celle-ci, comme par exemple sur la figure 5.1. A chaque élément sera affecté un centre de poussée des efforts aérodynamiques. Ensuite, afin de décrire le maximum de positions que peuvent prendre ceux ci durant une rotation de la partie tournante, une duplication de chacun d'eux est faite en effectuant une rotation autour de l'axe de rotation de la grue (figure 5.2). C'est en ces points que sera calculée la vitesse du vent sur la durée de simulation souhaitée.

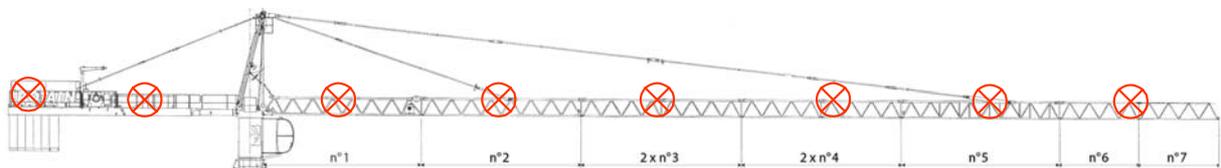


FIG. 5.1 - Positions des centres de poussée

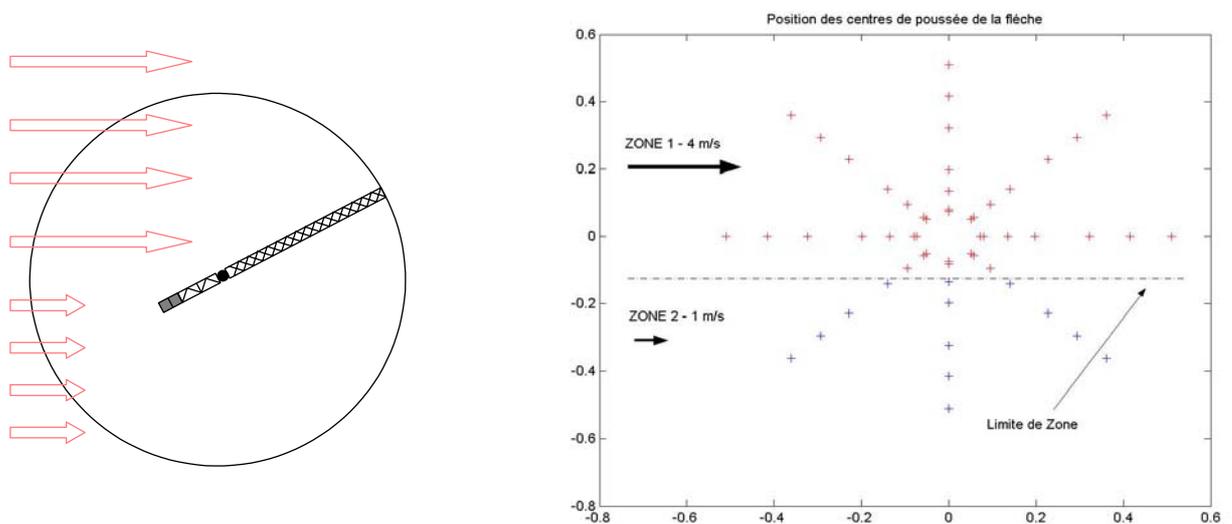


FIG. 5.2 - Schéma multi-zones de vent uniforme

Ici, la contre-flèche représente 2 éléments et la flèche 5 éléments de 5 à 10 m de longueur. Une surface au vent en fonction de l'angle de dérapage est affectée à chaque élément (figure 5.3). Ces résultats sont, avec le champ de vent et les caractéristiques mécaniques de la grue, les données d'entrée de notre modèle numérique.

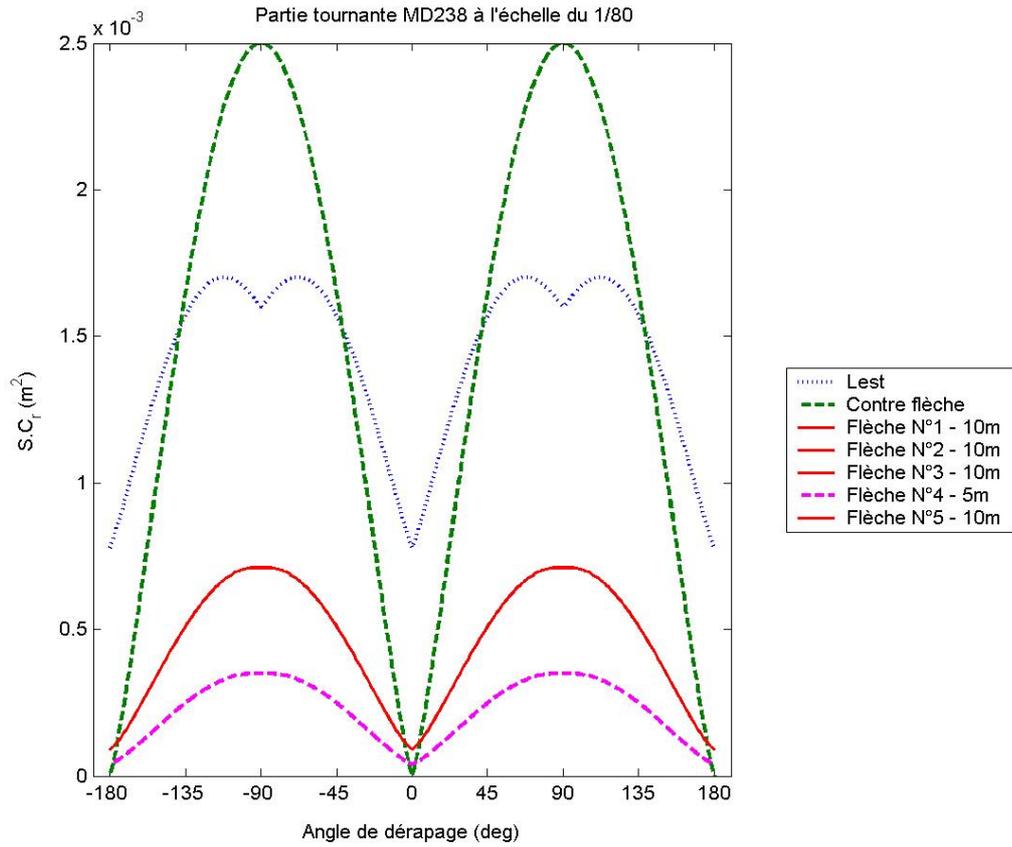


FIG. 5.3 – Surface au vent du modèle de grue au 1/80

Pour chaque élément et à chaque instant, le couple vent se calcule en multipliant le bras de levier par la pression dynamique induite par le vent apparent par la valeur de la surface au vent (5.1)

$$C_{Vent}(t) = \sum_{i=1}^{nl_p} l_p(i) \times \frac{1}{2} \rho_{air} V_{Apparent}^2(t,i) \times S.C_r(\theta_{Vent Apparent}, i) \times \sin(\theta_{Vent Apparent}) \quad (5.1)$$

Avec

- $l_p(i)$ Longueur du bras de levier pour l'élément i (m)
- $V_{Apparent}(t,i)$ Vitesse du vent apparent à l'instant t pour l'élément i (m/s)
- $S.C_r(\theta_{Vent Apparent}, i)$ Surface au vent pour l'élément i (m²)
- $\theta_{Vent Apparent}$ Angle de dérapage du vent apparent avec la partie tournante pour l'élément i

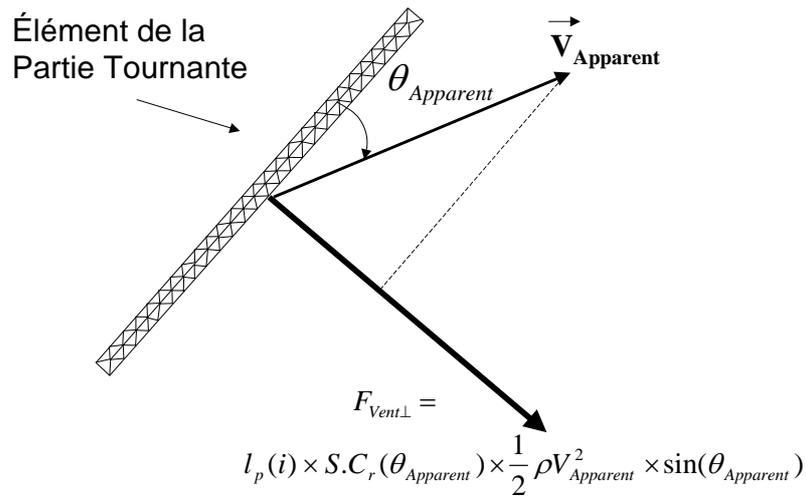


FIG. 5.4 – Effort du vent sur un élément de la partie tournante

Le calcul du couple vent implique donc de connaître la vitesse angulaire et la position angulaire de la partie tournante pour calculer la vitesse du vent apparent ainsi que l'angle de dérapage associé. Le vent apparent est la somme vectoriel des vecteurs du vent réel et du vent relatif de module $l_p(i) \dot{\theta}(t)$ (Figure 5.5)

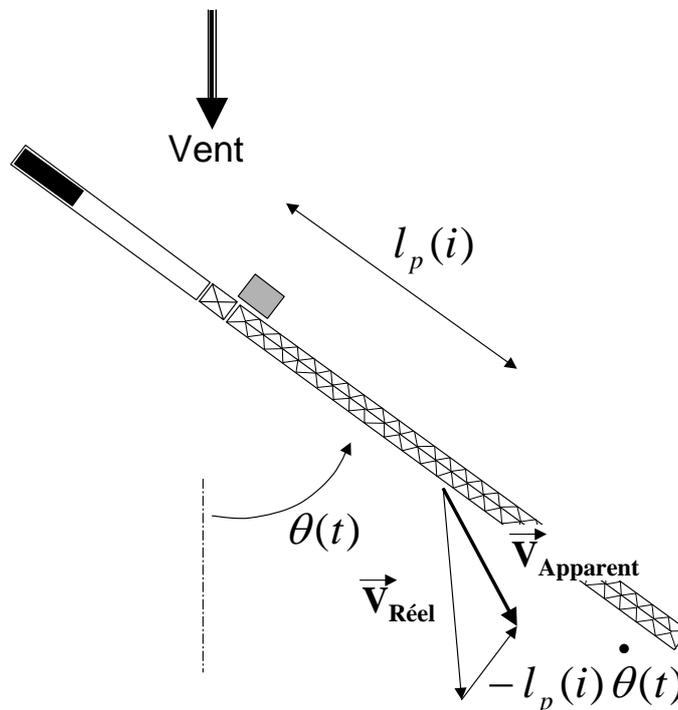


FIG. 5.5 – Vent apparent sur la partie tournante

2. Simulation du vent

La simulation du champ de vent est le point le plus délicat dans la modélisation numérique du comportement au vent des grues à tour. Il nous faut reproduire un champ de vent dissymétrique, non homogène dans l'espace et dans le temps, avec des lâchés tourbillonnaires et des recirculations. Bref, la réalité est complexe, mais est-ce qu'une vision simplifiée du champ de vent, ne suffirait-elle pas ? Est-ce que l'écoulement tourbillonnaire est important ? Pour répondre à ces interrogations, nous proposons deux méthodes pour générer du vent : GENVENT qui reproduit un vent statistiquement semblable avec la possibilité de définir des zones de vent différentes ; et une simulation avec FLUENT qui permet de reproduire le champ de vent instationnaire dans l'environnement bâti de la grue.

2.1. Vent non perturbé statistiquement semblable

Nous utilisons pour simuler un vent statistiquement semblable le module GENVENT. Il a été développé au CSTB aux cours des travaux de thèse de A. DE LA FOYE [25]. Ces recherches portaient sur la conception du logiciel DYCAST, permettant de calculer la réponse dynamique des structures élancées, de type pont, à la turbulence du vent. Le module GENVENT de DYCAST est donc un générateur de processus temporels tridimensionnels aléatoires semblables aux caractéristiques statistiques du vent.

De nombreuses méthodes numériques permettent de générer des signaux multidimensionnels spatialement corrélés. La plus utilisée dans le domaine du "Wind Engineering" est celle développée par SHINOZUKA et LIN en 1972 [26]. Après avoir remarqué leurs performances médiocres dans le domaine des basses fréquences, GENVENT utilise une méthode plus récente aux fondements théoriques plus solides. Cette méthode, dite de "simulation conditionnelle", est fondée sur l'algorithme proposé par JIN, LUTES et SARKANI en 1997 [27]. Elle consiste à générer un nouveau signal temporel dont on connaît les propriétés statistiques intrinsèques ainsi que le degré de corrélation avec une série de signaux temporels existants ; ceux-ci peuvent eux-mêmes être synthétiques ou issus de données expérimentales.

GENVENT utilise la loi en puissance pour reproduire le profil de vitesse moyenne du vent en fonction de la hauteur, mais également, reproduit les échelles de turbulence suivant les trois directions de l'espace. Car, entre 2 points (resp. N points) de l'espace, il existe une corrélation des vitesses dans le temps qui dépend de la distance entre ces points : plus les points sont proches,

plus la corrélation est forte. **GENVENT** génère un signal temporel tridimensionnel de vent spatialement corrélé dont les propriétés sont exprimées dans le domaine fréquentiel sous la forme de matrices de densité spectrale.

En pratique, il est possible de fixer plusieurs zones avec des caractéristiques de vent différentes. Mais plus la différence de vitesse moyenne est importante entre les zones, plus le pas de fréquence doit être petit ; ce qui allonge le temps de calcul.

Les champs de vent obtenus avec GENVENT dans la suite de ce chapitre sont construits de la même manière. GENVENT a généré une série de signaux de vent en 56 points de l'espace, celui-ci étant séparé en 2 zones respectivement de vitesse moyenne 4 m/s et 1 m/s ; d'échelle de turbulence : longitudinal 1 m et 0,5 m - latéral 0,2 m et 0,1m ; et d'intensité turbulente 5% et 15%. Chaque signal est composé de 92160 points espacés de 0,006 s soit une simulation totale de 55 secondes. Deux signaux de la composante longitudinale d'un vent turbulent sont représentés figure 5.6. On a également représenté leurs spectres et interspectres, réels imposés en conditions d'entrée.

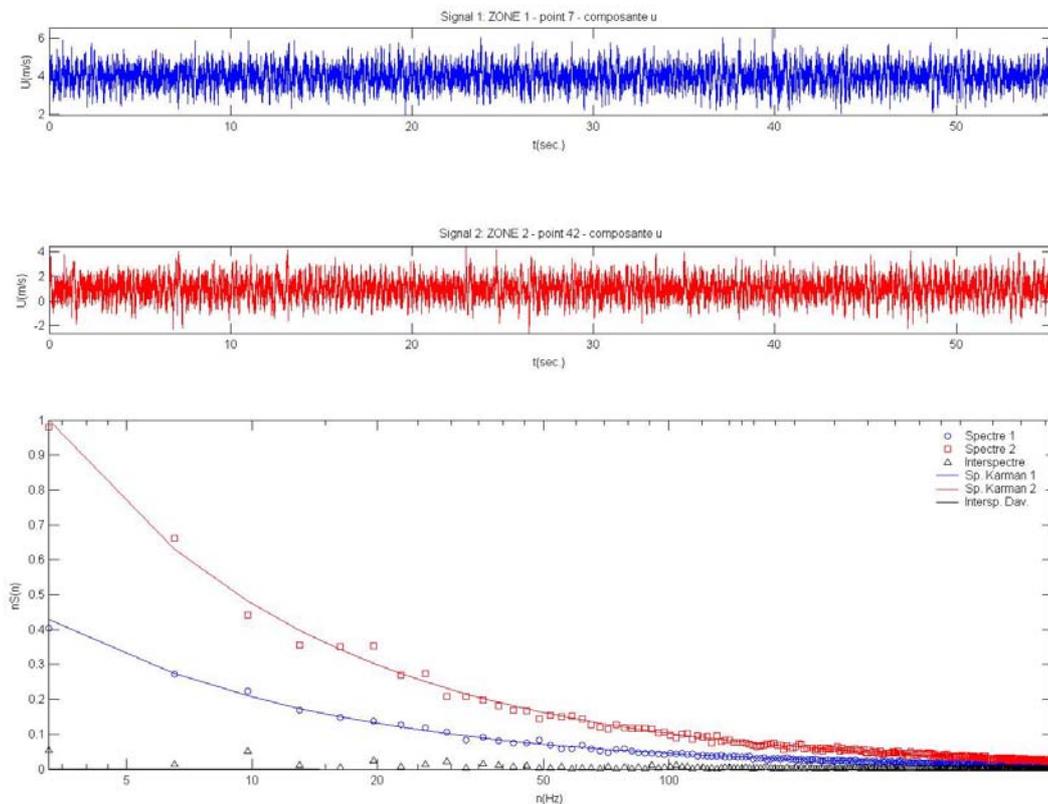


FIG. 5.6 – Exemple de champ de vent obtenu avec GENVENT

2.2. Vent de sillage

Les codes de calcul CFD commerciaux comme FLUENT nous offrent la possibilité de simuler des champs de vent instationnaires autour de n'importe quel environnement bâti, mais pas de reproduire une turbulence réaliste. Par rapport à une étude en soufflerie, l'outil numérique n'est pas limité par les dimensions de l'environnement. Mais il est subordonné à une validation expérimentale et au temps de calcul. Nous allons donc reproduire la configuration d'étude de la soufflerie atmosphérique NASA (4 m de largeur par 10 m de longueur) avec la présence d'un bâtiment de 48 cm de longueur par 16 cm de largeur. Le mouvement de la partie tournante s'effectuant dans le plan, nous nous sommes limités à la modélisation de la veine en deux dimensions. Le logiciel de maillage GAMBIT permet de reproduire la géométrie de la veine d'essai et du bâtiment ainsi que le maillage associé. Le maillage est donc bidimensionnel (figure 5.7). Nous avons utilisé un maillage non-structuré plus raffiné à proximité du bâtiment pour capter au mieux les forts gradients présents dans sa couche limite. Il est également plus dense en aval qu'en amont afin d'être plus précis sur l'expansion du sillage du bâtiment, cette zone nous intéressant tout particulièrement. En définitif nous avons généré un maillage de 4612 cellules de sections triangulaire.

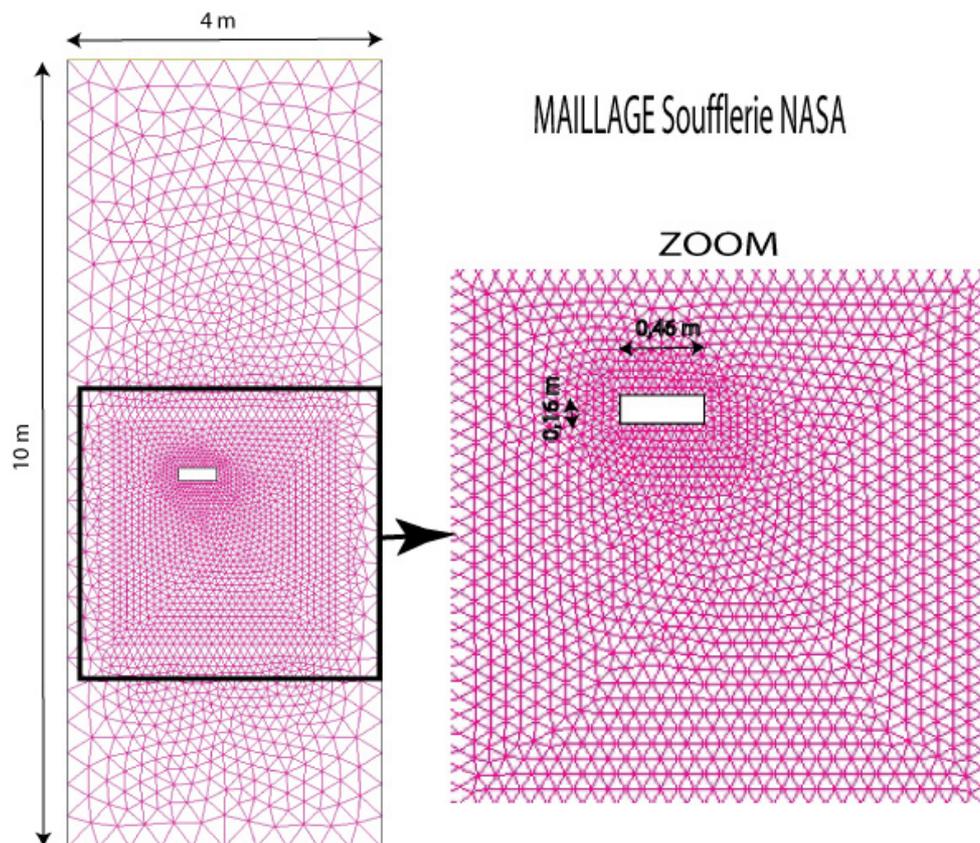


FIG. 5.7 – Maillage de la soufflerie NASA

L'objectif de la simulation est d'obtenir le champ de vent instantané au niveau de la partie tournante de la grue. Pour ce faire, la fermeture des équations choisis dans FLUENT pour modéliser l'écoulement est le modèle RKE ("k-ε réalisable"). Ce modèle RKE découle du modèle k-ε standard et comme lui il est basé sur l'hypothèse de viscosité turbulente de Boussinesq qui suppose la proportionnalité entre le gradient de vitesse du champ moyen et les tensions Reynolds. Cette hypothèse permet de résoudre les équations de transport de l'énergie cinétique turbulente k et du taux de dissipation ε .

Le modèle RKE est différent du modèle k-ε classique, puisqu'il utilise une nouvelle formulation de la viscosité turbulente et un nouveau modèle pour la dissipation ε . C'est pourquoi, il est mieux adapté que le modèle standard pour les zones de fort gradient dans les recirculations.

Le choix du pas de temps est essentiel pour bien capter les lâchés tourbillonnaires en aval du bâtiment. S'il est trop élevé le champ de vitesse instantané converge vers un champ moyen et s'il est trop faible le temps de calcul est trop important. Nous avons conditionné le pas de temps par le nombre de Strouhal (5.2) du bâtiment.

$$St = \frac{fL}{V} = 0,2 \quad (5.2)$$

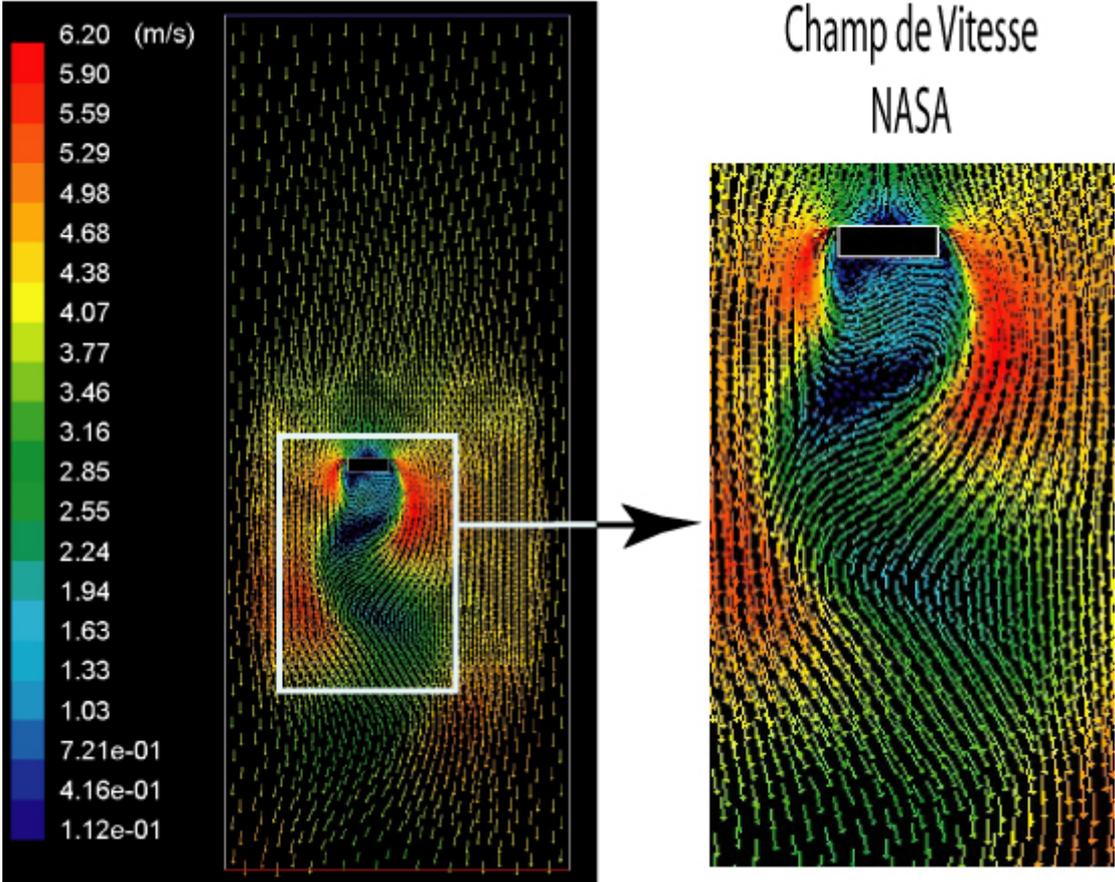
$$T = \frac{1}{f} = \frac{0,5}{0,2 \times 4} = 0,625$$

(5.3)

Compte tenu des dimensions du bâtiment, nous avons choisi $St = 0,2$. En prenant comme longueur caractéristique $L = 0,5m$, la vitesse du vent dans la soufflerie $V = 4m/s$, nous obtenons une durée de 0,625 s entre chaque lâché tourbillonnaire. Afin de bien capter ce phénomène, le pas de temps choisi est de 0,03 s (20 fois plus fin).

Pour se rendre compte de la structure globale de l'écoulement, des cartographies du champ de vitesse et de pression statique sont données figure 5.8 à un instant donné. En entrée du domaine de calcul, la vitesse est fixée à 4 m/s avec une intensité turbulente de 10 % et en sortie, une condition de pression nulle. La simulation nous montre que la vitesse peut dépasser 6 m/s au coin du bâtiment. Les lâchés tourbillonnaires sont facilement identifiables par les zones de basse pression. Ils se forment périodiquement aux coins du bâtiment puis se dissipent dans le sillage. La

figure 5.9 est un instantané du champ de vitesse toutes les 0,09 s, elle illustre la formation de deux tourbillons alternés ainsi que la modification du champ de vitesse associée à ce phénomène.



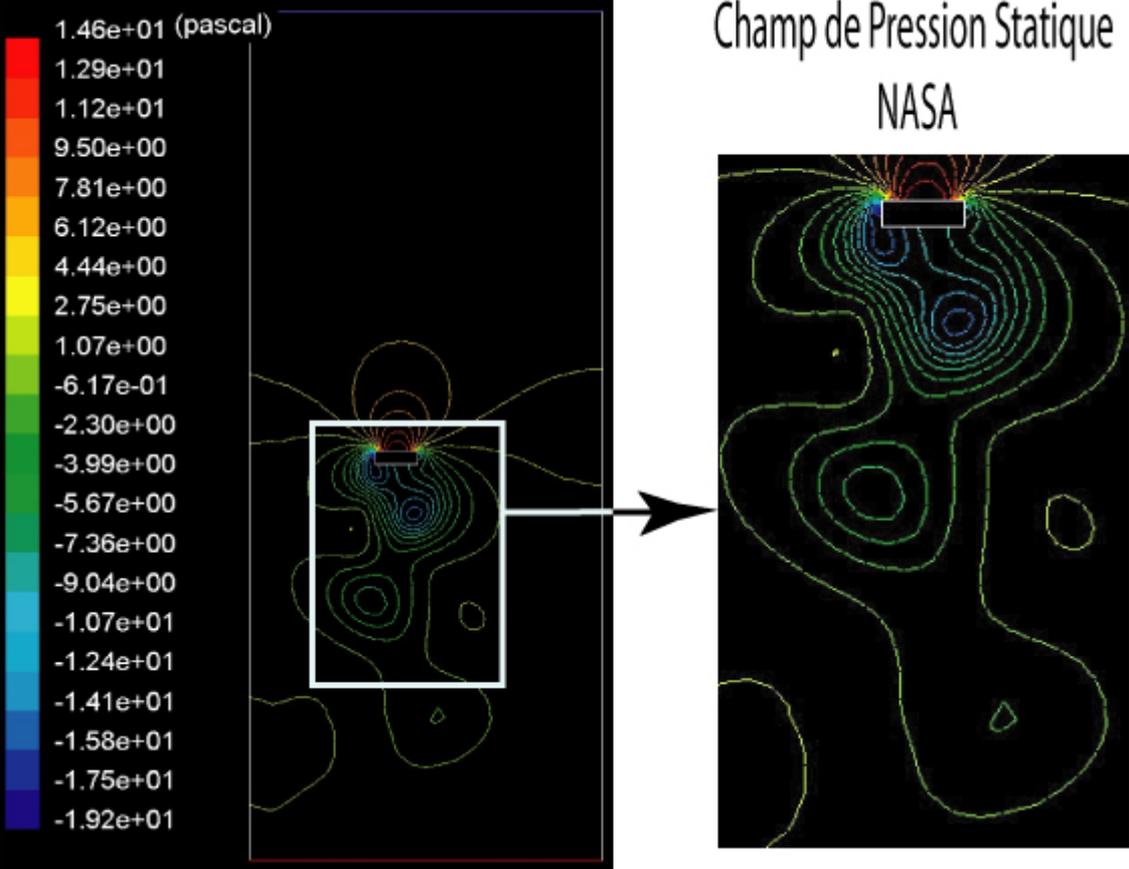


FIG. 5.8 – Cartographie du champ de vitesse et de pression statique - Soufflerie NASA

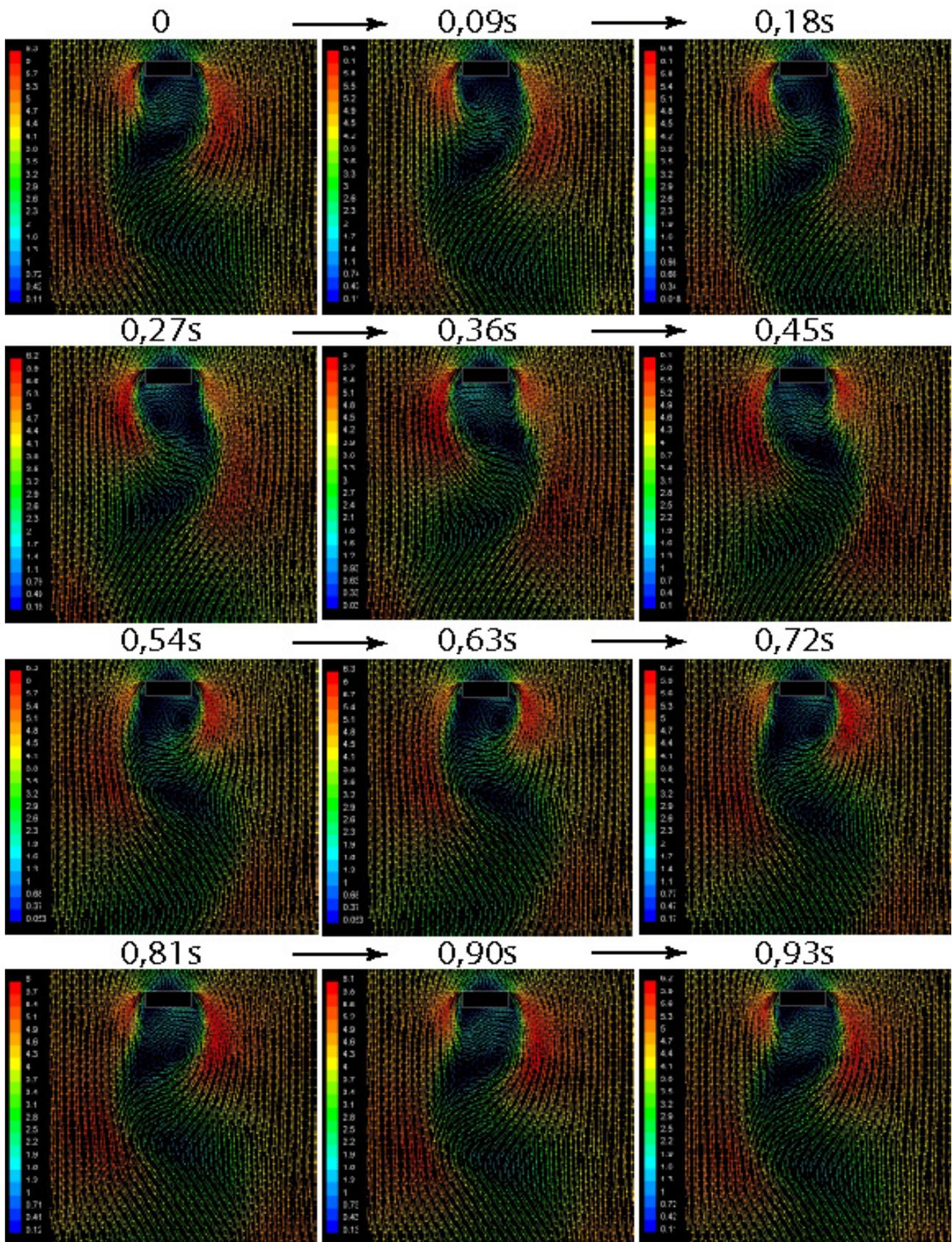


FIG. 5.9 – Formation de tourbillons alternés - Soufflerie NASA

3. Résolution du système

Comme décrit au chapitre III, le mouvement de la partie tournante est décrit par une équation différentielle du second ordre (5.4). Les couples en jeu sont : le couple d'inertie de la partie tournante qui est fonction de l'accélération angulaire ; le couple de giration, fonction de la vitesse angulaire ; et le couple aérodynamique ou couple vent dépendant de la position angulaire et de la vitesse angulaire. La résolution de cette équation différentielle est faite en effectuant l'hypothèse d'un mouvement quasi-statique. Cette hypothèse repose sur le fait que les paramètres qui interviennent dans le calcul sont équivalents à ceux d'un état statique. Lorsque nous calculons les efforts du vent sur la partie tournante à un instant donné, nous utilisons les coefficients aérodynamiques obtenus sur une maquette statique. Afin de résoudre l'équation de mouvement, il est donc nécessaire de considérer que la partie tournante passe par une succession d'état d'équilibre.

$$I_{PT} \ddot{\theta}(t) + C_{Frottement} \dot{\theta}(t) = C_{Vent}(t) \quad (5.4)$$

Avec

I_{PT}	Inertie de la partie tournante (kg.m^2)
$C_{Frottement}$	Coefficient du couple de giration (N.m.s)
C_{Vent}	Couple aérodynamique (N.m) : Le moment exercé par le vent sur la flèche moins celui exercé sur la contre-flèche

MATLAB permet de résoudre les systèmes d'équations différentielles de la forme ci-dessous (5.5) connaissant la valeur initiale de la solution $X(t_0) = X_0$

$$M(t, X) \frac{dX}{dt} = f(t, X) \quad (5.5)$$

Les solvers d'équations différentielles sous MATLAB utilisent des méthodes numériques d'intégration. Ce sont des solvers à pas variables. La fonction utilisée sous MATLAB est **ode45** qui résout l'équation par une méthode d'ordre 4 similaire à la méthode de Runge-Kutta d'ordre 4 ; en plus, elle utilise un pas de temps variable et elle choisit à chaque instant le pas de temps le plus convenable de façon à satisfaire une tolérance fixée. Mais MATLAB propose d'autres solvers notamment **ode23** et **ode113**.

- Ode 23 est lui aussi basé sur l'algorithme de Runge-Kutta mais l'ordre est simplement inférieur.

- Ode113 est une adaptation de l'algorithme d'Adams. Cet algorithme est d'ordre variable c'est à dire que son pas d'intégration varie. Il est très efficace pour le cas où l'on a une fonction particulièrement coûteuse en temps de calcul.

Nous avons comparé les résultats (figure 5.10) des trois solvers dans le cas où la grue est soumise à un champ de vent dissymétrique, afin d'observer une auto rotation de la partie tournante.

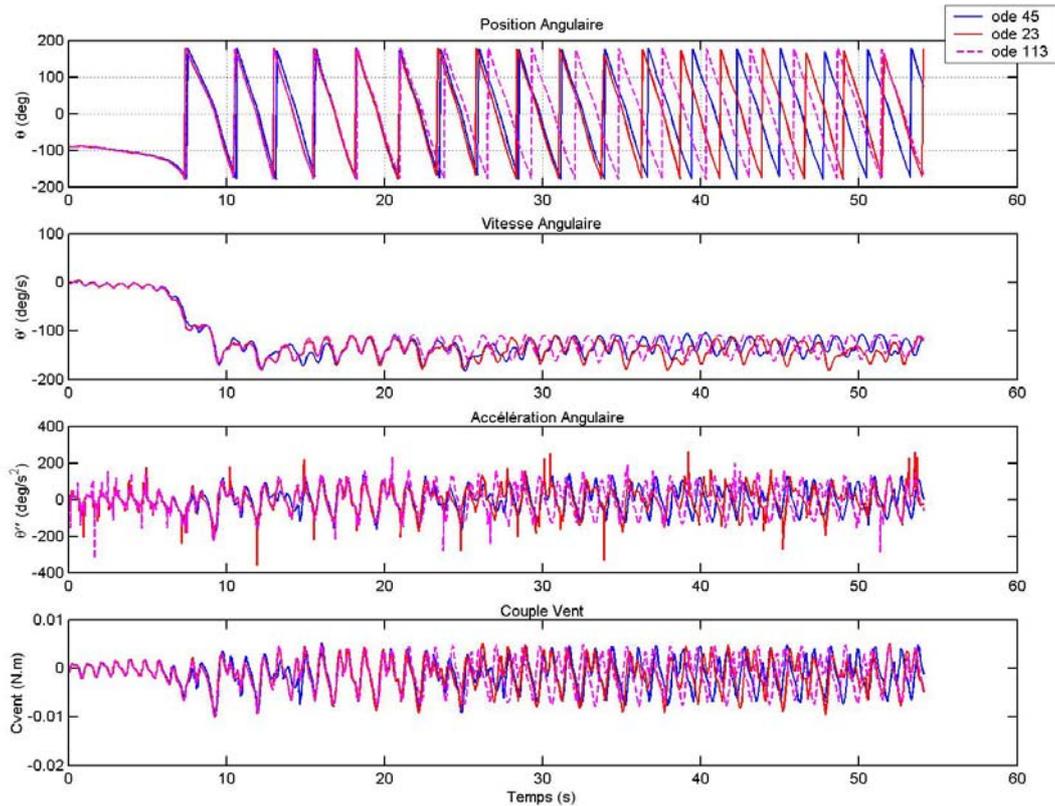


FIG. 5.10 – Résolution de l'équation différentielle à l'aide des solvers ODE45 ODE23 et ODE113

En terme de position angulaire les trois simulations donnent des résultats équivalents pendant les 20 premières secondes, ensuite la solution de ode113 est en "retard" par rapport aux solutions ode45 et ode23. De même, les solutions des solvers ode45 et ode23 sont proches pendant les 35 premières secondes, puis la solution de l'ode45 prend à son tour du "retard" par rapport à l'ode23.

Les accélérations angulaires calculées à partir des solutions des solvers ode23 et ode113, présentent des pics très marqués dépassant 300 deg/s². En comparaison l'accélération angulaire calculée à partir de la solution du solveur ode45, est bien moins "perturbée".

Le bon choix du solveur est essentiel ! Comme nous le constatons les solveurs ode23 et ode113 conduisent à des pics d'accélération angulaire, notre choix se porte donc sur le solveur ode45. De plus l'ordre de l'algorithme de Runge-Kutta du solveur ode 45 est supérieur à celui de ode23.

4. Validation du modèle : Grue Sans Environnement

La validation du modèle numérique du comportement dynamique de la partie tournante au vent doit se faire par étape, en complexifiant progressivement les tests. Cette démarche, nous permet de faire ressortir l'influence des paramètres dans la simulation.

- 1^{er} test : Sans vent - Nous commençons par vérifier que le modèle simule correctement une partie tournante en "roue libre", c'est à dire sans vent uniquement lancé par son moteur d'orientation.
- 2^{ème} test : Vent Uniforme – C'est l'étape suivante, elle permet de reproduire une mise en girouette lorsque la partie tournante est initialement perpendiculaire au vent.

4.1. Essai Vraie Grandeur : MD 285 en "roue libre"

Reprenons les essais en vraie grandeur de roue libre, menés sur une grue de type MD285. Rappelons qu'ils consistaient à lancer la partie tournante à une vitesse angulaire de 0,7 tr/mn (valeur VG) grâce au moteur d'orientation et à la laisser évoluer en roue libre. Nous avons utilisé précédemment (chapitre IV 2.3.2) les résultats de ces essais pour déterminer le coefficient de frottement du modèle de grue au 1/80. Nous avons conclu à un coefficient compris entre 10^{-4} et $1,5 \cdot 10^{-4}$ N.m.s (39 423 et 56 340 N.m.s en VG). Le coefficient de notre modèle de grue au 1/80 est lui, égal à $5,8 \cdot 10^{-4}$ N.m.s (215 876 N.m.s en VG) soit 4,5 fois plus que la valeur mesurée en vraie grandeur.

La simulation est faite dans les mêmes conditions que l'essai, c'est à dire, avec une vitesse initiale équivalente, un vent nul et une inertie de la partie tournante de 21 500 000 m².kg (valeur VG) et cela pour trois valeurs du coefficient de frottement.

La figure 5.11 représente l'évolution de la position angulaire au cours du temps. En vraie grandeur, la partie tournante effectue 220° avant de s'arrêter. Numériquement, plus la valeur du coefficient de frottement augmente, moins l'angle parcouru est important.

Comme l'essai vraie grandeur, la simulation $C_{\text{frottement}} = 39\,423$ N.m.s et $S.C_r=0$ parcourt une rotation de 220°. Ce résultat est sans surprise du fait que cette valeur de 39 423 N.m.s avait été déduite de cet essai.

L'évolution de la vitesse angulaire en fonction du temps est présentée figure 5.12

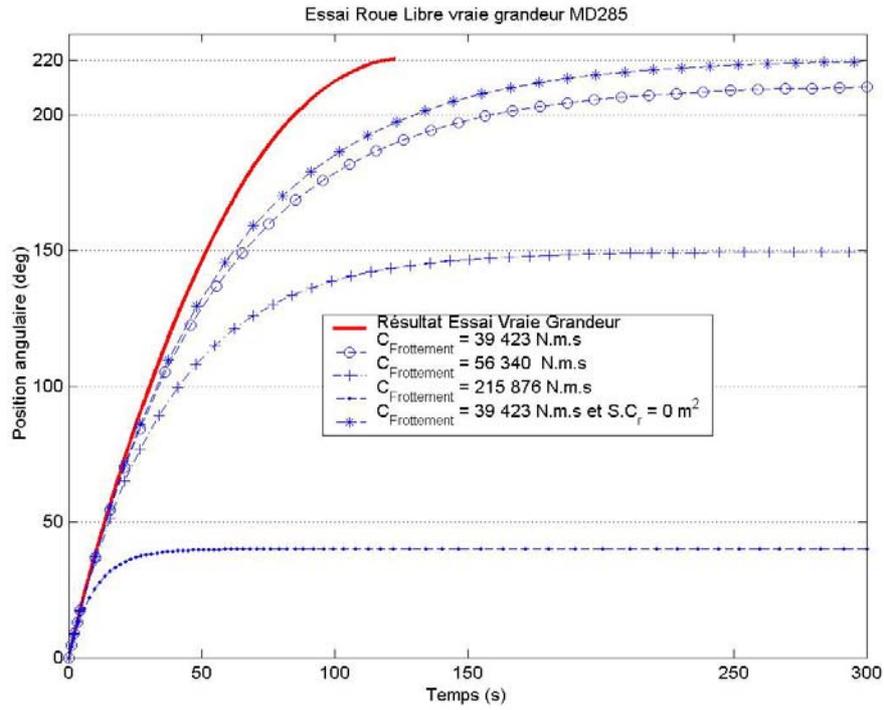


FIG. 5.11 – Essai de roue libre et simulation numérique d'une grue de type MD285

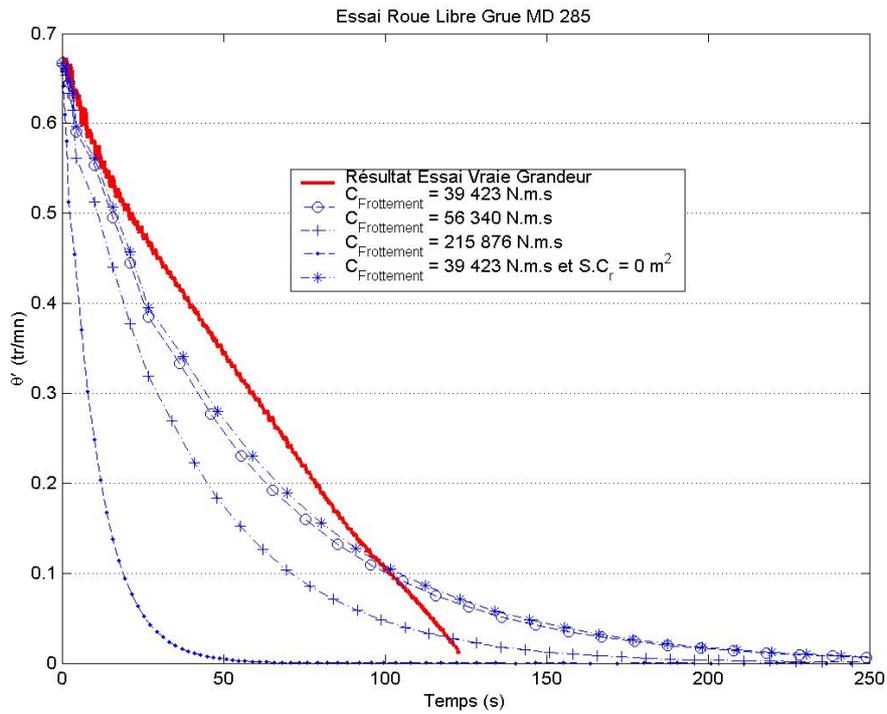


FIG. 5.12 – Essai de roue libre et simulation numérique d'une grue de type MD285

- **1^{re} remarque :**

La courbe $C_{\text{Frottement}} = 39423 \text{ N.m.s}$ nous donne un élément de comparaison entre le résultat numérique et l'expérimentation. Pendant les 20 premières secondes les pentes (l'accélération) sont très similaires. Ensuite la tendance de la décroissance de la vitesse angulaire expérimentale est quasi linéaire alors que celle donnée par le modèle numérique est parabolique. Cela vient du fait que notre modélisation du couple de frottement est directement proportionnelle à la vitesse angulaire, celle-ci correspondant au modèle de frottement sec de Coulomb. La réalité est bien plus complexe : le frottement augmente lorsque la vitesse diminue et inversement ; le frottement est asymptotique lorsque la vitesse tend vers l'infini. Il serait intéressant d'intégrer des méthodes de compensation efficaces reposant sur une modélisation fine du frottement notamment comme le modèle de P.R. DAHL [28].

Pour des vitesses angulaires supérieures à 0,7 tr/mn l'utilisation du modèle de frottement sec de Coulomb doit surestimer le frottement mais par contre, le sous-estime pour des vitesses inférieures à 0,1 tr/mn. Toutefois, la vitesse de rotation d'une grue soumise à un fort effet d'environnement est de l'ordre de quelques tours par minute, l'utilisation de ce modèle "en première approximation" n'est donc pas aberrant.

- **2^{me} remarque :**

Une seconde simulation avec le coefficient de frottement de 39 423 N.m.s est présentée figure 5.12, mais ici la surface au vent de la partie tournante est nulle $S.C_r = 0$: celle-ci n'est pas soumise au frottement de l'air, le couple vent est donc nul. Il est intéressant de remarquer que le vent engendré par le mouvement "vent relatif" (à cette faible vitesse initiale de rotation de 0,7 tr/mn) joue un rôle négligeable : les deux courbes sont pratiquement superposées.

- **3^{me} remarque :**

Deux autres courbes sont tracées pour des valeurs du coefficient de frottement plus importantes 56 340 N.m.s et 215 876 N.m.s

56 340 N.m.s est la seconde valeur du coefficient de frottement obtenue expérimentalement lorsque la grue est lancée dans l'autre sens de rotation.

215 876 N.m.s ($5,8 \cdot 10^4 \text{ N.m.s}$ au 1/80) correspond au coefficient de frottement dynamique de notre modèle de grue au 1/80 (Cf. Chapitre IV 2.3.2) En appliquant ce coefficient de frottement, le ralentissement de la partie tournante est particulièrement marqué par rapport à l'essai vraie grandeur. Mais le modèle au 1/80 ne suit pas non plus "exactement" la loi de frottement sec de Coulomb. Au chapitre IV nous avons montré que le frottement statique était respecté au 1/80 et

que lorsque la vitesse de rotation est importante le couple de frottement n'a pas un poids important dans l'équation de mouvement (5.4) de la partie tournante en comparaison aux couples liés à l'inertie et au vent.

4.2. Grue sans environnement : Mise en girouette

Après avoir reproduit numériquement et expérimentalement une mise en girouette de grue, nous allons confronter les résultats. Dans cette configuration d'essai, la grue est initialement bloquée en position perpendiculaire à l'écoulement. La vitesse moyenne du vent dans la soufflerie est constante, environ 5 m/s (soit 45 m/s en vraie grandeur). La partie tournante est lâchée au bout de 5 s.

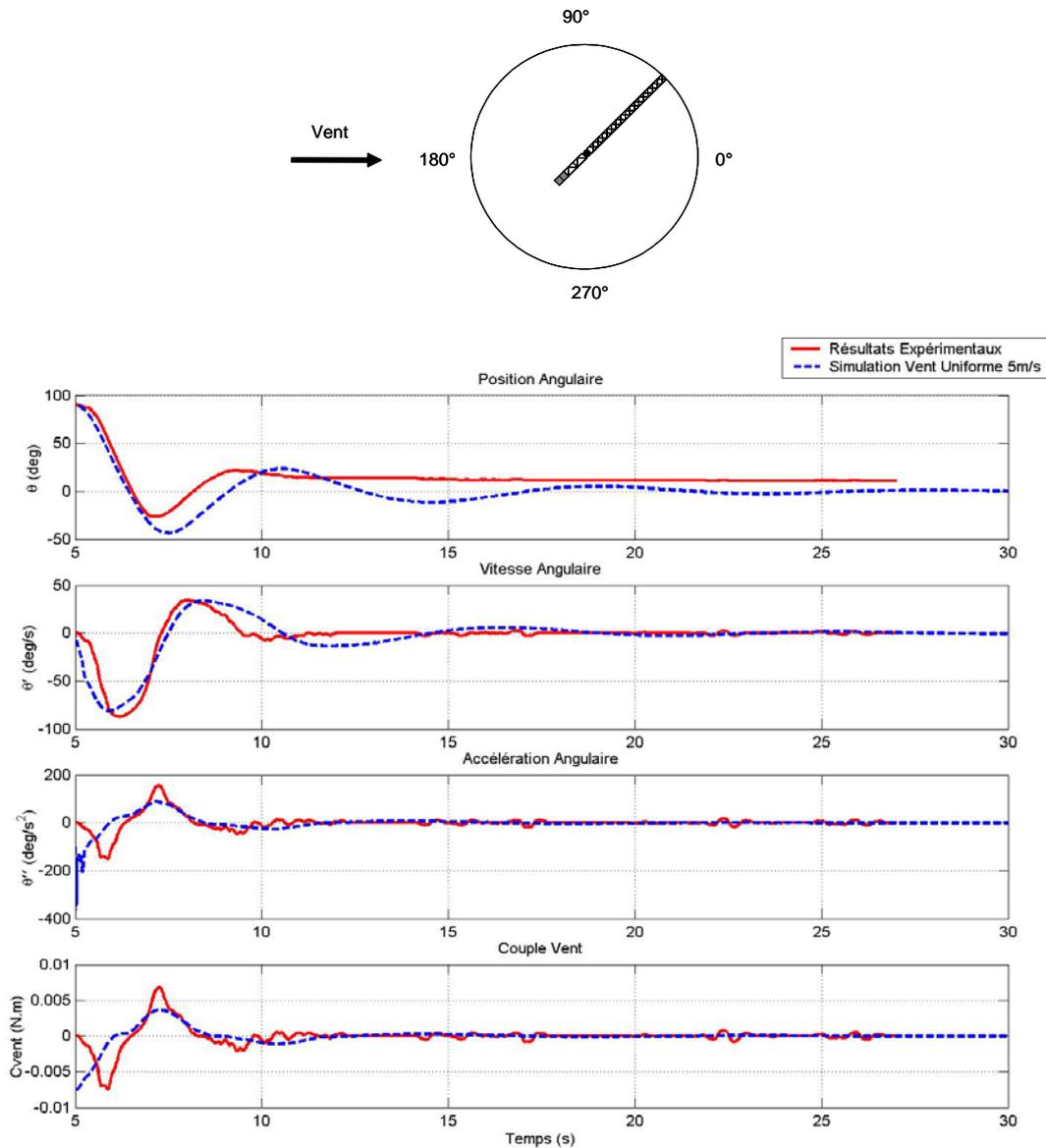


FIG. 5.13 – Comparaison Calcul / Expérimentation –Grue MD 238 1/80

Elle coupe l'axe du vent en **1,42 s (12,7 en VG)**, remonte au vent d'environ 30° pour repartir pour une dernière oscillation de faible amplitude et se stabilise entre 5 et 10° du lit du vent.

Numériquement les conditions initiales sont identiques, la partie tournante est initialement perpendiculaire au vent, le vent est uniforme et fixé à 5 m/s. La partie tournante coupe l'axe du vent en **1,40 s (12,5 s en VG)**, remonte au vent d'environ 45° pour repartir pour une série d'oscillations de plus faible amplitude ($24^\circ > 12^\circ > 5^\circ > 2^\circ > \dots > 0^\circ$) et converge vers le 0° dans le lit du vent.

Globalement l'évolution de la vitesse angulaire calculée est comparable à celle mesurée. Toutes deux atteignent des maxima et minima équivalents de l'ordre de 80 deg/s (1,5 tr/mn en VG). Quant à l'accélération : numériquement elle est plus forte au démarrage, mais atteint un niveau moins important lors de la seconde oscillation de l'ordre de 90 deg/s² alors qu'expérimentalement elle dépasse 150 deg/s²

L'influence de l'accélération sur le couple vent est très importante. Pour cette raison, les couples vent déduits expérimentalement et numériquement suivent la même tendance que leur accélération respective. Lors de la seconde oscillation le couple vent expérimental et numérique atteint respectivement 0,007 N.m ($2,9 \cdot 10^5$ N.m en VG) contre 0,004 N.m ($1,6 \cdot 10^5$ N.m en VG) soit une différence d'environ 45 %

Ces différences entre l'expérimental et le numérique sont liées à notre modélisation du frottement lors des phases de "démarrage" ou de transition. Les courbes de vitesse et d'accélération angulaire illustrent bien le phénomène durant la première seconde : l'accélération est progressive expérimentalement alors qu'elle est très brutale numériquement.

Malgré une imperfection liée à notre modélisation du frottement, notre modèle numérique reproduit bien le comportement de mise en girouette. Nous pouvons donc conclure que le modèle numérique est validé dans la configuration sans environnement.

5. Comparaisons Numérique / Expérimentale : Grue dans le sillage d'un bâtiment

Nous ne parlons pas de validation de notre modèle numérique en ce sens où le nombre de points de comparaison n'est pas assez important. Par contre, nous allons éprouver la pertinence de notre modèle numérique sur un cas concret de grue soumise à un écoulement perturbé par la présence d'un bâtiment.

Nous allons voir quel est l'effet d'un même bâtiment sur le comportement de la grue en fonction du lieu de son implantation. Ces six configurations d'implantation de grue, vont nous permettre de comparer par rapport à l'expérience deux simulations du comportement de la partie tournante dans des champs de vent générés avec GENVENT et FLUENT.

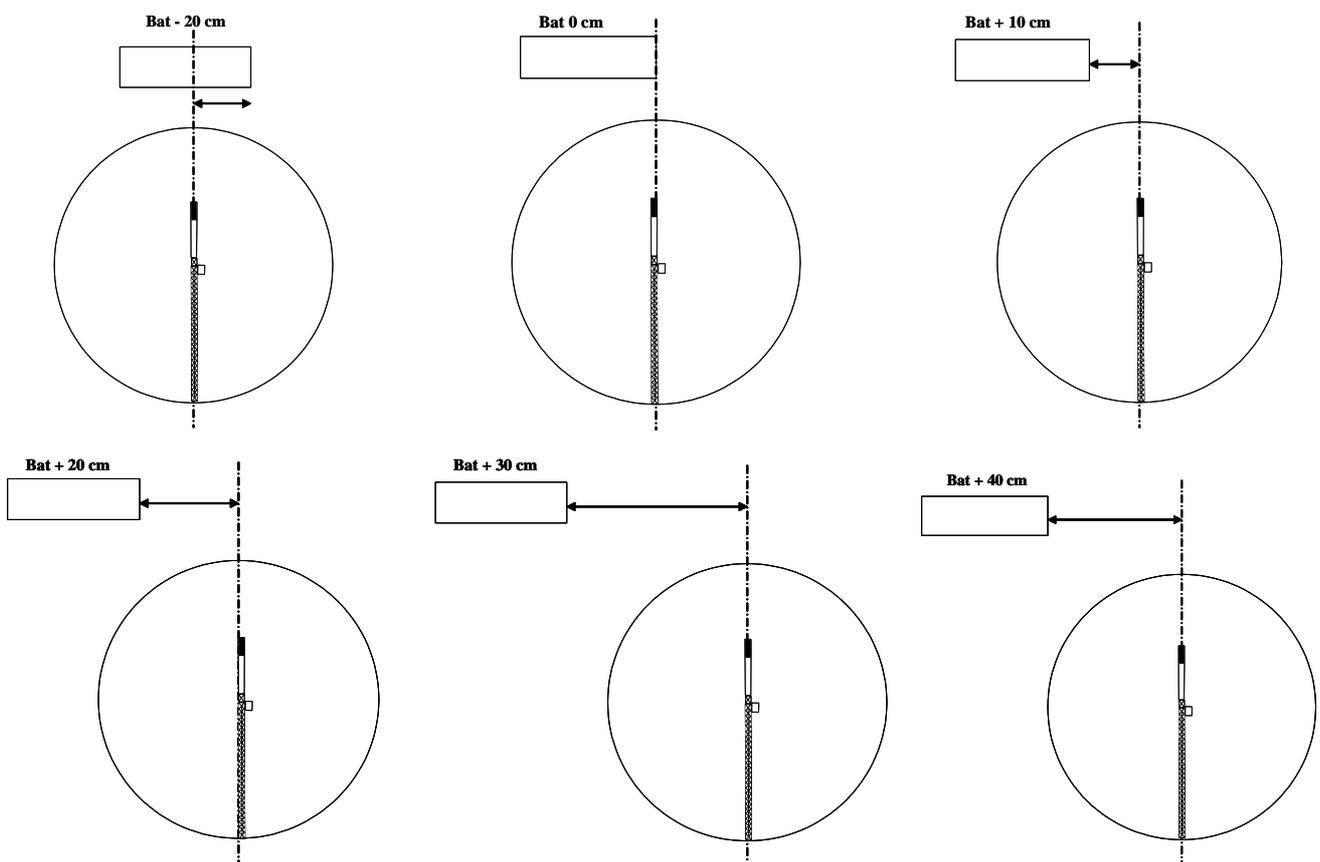


FIG. 5.14 – Schémas des 6 configurations en position Initiale

Le seul paramètre qui varie est la position de l'axe de rotation de la grue par rapport au bâtiment. Les conditions de simulation de l'écoulement correspondent le plus fidèlement possible aux conditions expérimentales. En entrée du domaine d'essai, la vitesse moyenne du vent vaut 4 m/s

et l'intensité turbulente 10 %. La partie tournante est retenue avant de lancer l'acquisition de façon à commencer l'expérience avec une grue à la position 0° .

Tous les résultats sont présentés à l'échelle du 1/80.

Expérimentalement la partie tournante entre en auto rotation pour les configurations où l'axe de rotation de la grue n'est pas protégé par le bâtiment, c'est à dire lorsqu'il n'est pas sous le vent du bâtiment (Bât. -20cm) et jusqu'à une "distance" de 30 cm (Bât. $+30\text{cm}$) (cf. figure 5.14) Ce phénomène n'est plus observé à une "distance" de 40 cm (Bât. $+40\text{cm}$) : la partie tournante reste parfaitement dans le lit du vent.

Lorsque l'axe de la grue est sous le vent du bâtiment, la grue ne peut pas entrer en auto rotation (avec une position initiale de 0°) mais oscille autour de la position 0° avec des amplitudes pouvant atteindre 40°

- **Comparaison FLUENT / Soufflerie**

Pour les configurations (Bât. -20cm $+20\text{cm}$ $+30\text{cm}$), le comportement numérique de la partie tournante suit la même tendance que le comportement physique observé en soufflerie:

- Faibles oscillations (5° à 10° d'amplitude) autour de 0° lorsque l'axe de rotation de la grue est sous le vent du bâtiment (Bât. -20cm)
- Auto rotations de la partie tournante pour les configurations (Bât. $+20\text{cm}$ $+30\text{cm}$). Nous pouvons remarquer que la vitesse de rotation est plus importante expérimentalement que numériquement. En supposant la simulation numérique du vent « idéale » : identique à la soufflerie, nous pouvons conclure que le frottement numérique est trop fort lorsque la grue est en auto rotation.

Par contre pour les configurations (Bât. 0cm $+10\text{cm}$ $+40\text{cm}$),

- La partie tournante reste quasi immobile pour les configurations (Bât. 0cm $+10\text{cm}$) alors qu'en soufflerie, elle entre en auto rotation. Le couple vent numérique n'est pourtant pas nul. Il fluctue périodiquement autour de 0. La modélisation du frottement est à l'origine de ce phénomène. Nous voyons bien que le frottement n'est pas assez important à faible vitesse et inversement trop fort lorsque la vitesse angulaire augmente : les amplitudes d'oscillation sont bien moins élevées numériquement qu'expérimentalement.
- Pour la configuration (Bât. $+40\text{cm}$) la partie tournante trouve une position d'équilibre entre -120° et -130° alors qu'en soufflerie la partie tournante reste fixe à la position 0° . Durant les 10 premières secondes le couple vent expérimental est quasi nul alors que

numériquement il atteint 0,005 N.m. Même remarque que précédemment : le couple de frottement numérique est trop faible, il permet à la partie tournante de prendre cette position d'équilibre.

- ***Comparaison GENVENT / Soufflerie***

Ce cas d'étude (un bâtiment perpendiculaire au vent) se prête bien à une simulation du vent avec GENVENT à condition que l'axe de rotation de la grue ne soit pas sous le vent du bâtiment. C'est pourquoi, nous présentons uniquement les configurations (Bât. 0cm +10cm +20cm +30cm).

Pour les configurations (Bât. 0cm +10cm +20cm), le comportement numérique de la partie tournante suit la même tendance que le comportement physique observé en soufflerie:

- Auto rotations de la partie tournante pour les configurations (Bât. 0cm +10cm +20cm). Comme précédemment, nous remarquons que la vitesse de rotation est plus importante expérimentalement que numériquement nous pouvons conclure que le frottement numérique est trop fort lorsque la grue est en auto rotation.
- A la différence de la simulation effectuée avec FLUENT, la grue entre en auto rotation pour la configuration (Bât. 0cm). Le frottement étant le même, c'est le couple du vent qui est plus important. La méthode de génération du vent joue donc un rôle important sur le comportement de la partie tournante.

Par contre pour les configurations (Bât. +30cm),

- La grue n'entre pas en auto rotation et reste immobile. Dans ce cas le couple du vent est nul, et ne peut donc pas mouvoir la partie tournante.
- Ici, à la différence de la simulation effectuée avec FLUENT, la grue n'entre pas en auto rotation. Le sillage, l'écoulement de contournement du bâtiment n'est pas pris en compte lors de la simulation.

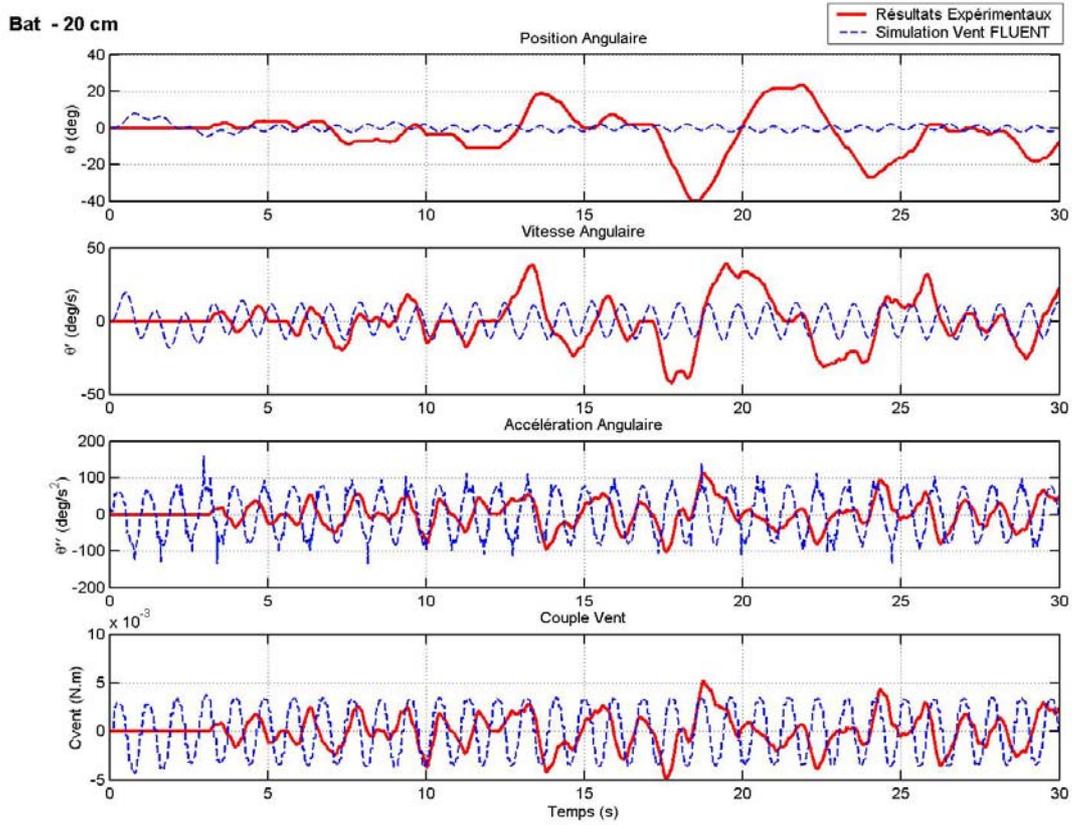
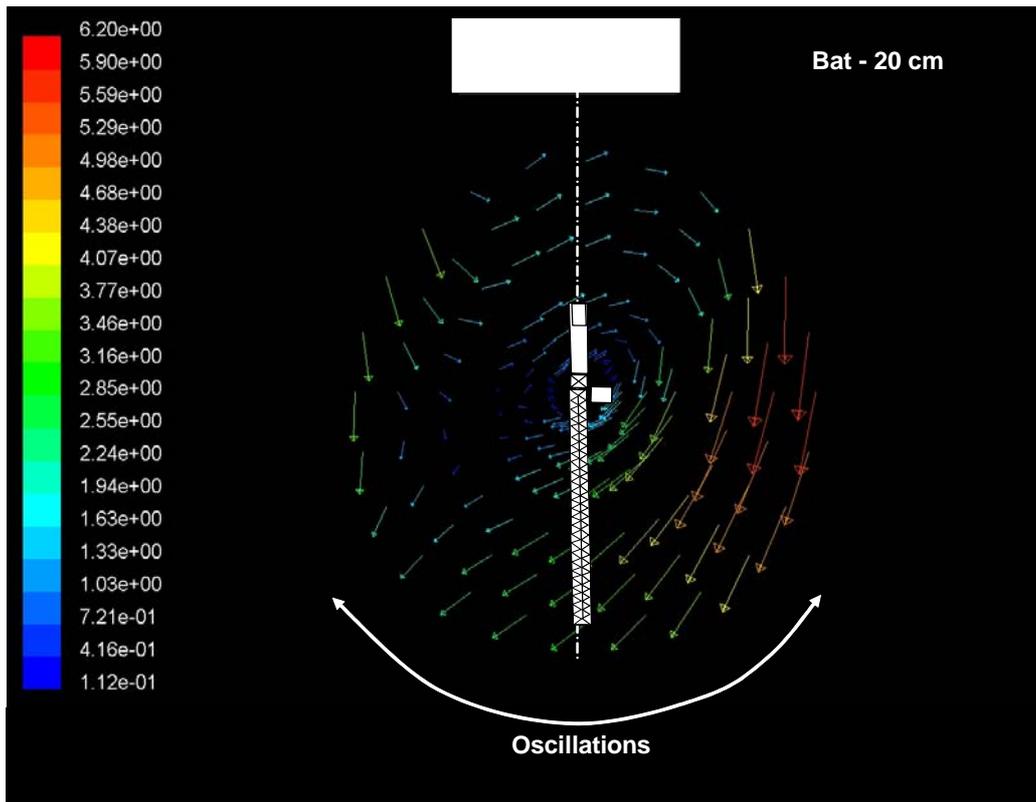


FIG. 5.15 – Bâtiment –20 cm

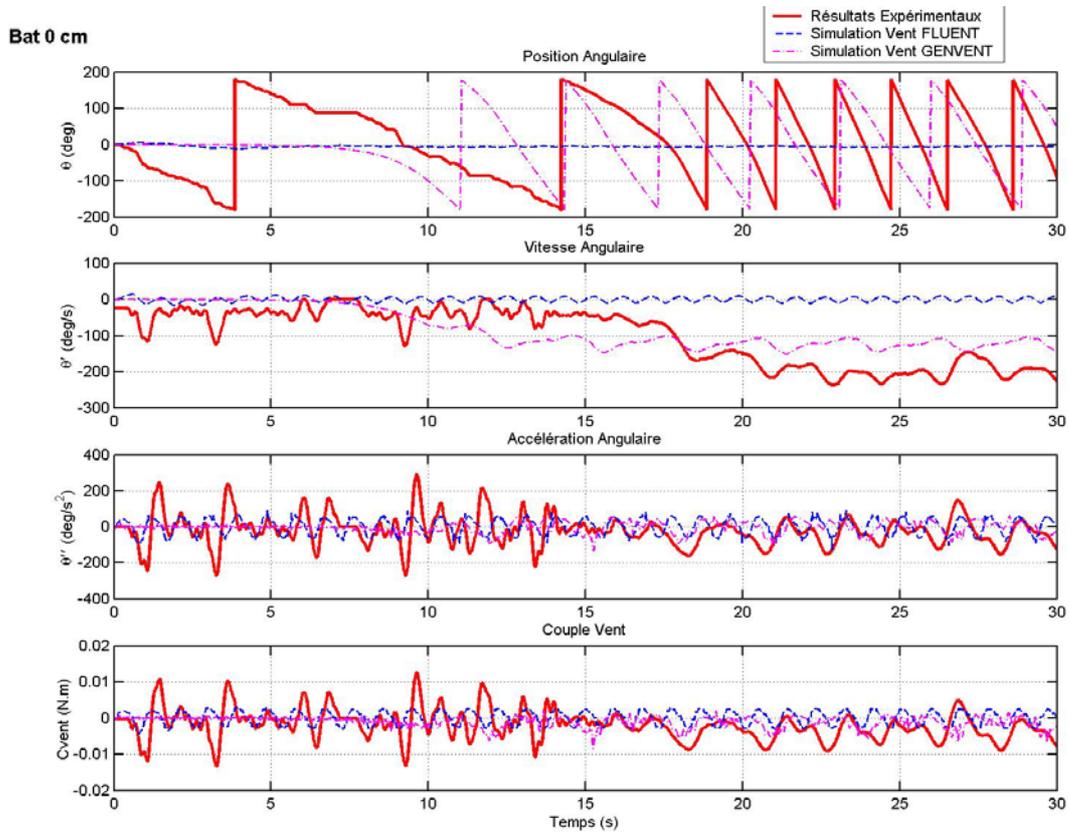
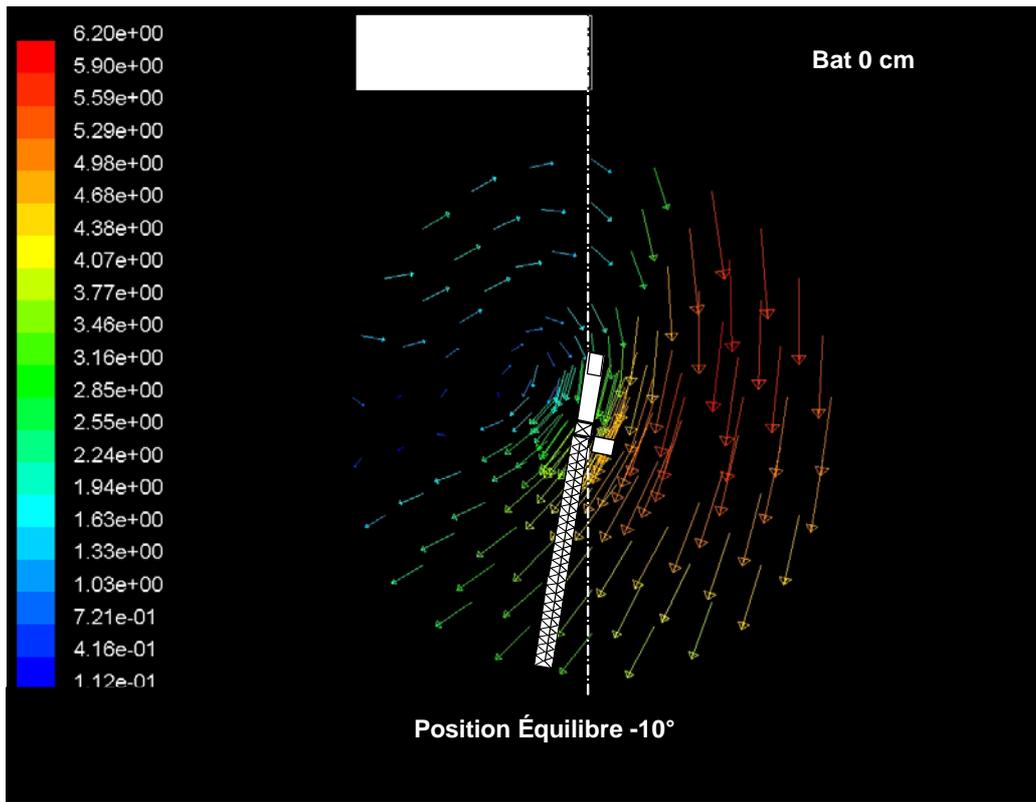


FIG. 5.16– Bâtiment 0 cm

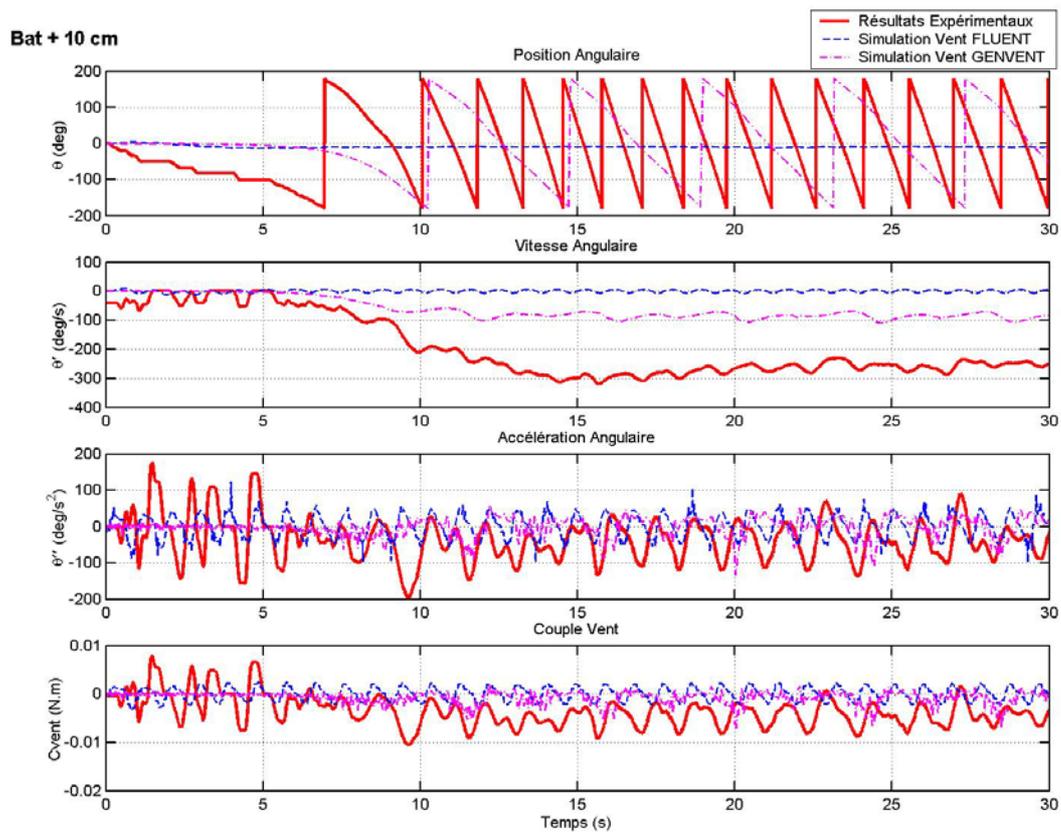
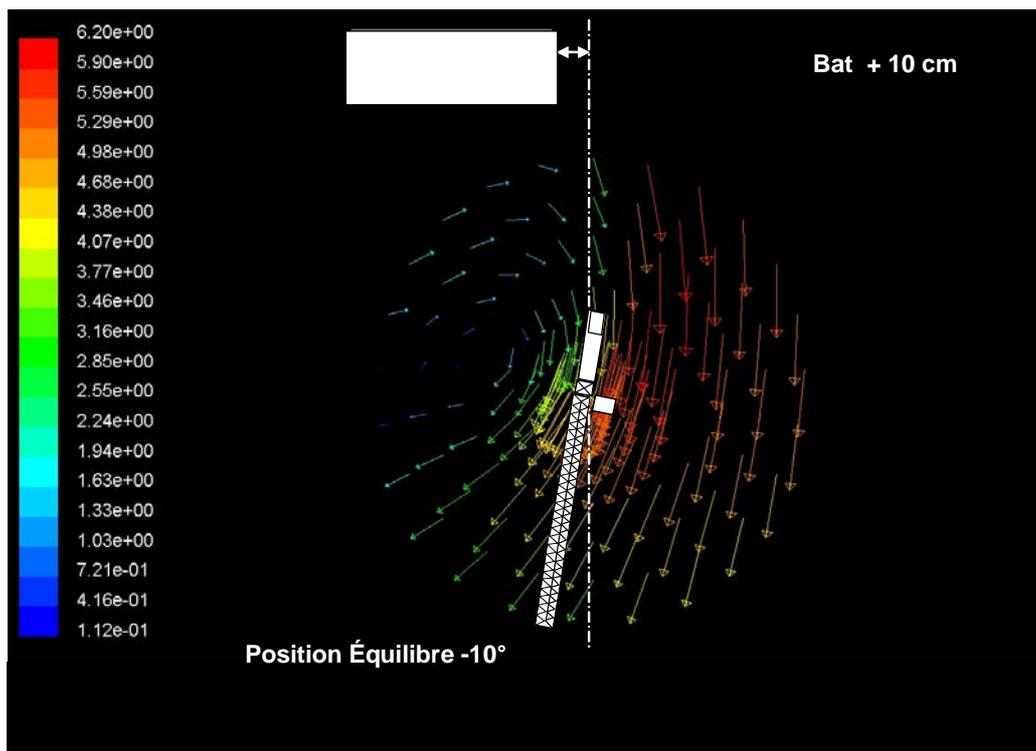


FIG. 5.17 – Bâtiment + 10 cm

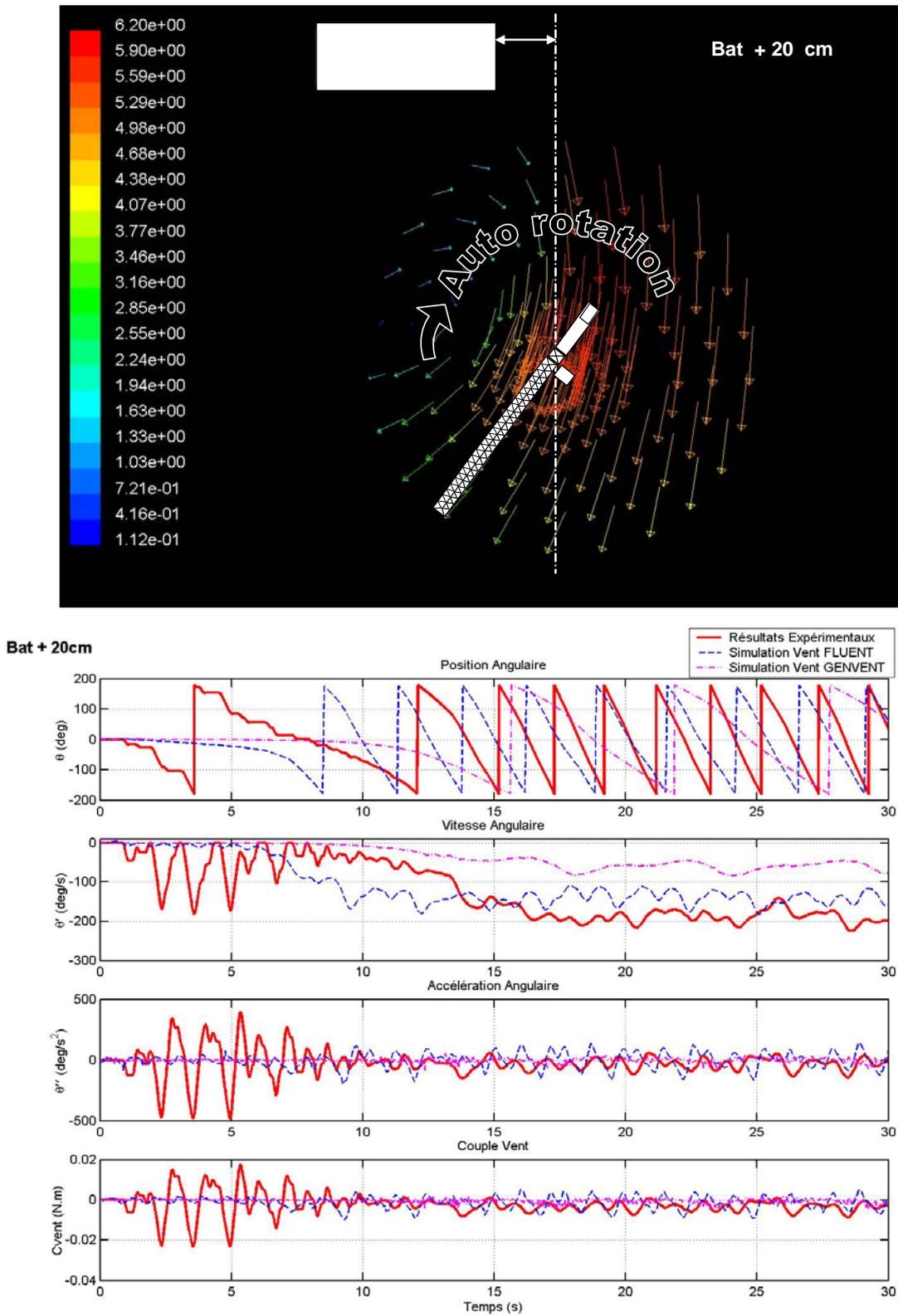


FIG. 5.18 – Bâtiment + 20 cm

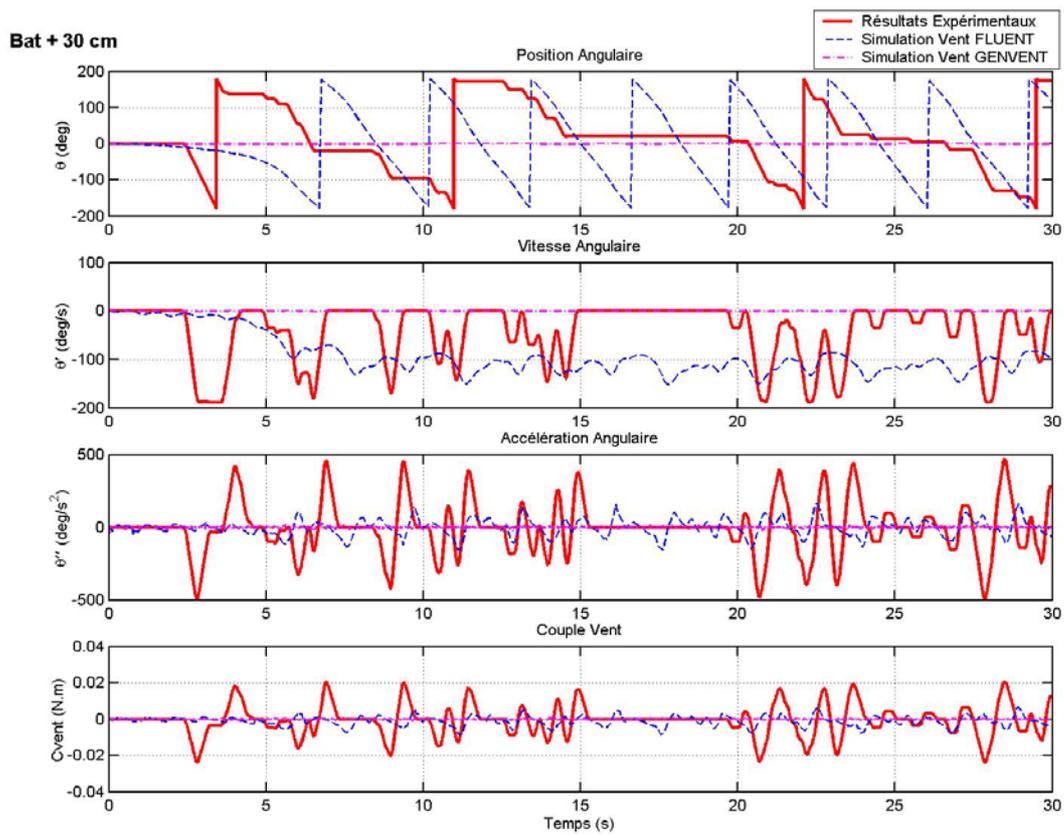
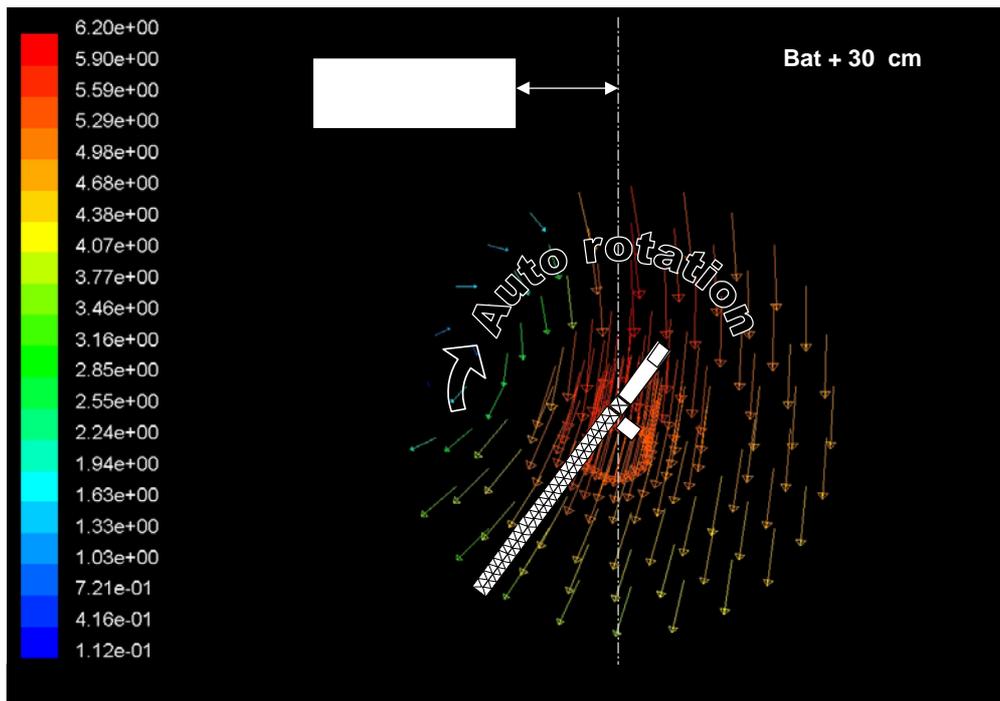


FIG. 5.19 – Bâtiment + 30 cm

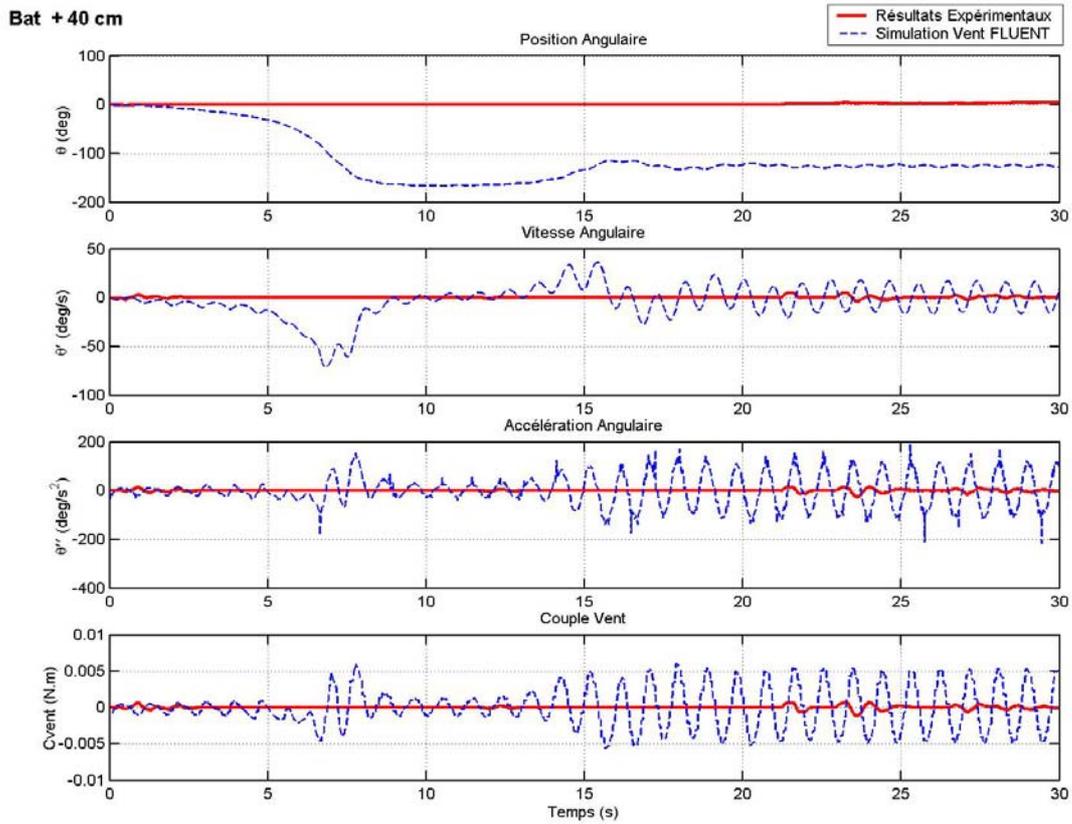
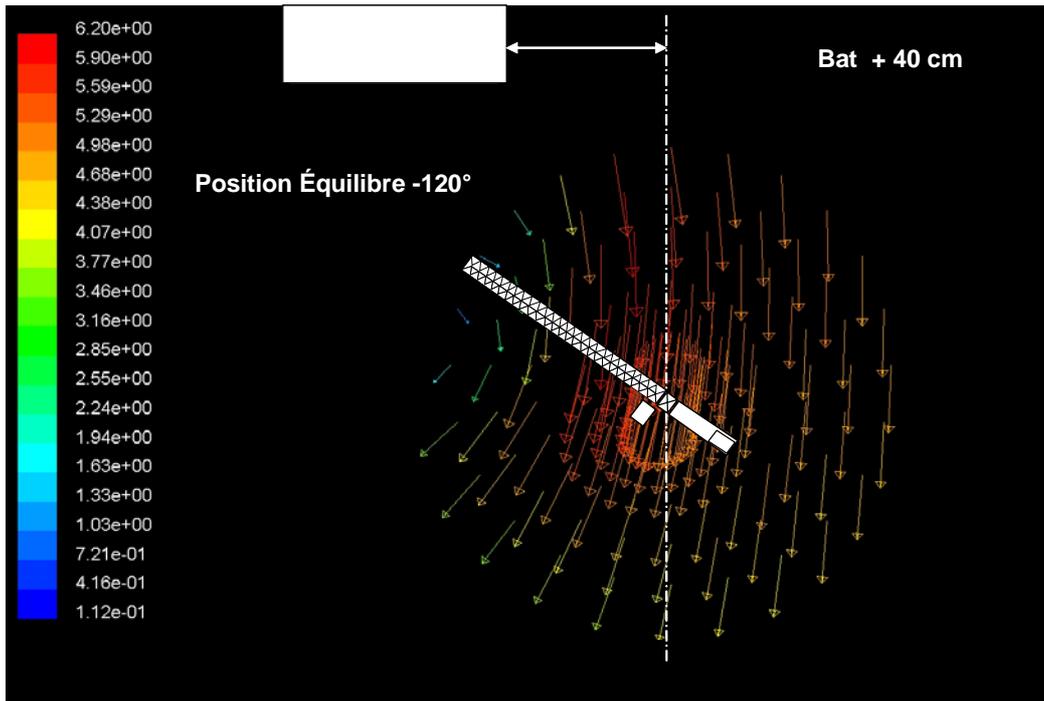


FIG. 5.20 – Bâtiment + 40 cm

6. Conclusion

Un modèle numérique du comportement au vent de la partie tournante a été réalisé sous MATLAB afin de simuler les effets d'un champ de vent quelconque sur une grue à tour. Le champ de vent est une donnée d'entrée du modèle numérique, obtenue à l'aide du module GENVENT de génération de signal statistiquement semblable ou avec un code de calcul commercial type FLUENT.

Les autres données d'entrée du modèle portent sur les caractéristiques aérodynamiques et mécaniques (inertie et coefficient de frottement) de la grue à tour. Les résultats du chapitre II relatifs aux surfaces au vent $S.C_r$ de chaque élément composant la partie tournante d'une grue en fonction de l'angle d'attaque du vent sont nécessaires à la simulation.

Après avoir défini la méthode de calcul du couple vent à chaque instant, la résolution de l'équation de mouvement de la partie tournante a été abordée. L'influence du solveur nécessaire à la résolution de l'équation différentielle a été étudiée, ce qui nous a conduit au choix de ode45 comme solveur.

Des simulations lorsque la grue n'est pas soumise à un effet d'environnement immédiat ont validé notre modèle numérique et ont défini ses limites en terme de modélisation du couple de frottement.

Une exploration paramétrique, portant sur la position de l'axe de rotation de la grue par rapport à un bâtiment a été réalisée. A cet effet, des simulations numériques et expérimentales ont été conduites. Un maillage 2D de la veine d'essai a donc été créé pour nous permettre de simuler sous FLUENT le champ de vent instationnaire auquel est soumis le modèle de grue dynamiquement semblable au 1/80. Une seconde méthode avec GENVENT a été utilisée pour soumettre la partie tournante à un écoulement cisailé.

Les simulations ont permis de mettre en évidence l'importance du frottement et de sa modélisation. Malgré le fait que le frottement soit mal connu en vraie grandeur, nous pensons, que notre modélisation numérique sous-estime le couple de frottement à basse vitesse angulaire

et inversement le sur estime lorsque la vitesse dépasse le seuil d'environ 40 deg/s (pour le modèle au 1/80). Il serait intéressant d'intégrer des méthodes de compensation efficaces reposant sur une modélisation fine du frottement notamment comme le modèle de P.R. DAHL [28]. Hélas, le temps nécessaire à cette investigation n'a pu être dégagé durant ces travaux.

Il est difficile de déterminer quelle méthode de génération de champ de vent est la plus pertinente. En effet, pour conclure sur ce sujet, il faut d'abord améliorer la modélisation du frottement. Mais de notre point de vue, GENVENT ne peut pas reproduire l'écoulement autour d'un ou plusieurs obstacles. La simulation effectuée à l'aide du modèle RKE de FLUENT n'est pas satisfaisante non plus. Le sillage est parfaitement périodique, les bourrasques d'une couche limite atmosphérique ne sont pas simulées. Les codes de calculs de type $k - \varepsilon$ sont conçus pour appréhender les phénomènes aérodynamiques moyens ; les fluctuations liées à la turbulence ne sont pas calculées mais modélisées. Ces codes présentent l'intérêt d'être économique en temps de calcul ; cependant ils manquent cruellement de précision pour prédire les décollements et recollements, du fait d'une surproduction d'énergie cinétique aux points d'impacts [25].

Des simulations de champ de vent produites par une méthode LES (Large Eddy Simulation) avec en entrée de domaine un vent statistiquement semblable généré par GENVENT est une perspective intéressante à approfondir.

Les codes de type LES résolvent directement les équations de Navier-Stokes pour les structures tourbillonnaires de dimensions supérieures à la taille des mailles et modélise la turbulence pour les échelles inférieures avec des modèles de "sous mailles". Ces codes numériques sont très coûteux en temps de calcul mais permettent d'appréhender finement les phénomènes aérodynamiques instationnaires.

Chapitre VI

Effets d'Environnement Immédiat

L'emplacement d'une grue à tour sur un chantier est dicté par les contraintes techniques propres au chantier. Il s'agit d'apporter des éléments pour évaluer si l'environnement du chantier peut créer un ou des effets d'environnement qui, en cas de tempête, risqueraient de nuire à la stabilité de la grue. C'est la principale problématique de ces travaux de thèse : identifier et quantifier chacun des effets aérodynamiques préjudiciables à la sécurité à proximité des grues à tour. Au cours de ces trois années de travaux, nous avons été amené à réaliser un bon nombre d'implantations de grue sur des chantiers de construction en France. C'est au fil des études, que nous avons identifié empiriquement des configurations de bâtiments susceptibles de provoquer un comportement instable de la partie tournante et ainsi d'augmenter le moment de renversement en pied de grue. Nous avons remarqué que plus les dimensions caractéristiques des bâtiments par rapport à la grue sont importantes, plus il y a risque d'effet d'environnement immédiat.

Nous ne présentons pas une étude exhaustive ni paramétrique des effets d'environnement immédiat. Ces travaux feront l'objet d'une étude approfondie à la suite de cette thèse. Mais, par contre nous définissons certains de ces effets et pour illustrer nos propos, présentons deux exemples d'étude paramétrique en fonction de la hauteur du bâtiment par rapport à celle de la grue (résultats expérimentaux obtenus en soufflerie à l'aide du modèle de grue au 1/80).

1. Définition d'un Effet d'Environnement Immédiat

A une échelle locale, les écoulements qui vont s'établir entre les constructions, résultent des interactions complexes entre les vents et les masses bâties. C'est cette modification de l'écoulement, par l'environnement bâti de la grue que l'on nomme effet d'environnement immédiat.

Les effets d'environnement pénalisants sont caractérisés par des accélérations du vent ou des circulations tourbillonnaires, ou bien les deux. Dans le cas des grues à tour, ces modifications de l'écoulement en cas de tempête peuvent augmenter dangereusement le moment de renversement de la grue, jusqu'à altérer la stabilité de celle-ci.

2. Effet de Site et Effet d'Environnement Immédiat

Il ne faut pas confondre effet de site et effet d'environnement. Les questions du type : Est-ce que la grue est à proximité du bord de mer ? Le chantier est-il en zone fortement urbanisée ou non ? Quels sont les vents dominants ? La région est-elle une zone cyclonique ou non ? relèvent des effets de site. Ils englobent les effets dus à :

- la **rugosité** : le chantier se trouve-il sur une zone plane, boisée ou bien urbaine ?
- la **topographie** du site : l'implantation de la grue se fait-elle au sommet d'une colline, ou bien dans une vallée ?

Au contraire, les effets d'environnement sont liés aux bâtiments et autres infrastructures très proches de la grue.

En résumé, les effets de site s'abordent à une échelle géographique plus grande que les effets d'environnement. Et donc, dans une même zone géographique concernée par un effet de site propre, les effets d'environnement peuvent être multiples. C'est pourquoi, nous parlons d'effet d'environnement immédiat.

Quant aux **statistiques météorologiques** de la zone concernée (vent dominant, rose des vents...), elles concernent une échelle plus grande encore dite macroscopique. C'est pourquoi les normes et recommandations (Annexe A) partagent un pays en différentes zones géographiques.

3. Les effets d'environnement immédiats pénalisants pour la stabilité de la grue

Le comportement du vent entre les constructions résulte de l'interaction complexe entre le vent turbulent et les bâtiments construits qui forment des obstacles ou qui guident les flux d'air. D'une façon générale, plus les dimensions des masses construites seront importantes, vis-à-vis de des dimensions de la grue, plus les effets induits seront prépondérants.

Les grues à tour, à proximité de ces constructions vont être plongées dans un écoulement modifié par rapport au vent amont. Les conséquences peuvent être : accélération, tourbillon, écoulement cisailé (zone morte déventée à proximité d'une zone de survitesse). Ces effets d'environnement peuvent augmenter notablement les efforts sur la grue à tour et donc entraîner sa ruine par renversement ou rupture.

Remarque : L'environnement bâti à proximité de la grue peut aussi dans certains cas et suivant la direction du vent protéger la grue du vent. Tout dépend des dimensions de la grue par rapport à l'environnement.

3.1. Effets engendrant une augmentation de la vitesse du vent

Une augmentation de la vitesse du vent sur l'ensemble de la grue ou seulement sur une partie de celle-ci, en particulier sur le haut de la mâture, implique une augmentation du moment de renversement. L'effet induisant des accélérations de l'écoulement est en particulier : **l'effet de Venturi**.

Effet de Venturi : Cet effet est dû à la compression du vent. La zone dans laquelle les survitesses sont les plus importantes se trouve dans le col d'étranglement (figure 6.1).

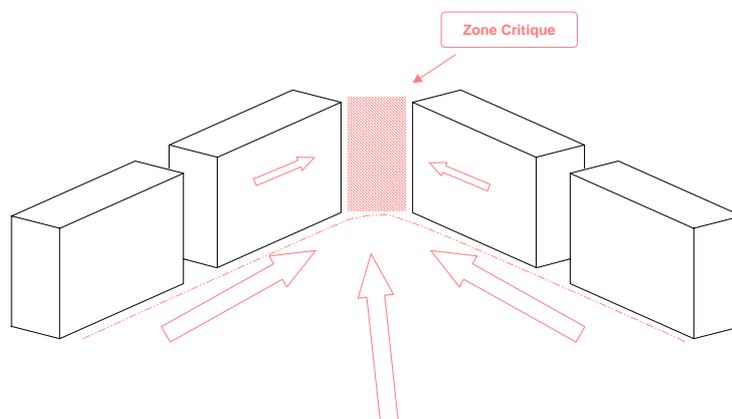


FIG. 6.1 – Schéma d'un effet de Venturi

3.2. Effet d'Environnement engendrant une dissymétrie du champ de vitesse

Une dissymétrie du champ de vitesse apparaît lorsque le disque que décrit la partie tournante (zone de survol) est coupé en deux zones de vitesse de vent très différentes. Par exemple, la contre flèche subit un vent dont la vitesse est deux fois plus élevée que sur la flèche. Un fort différentiel de vitesse provoque des effets dynamiques sur la partie tournante de la grue. Cet effet peut-être à l'origine d'une mauvaise mise en girouette (donc accentuation de la prise au vent) voir une mise en auto-rotation de la partie tournante (donc augmentation du moment de renversement due aux forces d'inertie).

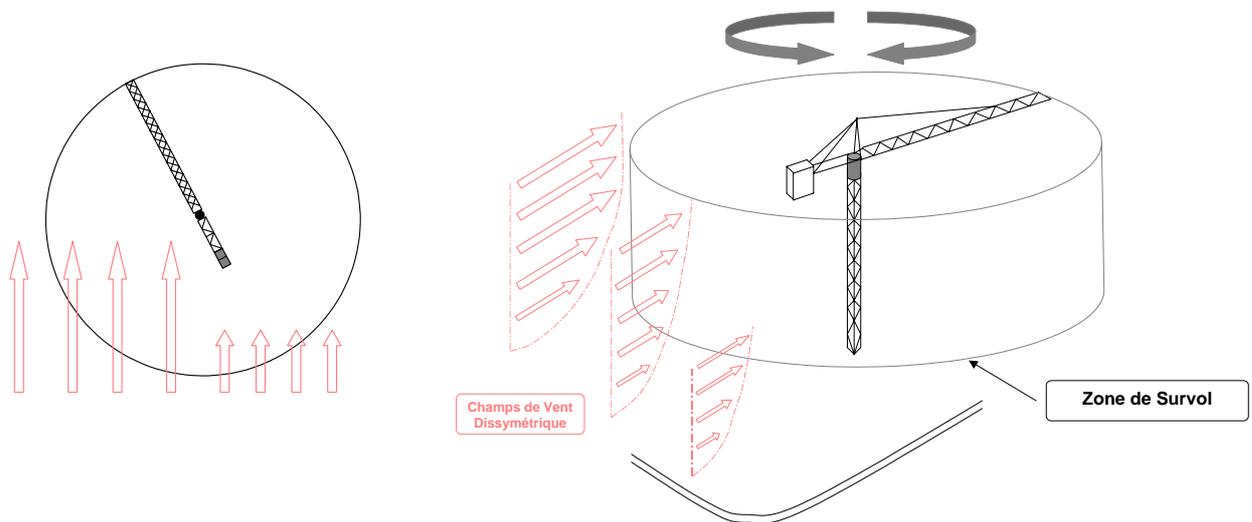


FIG. 6.2 – Schéma d'un champ de vitesse dissymétrique

Effet de Sillage d'une tour : Un immeuble isolé plus haut que la hauteur sous crochet (HSC) de la grue perturbera la mise en girouette si la zone de survol de celle-ci se trouve en partie dans le sillage du bâtiment.

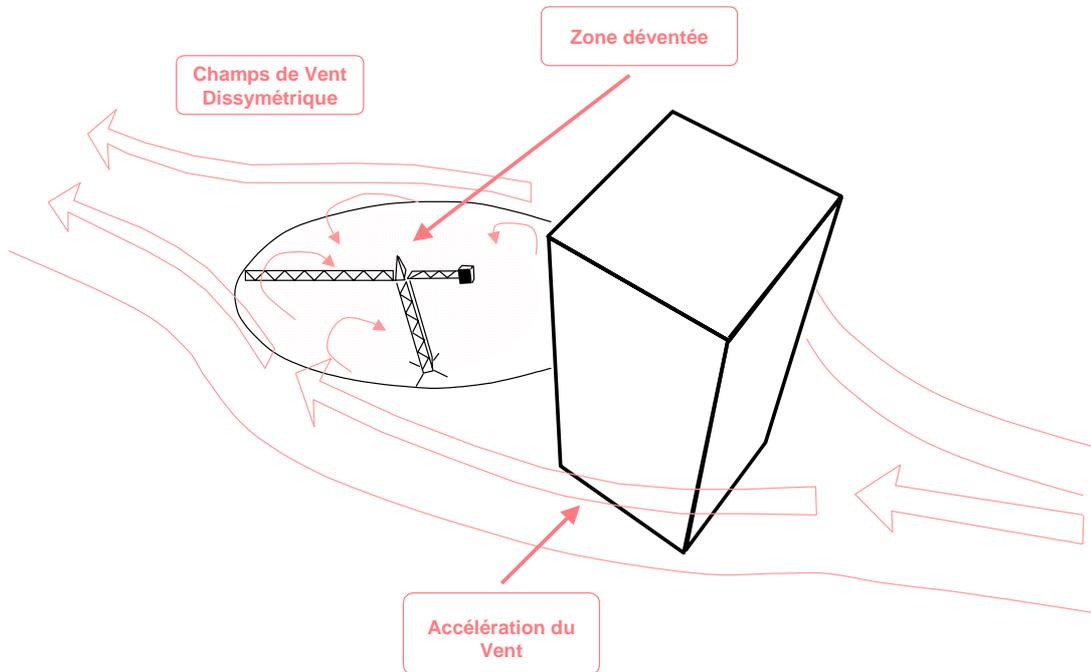


FIG. 6.3 – Schéma d'un effet sillage

Effet de coin d'une barre d'immeubles : Une grue implantée à proximité du coin d'un immeuble avec une hauteur sous crochet (HSC) supérieure de quelques mètres à la hauteur de celui-ci, peut subir un champ de vent dissymétrique.

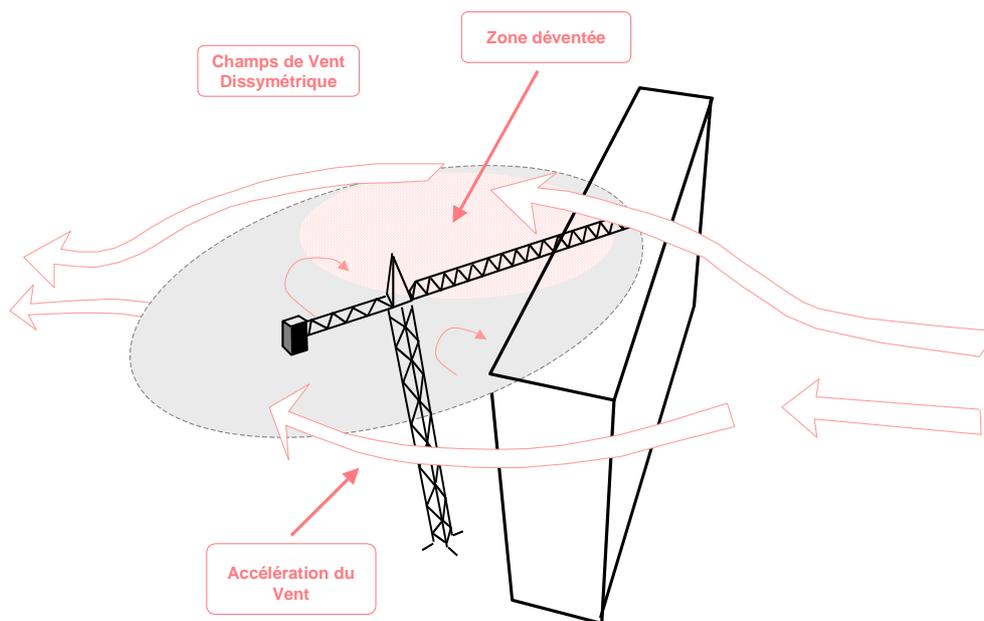


FIG. 6.4 – Schéma d'un effet de Coin

4. Exemples d'études paramétriques en fonction de la hauteur

La dimension et la puissance du tourbillon dans le sillage d'un bâtiment sont fonction de la hauteur et de la largeur de celui-ci. La position relative de la grue par rapport au bâtiment, donc à son sillage, est aussi déterminante, comme nous l'avons vu dans le chapitre V. Comme la position relative, la hauteur sous crochet est un paramètre important. Nous allons illustrer cet impact par deux exemples : un effet de sillage et un effet de coin. La grandeur qui caractérise le mieux l'effet d'environnement est la majoration du moment de renversement au pied de la grue par rapport au cas où la grue est "isolée" (sans aucun bâtiment à proximité). Pour traduire ce phénomène nous introduisons le *Coefficient de Moment* (6.1), qui s'il est supérieur, à 1 signifie que nous sommes face à un effet d'environnement, et s'il est inférieur à 1 signifie, que la grue est protégée.

$$\text{Coefficient de Moment} = \frac{\text{Moment de Renversement AVEC Environnement}}{\text{Moment de Renversement SANS Environnement}} \quad (6.1)$$

Le moment de renversement est la **résultante du moment de renversement total** en pied de grue. Il est dépend du moment de gravité de la grue. Non seulement le « poids » du moment de gravité dans le moment de renversement est importante, mais il est constant quelque soit la vitesse du vent. En conséquence, **le Coefficient de Moment varie en fonction de la vitesse du vent.**

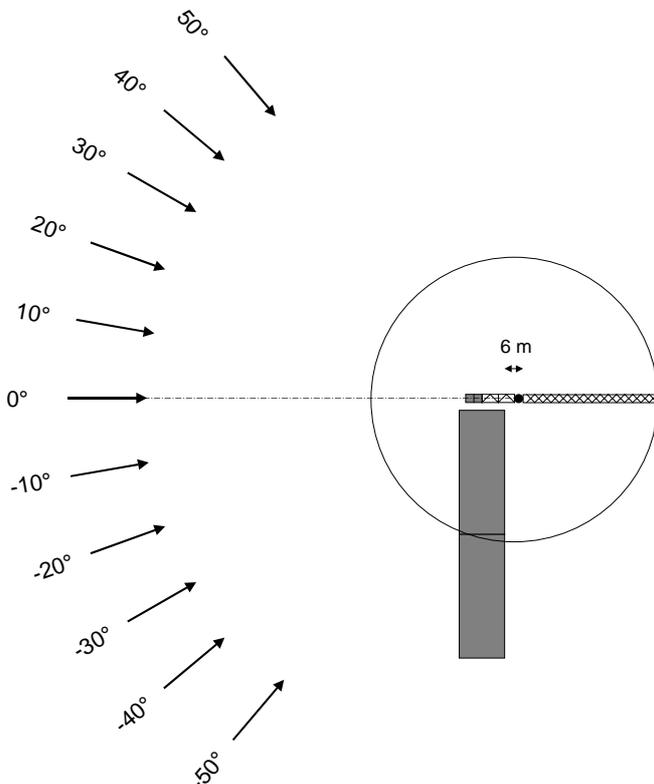
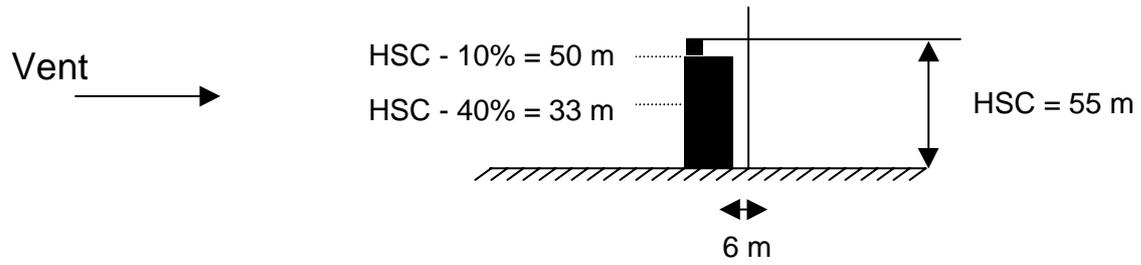
Dans les deux essais, la vitesse moyenne du vent en soufflerie est de 3,1 m/s (100 km/h en VG) à 68 cm du sol (55 m en VG). Les paramètres de l'environnement sont donnés à l'échelle 1 (figures 6.5 et 6.6). La grue a une longueur de flèche de 56 cm (45 m en VG) et une hauteur sous crochet de 68 cm (55 m en VG).

- ***Effet de coin en fonction de la hauteur du bâtiment***

Un exemple d'effet de coin est présenté ci après figure 6.5. L'axe de rotation de la grue est placé à proximité du coin du bâtiment.

Lorsque la hauteur du bâtiment est très proche de la hauteur sous crochet de la grue, de 45 m à 50 m (HSC -10% et HSC -20%), la partie tournante remonte au vent pour le secteur -20° à 20°. C'est un cas très défavorable pour la stabilité de la grue : la partie tournante trouve une position perpendiculaire au vent ce qui provoque une augmentation du coefficient de renversement qui atteint 60%. Par contre lorsque la différence de hauteur est assez importante (supérieure à 30%) ou pour toute autre direction de vent, la grue n'est plus soumise à une majoration du moment de renversement.

Il faut remarquer que l'intensité de l'effet de coin est très liée à la longueur du bâtiment (ici 77 m) et à la longueur de flèche (45 m). Pour une longueur du bâtiment inférieure et une longueur de flèche supérieure, l'effet est moins marqué.



Grue : HSC : 55 m
Flèche : 45 m

Bâtiment :
Hauteur : 50 m (HSC - 10%)
45 m (HSC - 20%)
39 m (HSC - 30%)
33 m (HSC - 40%)
Largeur : 13 m
Longueur : 77 m

Distance du bâtiment / Axe de rotation de la grue
1 m (vertical) et 6 m (horizontal) par rapport au coin

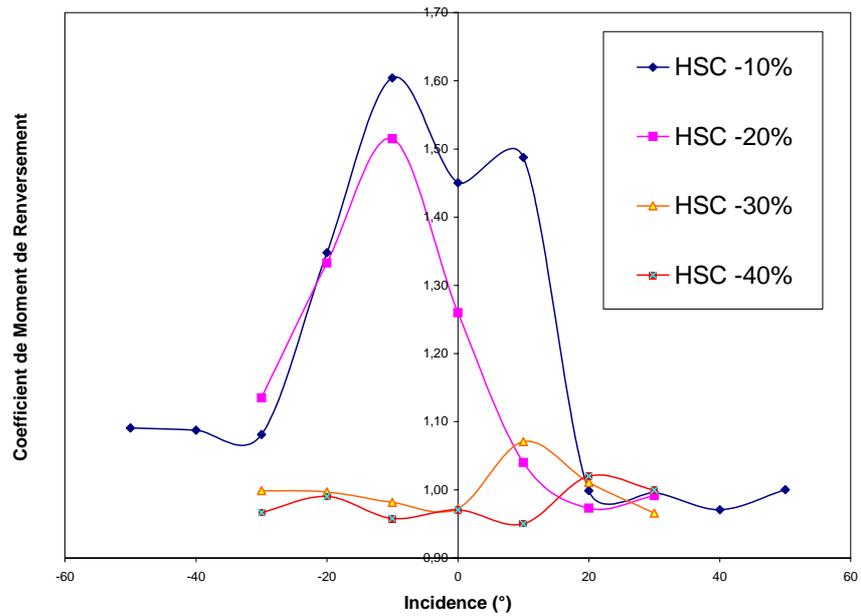


FIG. 6.5 – Effet de Coin en fonction de la hauteur du bâtiment

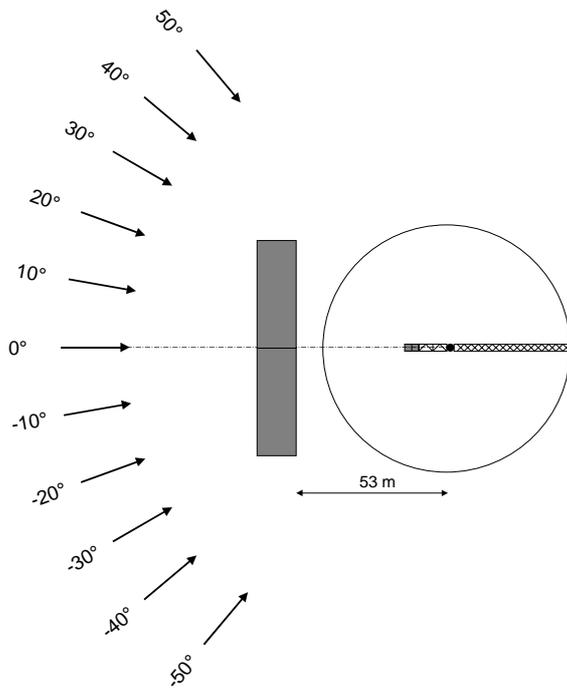
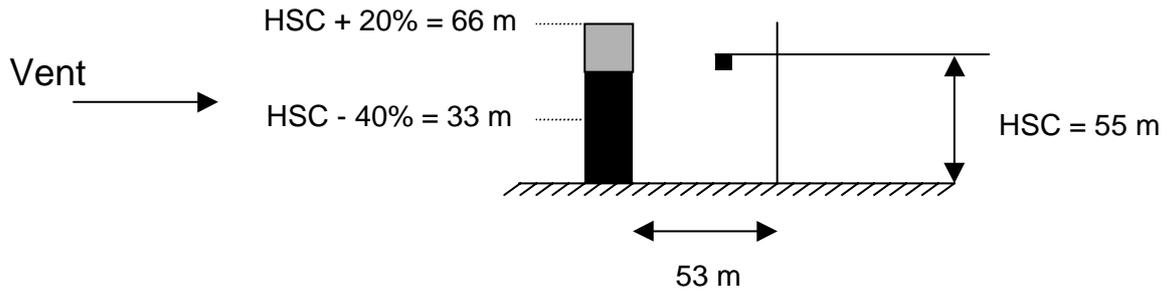
- ***Effet de sillage en fonction de la hauteur du bâtiment***

La hauteur du bâtiment et la direction du vent jouent un rôle déterminant sur le comportement de la partie tournante. Celle-ci entre en auto rotation lorsque le bâtiment est plus haut que la hauteur sous crochet pour des directions de vent bien précises (-50° ; -20° ; 10° ; 20° ; 30° ; 50°). Le maximum de majoration de 200% est observé pour la configuration HSC +20% à la direction de vent 50° . Dans cette configuration, la grue se trouve dans le zone de contournement de l'écoulement et donc à l'interface des zones accélérée et déventée.

La position excentrée de la cabine favorise les auto rotations pour les directions de vent positives et inversement pour les directions négatives.

Lorsque la hauteur sous crochet est supérieure ou égale à la hauteur du bâtiment, nous n'observons pas d'auto rotations, par contre la partie tournante peut être "très" chahutée : sa position oscille autour de la direction moyenne du vent. Ces oscillations entraînent une majoration maximale de 50% pour une hauteur du bâtiment de 55 m (HSC) ou de 50 m (HSC – 10%). Il n'y a plus d'effet d'environnement lorsqu'elle inférieure à 39 m (HSC – 30%).

Dans les chapitres IV et V nous avons, aussi étudié l'effet de sillage, avec la même configuration de grue, mais avec d'autres paramètres (bâtiment deux fois moins long (38 m) ; vitesse de vent supérieure (4 m/s) ; position de l'axe de la grue par rapport au bâtiment différente). Tous ces paramètres contribuent à amplifier ou diminuer l'effet de sillage. Mais il faut remarquer que cet effet est très localisé dans l'espace et diminue très rapidement, plus la distance entre la grue et le bâtiment augmente. Pour donner un ordre de grandeur (pour cette configuration) au-delà de 150 m l'effet est très réduit, c'est pourquoi nous parlons **d'effet d'environnement immédiat**.



Grue :	HSC :	55 m
	Flèche :	45 m
Bâtiment :		
	Hauteur :	66 m (HSC + 20%)
		60 m (HSC + 10%)
		55 m (HSC)
		50 m (HSC - 10%)
		45 m (HSC - 20%)
		39 m (HSC - 30%)
		33 m (HSC - 40%)
	Largeur :	13 m
	Longueur :	77 m
Distance du bâtiment / Axe de rotation de la grue		
centré (vertical) et 53 m (horizontal)		

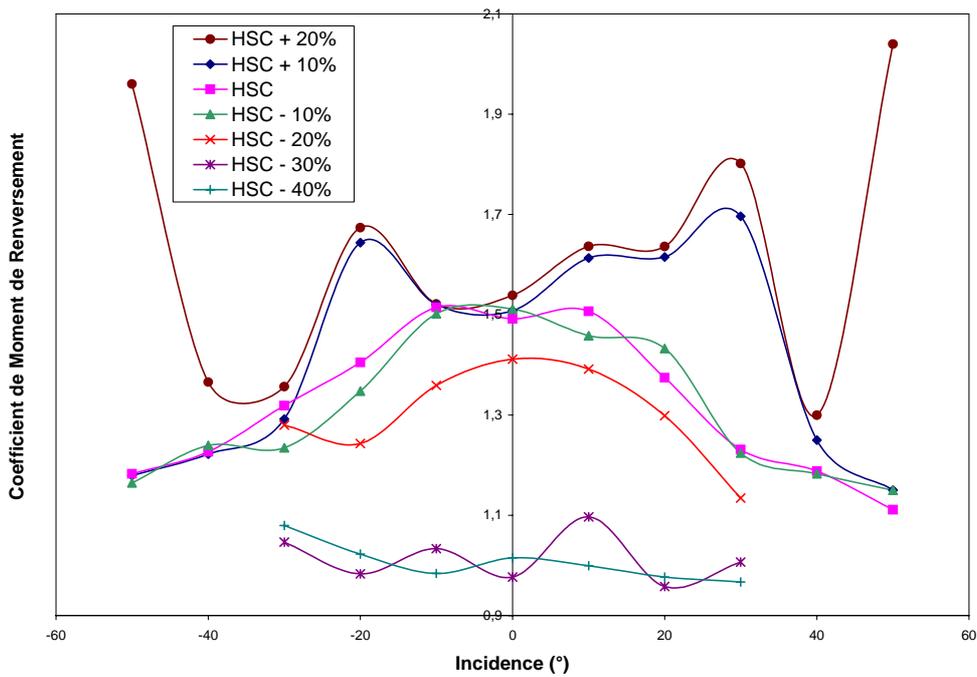
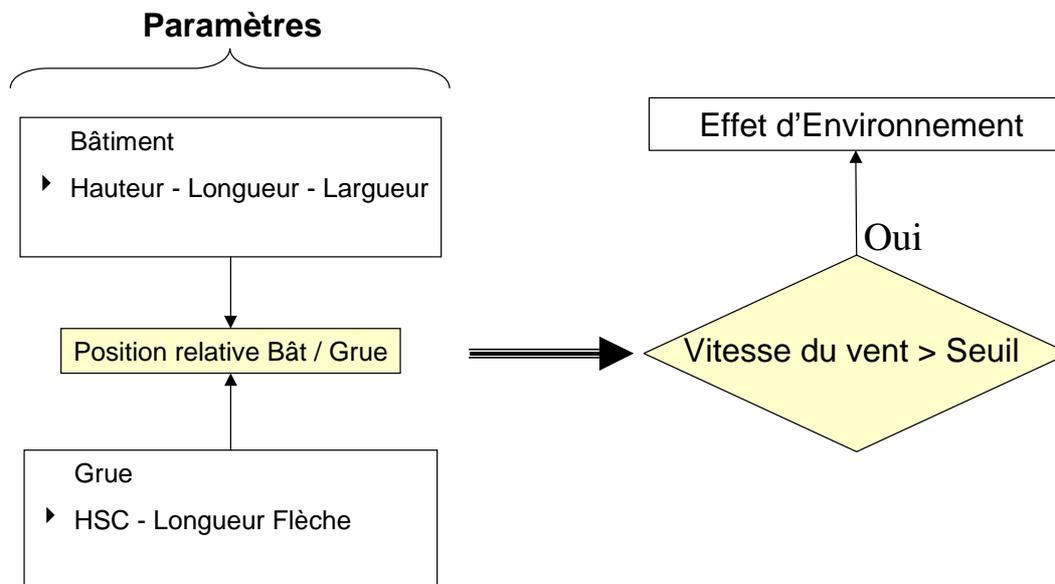


FIG. 6.6 – Effet de Sillage en fonction de la hauteur du bâtiment

5. Conclusion

L'objectif de ce paragraphe est à la fois d'introduire la notion d'effets d'environnement immédiat, de préciser la différence entre effet d'environnement et effet de site et de dissocier les effets pénalisants pour la stabilité de la grue suivant plusieurs groupes : ceux liés à une accélération homogène de la vitesse du vent sur l'ensemble de la grue (Effet Venturi) et ceux liés à une dissymétrie du champ de vitesse au niveau de la partie tournante (Effets de Coin et de Sillage). Dans la réalité les effets peuvent être combinés.

L'impact de l'Effet Venturi sur la grue est inférieur à ceux produits par une dissymétrie du champ de vitesse (Effets de Coin et de Sillage) parce que la grue reste parfaitement dans le lit du vent. La grue conserve sa stratégie de sauvegarde, car le moment de gravité contribue à la stabilité de la grue.



Les résultats présentés sont intimement liés aux dimensions de la grue, de l'environnement, de la position relative entre les deux, et de la vitesse du vent. Malheureusement, nous ne concluons pas sur des règles précises et des recommandations en terme de rapport de dimensions entre grue et environnement. Ces trois années de recherche nous ont permis de mettre en évidence ces effets d'environnement, puis de développer et réaliser un outil expérimental pour les caractériser avec précision. Mais hélas le temps nécessaire à une vaste étude paramétrique n'a pu être trouvé. Néanmoins elle constitue l'objet de recherches qui débiteront fin 2003.

Conclusion Générale

Notre travail a été de réaliser une méthode d'étude des grues à tour en cas de tempête. Le but est de quantifier les charges du vent sur les grues à tour, pour les conditions d'utilisation hors service, lorsque la grue est mise en girouette. C'est un objectif ambitieux, car jusqu'alors le dimensionnement des grues à tour reposait uniquement sur une base normative. Cette approche est très "limitée" : les effets de site (rugosité, topographie, zone géographique) sont très bien pris en considération, mais actuellement, en 2003 aucune norme ne tient compte des effets d'environnement immédiat sur le comportement de la partie tournante. Hors ces effets sont liés à la modification du champ de vent par l'environnement bâti proche de la grue. Dans certaines configurations très spécifiques de bâtiments, pour certaines dimensions de grue et pour des directions de vent très particulières, la partie tournante peut adopter un comportement dynamique dangereux pour la stabilité de la grue à tour, c'est à dire "remonter au vent" ou même entrer en auto rotation.

L'intérêt de ces travaux est d'avoir développé un outil expérimental novateur pour comprendre et caractériser le comportement des grues au vent. Cet outil est un modèle de grue à tour dynamiquement semblable réalisé à l'échelle du 1/80 avec son instrumentation spécifique. Il est parfaitement adapté pour une identification fine des effets d'environnement immédiat en soufflerie. Il est donc indispensable au développement de solutions aérodynamiques visant à améliorer la mise en girouette et à valider un modèle de simulation numérique du comportement au vent de la partie tournante d'une grue à tour.

Pour cela, nous avons d'abord réalisé une étude préliminaire concernant la caractérisation du vent, l'aérodynamisme d'une grue à tour et la mise en équation du renversement. C'était l'objet des trois premiers chapitres.

En premier lieu, nous avons, à travers une étude bibliographique, caractérisé le vent dans la couche limite atmosphérique. La modélisation de la vitesse moyenne (loi en puissance ou logarithmique) et la notion de turbulence, ont été abordées afin de définir la vitesse et la pression dynamique de pointe. Ce premier chapitre permet de définir les grandeurs du vent à reproduire en soufflerie ou numériquement.

Le second chapitre est consacré à l'aérodynamisme d'une grue à tour. Il regroupe les surfaces au vent S.Cr (contre-flèche, flèche et mâture) en fonction de l'angle d'attaque du vent. Par la suite ces données sont nécessaires au dimensionnement du modèle de grue au 1/80 et servent comme données d'entrée au modèle numérique.

Lors de la mise en équation du renversement d'une grue à tour, nous avons considéré la grue comme un système à deux degrés de liberté. Ainsi, nous avons pu décomposer le moment de renversement au pied de la grue en moment d'inertie, moment centrifuge, moment de gravité et moment dû au vent. De plus, nous avons décrit une méthode qui prend en compte la durée des rafales de vent pour le dimensionnement des grues. Le calcul de la stabilité n'est plus effectué avec des grandeurs de pointe mais avec une vitesse de vent équivalente qui tient compte des dimensions et masses de la grue par rapport aux caractéristiques du vent. Le calcul est plus proche de la réalité et n'introduit pas de coefficient de sécurité "caché" sur la stabilité.

Suite à ces trois chapitres préliminaires, nous avons abordé l'approche expérimentale. Elle est fondée sur la théorie de l'analyse dimensionnelle et des lois de similitude afin de pouvoir extrapoler les résultats obtenus en soufflerie à une grue en vraie grandeur. Celles-ci traduisent les analogies d'ordre géométrique, cinématique et dynamique entre prototype et modèle. Nous avons donc vérifié que le modèle de grue au 1/80 remplissait bien les conditions en terme de répartition des masses, d'inertie, de frottement à la couronne et de surface au vent.

Les grandeurs à mesurer afin de suivre temporellement le comportement dynamique de la partie tournante sont le moment de renversement au pied de la grue et la position angulaire. A cet effet, nous avons développé une instrumentation spécifique intégrée dans la mâture : une balance dynamométrique capable de mesurer les faibles efforts instantanés ; et un codeur angulaire non intrusif qui ne rajoute pas de frottement.

Pour conclure l'approche expérimentale, deux types de configurations : avec et sans environnement sont testés en soufflerie afin de vérifier le comportement du modèle physique et

de justifier le protocole d'essais. Le temps de mise en girouette est très proche de nos estimations ; les moments centrifuge et d'inertie, sont négligeables face à ceux dus à la gravité.

Malheureusement nous n'avons pas de résultat en vraie grandeur pour effectuer une comparaison stricte entre le modèle au 1/80 et le prototype échelle 1. Toutefois, en nous appuyant sur l'ensemble des vérifications dimensionnelles précédentes, et des résultats de ces deux essais, nous pouvons conclure que notre modèle de grue dynamiquement semblable est un outil efficace pour étudier le comportement des grues au vent.

Ensuite nous avons présenté un modèle numérique à même de reproduire le comportement de la partie tournante d'une grue à tour dans un champ de vent défini comme donnée d'entrée. Celui-ci repose sur la résolution temporelle de l'équation de mouvement de la partie tournante.

La partie mathématique du modèle et son implémentation informatique ont été validées par l'utilisation de tests numériques, et par comparaison avec des résultats obtenus en soufflerie lorsque la grue n'est pas soumise à un effet d'environnement immédiat.

Une fois le modèle validé, nous l'avons testé dans le cas d'un effet de sillage. Ces tests se présentent sous la forme d'une exploration paramétrique, portant sur la position de l'axe de rotation de la grue par rapport à un bâtiment.

A cet effet, des simulations numériques et expérimentales ont été conduites. Un maillage 2D de la veine d'essai a donc été créé pour nous permettre de simuler sous FLUENT le sillage instationnaire auquel est soumis le modèle de grue dynamiquement semblable au 1/80. Une seconde méthode avec GENVENT a été utilisée pour soumettre la partie tournante à un vent à la fois statistiquement semblable et dissymétrique.

La simulation reproduit le comportement "général" au vent de la partie tournante. Nous avons toutefois noté une sous-estimation du frottement à faible vitesse angulaire et inversement une surestimation lorsque le régime d'auto rotation de la partie tournante est établi.

Concernant la sensibilité du comportement de la partie tournante à la simulation du champ de vent, notre modélisation du frottement nous empêche de donner des conclusions définitives. Néanmoins, nos observations nous amènent à penser que le modèle RKE de FLUENT permet une simulation instationnaire, mais surestime la taille du sillage autour du bâtiment et ne reproduit pas réellement les caractéristiques du vent en terme de turbulence (intensité, échelle ...). Quant à la simulation du vent avec GENVENT elle ne reproduit pas la structure réelle du sillage.

Les nombreuses études d'implantations de grue réalisées durant la durée de cette thèse ont permis d'identifier deux catégories d'effets d'environnement immédiat pénalisant la stabilité de la grue.

- **Effet Venturi** : la vitesse du vent est majorée sur l'ensemble de la grue, mais la partie tournante reste parfaitement dans le lit du vent.
- **Effet de Sillage** et **Effet de Coin** : la zone de survol de la grue est dans un écoulement cisailé engendrant des effets dynamiques de la partie tournante (oscillations ou remontée au vent ou bien même auto rotation).

Les effets de sillage et de coin sont illustrés par deux études. Dans ces exemples précis, il apparaît que l'intensité de l'effet et le comportement de la partie tournante sont directement liés aux dimensions du bâtiment.

En conclusions de ce travail, nous pouvons dire que les simulations qui ont été menées ont permis d'avoir accès à des grandeurs (moment de renversement, moment du vent ...) qui sont inaccessibles d'ordinaire. Ces techniques de simulation du comportement des grues au vent représentent un outil de prédiction lors de leurs implantations sur les chantiers ou bien lors de leur conception. Le modèle de grue dynamiquement semblable est aussi très utile pour toutes les phases de développement de solutions visant l'amélioration de la mise en girouette.

Perspectives

Nous avons abordé le problème suivant deux approches complémentaires, mais nous n'avons jamais pu comparé nos résultats avec la réalité, c'est à dire avec une grue en vraie grandeur soumise à un effet d'environnement immédiat. Des grues instrumentées d'un anémomètre et d'un codeur de position angulaire sur des chantiers susceptibles d'être soumis à un effet d'environnement peuvent nous apporter des éléments de validation et de recalage. Des tentatives ont déjà été entreprises mais le vent trop faible durant les essais n'a pas donné de mesures exploitables.

La minimisation du coefficient de frottement dynamique de notre modèle de grue au 1/80 a été une de nos principales préoccupations. Des progrès en ce sens sont toujours possibles.

D'un point de vue pratique, la réalisation d'un modèle de grue dynamiquement semblable à une échelle plus petite que le 1/80 peut aussi être très utile pour étudier des environnements plus larges en soufflerie.

Au niveau de la métrologie, il serait souhaitable d'apporter une amélioration du montage électronique du codeur angulaire afin de le rendre plus opérationnel. C'est à dire détecter le sens de rotation avec une technique de fronts montants et descendants.

L'amélioration de l'outil numérique passe par l'amélioration du champ de vent en entrée et une connaissance et une modélisation du couple de frottement plus réaliste. Il serait intéressant d'utiliser une méthode de compensation efficace reposant sur une modélisation fine du frottement, qui unifie la description des comportements de type Coulomb et des phénomènes constatés lors des transitions : effet Dahl (comportement élastique pendant les changements de signe de la vitesse), et asymptotique (lorsque la vitesse tend vers l'infini)

Pour améliorer la simulation du vent, nous pensons que, le couplage des modèles LES de FLUENT avec en entrée du domaine de simulation un vent statistiquement semblable produit par GENVENT est une perspective prometteuse.

CONCLUSION GENERALE & PERSPECTIVES

De plus, il est également utile de rajouter un module pour calculer le moment de renversement au pied de la grue.

Cette thèse a permis de développer un outil capable de détecter et de quantifier tous les effets d'environnement immédiats auxquels peut être sensible une grue à tour. La perspective la plus évidente est donc de l'utiliser à travers une large étude systématique de façon à réaliser un guide pour les utilisateurs. L'exploration paramétrique permettra de trouver des rapports critiques de dimensions entre la grue et son environnement.

Bibliographie

- [1] Potain - *Potain la traversée d'un siècle*, Edition : HP 6/99
- [2] Vreugdenhll J. (1995) - *Out-of-service Wind-Loading of cranes gusts*. Bulk Solids Handling/Volume15/No.1/January-March 1995
- [3] CSTB (1995) - "*H4 Le vent*", *Traité de Physique du Bâtiment*, tome 1: Connaissances de base, CSTB
- [4] Cremona C., Foucriat J.C., Bietry J., Grillaud G.- *Comportement au vent des ponts*, Presse de l'Ecole National des Ponts et Chaussées, 2002
- [5] Simiu E., Scanlan R.H. - *Trussed frameworks and plate girders*. Wind Effects On Structures : fundamentals and applications - 3rd ed. – 1996 – ch. 12
- [6] Eden J.F., Butler A.J. and Patient J. (1985) - *A new approach to the calculation of wind forces on latticed structures*. Building Research Institut The Structural Engineer/ Volume 63 A/No. 6/June 1985
- [7] Flachsbart O. (1935) - *Modellversuche uber die Belastung von Gitterfachwerken durch Windkrafte*. 2 Teil : Raumllich Gitterfachwerke. – Der Stahlbau, H. 8, 9 i10 1935
- [8] DIN 1055 (1986) - *Charge théoriques des bâtiments. Surcharges de vent des ouvrages non vibratiles*. Partie 4
- [9] Voisin D. (2002) - *Etude Normative des charges du vent sur les structures treillis*, CSTB
- [10] ASCE 7-95 – *Minimum design loads for buildings and other structures*. Standard Revision of ANSI/ASCE 7-95
- [11] NF E 52-081 – *Grues à tour. Règles de calcul (Tower Cranes- Calculating rules)* - AFNOR (PARIS LA DEFENSE), Octobre 1975 (2 eme Tirage 75-03)
- [12] FEM 1.001 – *Règles pour le calcul des appareils de levages. Cahier 2* - Fédération Européennes de la Manutention (3^{eme} édition révisée 1998.10.01)
- [13] FEM 1.004 – *Recommandation pour le calcul des sollicitations dues au vent sur les charpentes des appareils de levage*. Fédération Européennes de la Manutention Section 1 (2^{ème} édition 04/2000)
- [14] EUROCODE 1 – *Basis of Design and actions on structures – Part 2-4 : Actions on structures – Wind Actions*. ENV 1991-2-4 : 1995 E

BIBLIOGRAPHIE

- [15] ESDU 75001– *Characteristics of atmospheric turbulence near the ground, Part 3 : variations in space and time for strong winds (neutral atmosphere)*. Engineering Sciences Data (1975)
- [16] ESDU 80025 – *Mean fluid forces, pressures and flow field velocities for circular cylindrical structures : single cylinder with two-dimensional flow*. Engineering Sciences Data (October 1980)
- [17] ESDU 82007 – *Lattice structures : Mean fluid forces on members of various cross sections*. Engineering Sciences Data (April 1982)
- [18] ESDU (1988) - *Lattice structures Part 1 : mean fluid forces on single and multiple plane frames*. Engineering Sciences Data Unit - Wind Engineering Sub-Series, Data Item 81027, London, 1988.
- [19] ESDU (1988) - *Lattice structures Part 2 : mean fluid forces on tower-like space frames*. Engineering Sciences Data Unit - Wind Engineering Sub-Series, Data Item 81028, London, 1988.
- [20] Agati P., Bremont Y., Delville G. - *Mécanique du solide : Applications Industrielles*. Dunod, Paris, 1986
- [21] Eden J.F., the late Iny A. and Butler A.J. (1981) *Cranes in storm winds*. Eng. Struct., 1981, Vol. 3, july
- [22] Sédov L. - *Similitude et dimensions en mécanique*. Edition Mir, Moscou, 1972
- [23] Fay James A., Sonwalkar N. - *A fluid mechanics hypercourse*. Massachusetts Institute of Technology 1991
<http://www.mas.ncl.ac.uk/~sbrooks/book/nish.mit.edu/2006/Textbook/Nodes/chap10/node1.html>
- [24] Comolet R. - *Mécanique expérimentale des fluides – Tome II, Dynamique des fluides réels, turbomachines*. Ed. Masson.
- [25] De la Foye A. (2001) – *Calcul de la réponse dynamique des structures élancées à la turbulence du vent*. Thèse de Doctorat – Université de Nantes – Ecoles Centrales
- [26] Shinozuka M. (1971) – *Simulation of multivariate and multidimensional random processes*. Journal of the Acoustical Society of America, Vol. 49, No. 1, Part. 2, pp. 357-367
- [27] Jin S., Lutes L.D. et Sarkani S. (1997) – *Efficient simulation of Multidimensional Random Fields*. Journal of Engineering Mechanics, ASCE, Vol.123, No.10, pp. 1082-1089
- [28] Bliman, P.-A. (1990) – *Etude mathématique d'un modèle de frottement sec : le modèle de P.R. Dahl*, Thèse de math. et auto. – Université Paris 9 - 1990.
- [29] EUROCODE 3 – *Calcul des structures en acier – partie 3-1 : Tours, mâts et cheminées – Pylônes et mâts haubanés*. ENV 1993-3-1 : 1997

BIBLIOGRAPHIE

- [30] prEN 130001-2 – *Appareil de levages à charges suspendue – Conception générale – Partie 2 : Effets de charge*
- [31] ISO 4302 – *Grues – Charges du vent (Cranes- Wind load assessment)*. 1^{ère} édition 1981-05-15 Réf. ISO 4302-1981 (F)
- [32] ISO 12485 – *Grues à tour – Exigences relatives à la stabilité*. 1^{ère} édition 1998-11-01 Réf. ISO 12485:1998(F)
- [33] JAPAN CRANE ASSOCIATION – *Japanese legislation for cranes & mobiles cranes*. Ministry of Labour Notification No. 134 on decembre 26, 1996
- [34] ESDU 81027 – *Lattice structures. Part 1 : Mean fluid forces on single and multiple plane frames*. Engineering Sciences Data (October 1981)
- [35] ESDU 81028 – *Lattice structures. Part 2 : Mean fluid forces on tower-like space frames*. Engineering Sciences Data (November 1981)
- [36] Watremetz M., Pluviose M. (1990) - *Action of the wind on cranes. Summary of C.E.T.I.M. research*. Rapport d'Etude C.E.T.I.M. N° 106490 Code 3 Date Oct. 90

Complement:

Davenport A.G. (1961), *The application of statistical concepts to the wind loading of structures*, Proc. Inst. Civil Eng. 19 (1961) 449–471.

Davenport A.G. (1963), *The relationship of wind structures to wind loading*, in: *Wind Effects on Buildings and Structures*, Proceedings of the Conference held at the National Physical Laboratory, Symposium No. 16, Teddington, Middlesex, 1963, pp. 54–102.

Eden J.F., Butler A.J. and Patient J. (1983), *Wind tunnel tests on model crane structures*. Eng. Struct., 1983, Vol. 5, October Building Research Establishment, Garston, Watford WD2 7JR, UK

Fetizon F., Jouannet J.C., Watremetz M. (1979) *Tower crane in turbulent wind*. Practical experiences with flow induced vibrations Symposium, Karlsruhe 3-6/september 1979

Fetizon F. (1980), *Action du vent sur les structures Métalliques. Application aux Grues à Tour*. Thèse 3^{ème} cycle, Mécanique des Fluides, soutenue en 1980, Poitiers.

Watremetz M., Jouannet JC (1980), *Etude expérimentale du comportement d'une grue à tour dans le vent turbulent*. Rapport d'Etude C.E.T.I.M. N° 15 K 071 Date Oct. 80

Hertig J.-A. (2003) *Some indirect scientific paternity of Alan G. Davenport*, Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, Available online 23 October 2003

BIBLIOGRAPHIE

Scruton C. (1981) *An introduction to wind effects on structures* – Engineering design guide; 40

Simiu, E and Scanlan, R.H. (1978) *Wind effects on structures; an introduction to wind engineering*. Wiley Interscience Publication, John Wiley & Sons, New-York.

Shampine L. F. and Reichelt M. W. (1997), *The MATLAB ODE Suite*, SIAM Journal on Scientific Computing, 18-1, 1997

Annexe A

Présentation des Normes et Recommandations

1. L'EUROCODE

En 1975, la Commission des Communautés Européennes (CCE), lance un programme d'action visant à éliminer les obstacles techniques du commerce et à harmoniser les spécifications techniques. La disparité des règles de conception et de calcul apparaissait en effet comme un obstacle au libre accès des entreprises aux marchés des autres Etats-membres. L'établissement au niveau européen de règles communes de conception et de calcul des constructions dites Eurocodes, a ainsi été engagé, sous l'égide de la CCE.

"Suivant les règles du Comité Européen de Normalisation (CEN), l'adoption d'une norme européenne (EN) engage les instituts nationaux de normalisation (en France : l'AFNOR) à transcrire intégralement cette norme en norme nationale, et à retirer toute norme nationale divergente. L'adoption comme pré-norme ENV engage seulement les instituts nationaux à la publier, mais n'oblige pas à retirer les normes nationales divergentes. En France, la publication des Eurocodes est faite comme norme française expérimentale, incorporant un Document d'Application Nationale (DAN) pour apporter un certain nombre d'adaptations, en tenant notamment compte des normes en vigueur pour les produits concernés (en attendant leur harmonisation au plan européen)." (La Revue de l'Achat Public – Recommandation n° T1-95)

- *Eurocodes Structuraux*

L'Eurocode sera la futur norme européenne. Mais comme l'Europe, les Eurocodes structuraux sont encore actuellement en chantier. Cela peut expliquer que, les actions du vent sur les

structures treillis ne soient pas encore regroupées dans un seul et unique Eurocode, mais abordées par l'Eurocode 1 [14] et l'Eurocode 3 [29]:

- dans la Partie 2.4 (ENV 1991-2-4) "*Actions sur les structures, actions du vent*" de l'Eurocode 1 "*Bases de calcul et actions sur les structures*".
- dans la Partie 3.1 (ENV 1993-3-1 :1997) "*Tours, mâts et cheminées – Pylônes et mâts haubanés*" de l'Eurocode 3 "*Calcul des structures en acier*".

Cela ne serait pas problématique si, les méthodes de détermination des coefficients de traînée suivant l'Eurocode 1 et 3, étaient identiques.

Théoriquement, les actions du vent sur les structures, sont traitées dans l'Eurocode 1, mais si l'on considère la mâture d'une grue comme un pylône en treillis, il faut se référer à la Partie 3.1 de l'Eurocode 3 qui traite dans une annexe des actions du vent sur les pylônes en treillis et les mâts haubanés. Cette annexe a été élaborée pour compléter les dispositions de l'Eurocode 1 (ENV 1991-2-4). Son contenu est destiné à être transféré dans l'Eurocode 1 ultérieurement.

- *prEN 13001-2*

Le cas des grues n'est pas traité dans l'Eurocode structural. Cette thématique est abordée par : *prEN 13001-2 "Appareils de levage à charge suspendue – Conception Générale – Partie 2 : Effets de charges"* [30]. Cet autre projet de norme européenne se veut spécifique aux appareils de levage. Nous verrons qu'il reprend à la fois la FEM 1004 et l'Eurocode 1.

2. ISO

L'organisation internationale de normalisation (ISO) est une fédération mondiale d'organismes nationaux de normalisation de quelques 140 pays, à raison d'un organisme par pays.

L'ISO est une organisation non gouvernementale, créée en 1947. Elle a pour mission de favoriser le développement de la normalisation et des activités connexes dans le monde, en vue de faciliter entre les nations les échanges de biens et de services et de développer la coopération dans les domaines intellectuels, scientifiques, techniques et économiques.

En 1978, les travaux de l'ISO sur les grues et le vent, aboutissent à la norme internationale ISO 4302 "Grues – Charges du vent" [34].

Les pays suivant l'ont approuvée :

Afrique du Sud	Japon	Suède
Autriche	Mexique	Suisse
Belgique	Norvège	Tchécoslovaquie
Espagne	Nouvelle-Zélande	URSS
Finlande	Pays-Bas	USA
Inde	Pologne	Yougoslavie
Irlande	Roumanie	
Israël	Royaume-Uni	

Notons que **l'Allemagne et la France l'ont désapprouvée** pour des raisons techniques.

En ce qui concerne la stabilité des grues à tour il faut se référer à l'ISO 12485:1998 "Grues à tour – Exigences relatives à la stabilité" [32]

2. FEM

La Fédération Européenne de la Manutention (FEM) a publié des recommandations spécifiquement consacrées au calcul des sollicitations dues au vent sur charpentes des appareils de levages. Nous étudierons :

- La FEM 1001 "Règles de calcul des appareils de levage" édition 1987 qui traite des sollicitations dues au effets climatiques [12].
- La FEM 1004 "Recommandation pour le calcul des sollicitations dues au vent sur les charpentes des appareils de levage" édition 2000 [13].

Au niveau des actions du vent, cette dernière recommandation de la FEM, remplace celle de la FEM 1001. Elle a été enrichie par une étude du Centre Technique des Industries Mécaniques (CETIM) et des apports issus de la DIN 1055.

3. DIN

Le Deutsches Institut für Normung (DIN) à l'origine une association fondée en 1917, représente les intérêts allemands en matière de normalisation depuis 1975.

La norme DIN 1055 P.4 "Charges théoriques dans le bâtiment ; surcharges mobiles, surcharges du vent" [8] est relative aux actions du vent. Elle est le fruit d'un long travail ayant commencé en Bavière par la parution de l'édition de Juin 1938. La DIN 1055-4 étudié dans ce rapport est la dernière version qui date d'août 1986, mais une nouvelle version est actuellement en cours d'élaboration (Le Draft DIN 1055-4 "Action on structures - Part 4: Wind loads" est sortie en mars 2001).

Les coefficients aérodynamiques de la DIN 1055-4 pour les treillis spatiaux sont notamment fondés sur les travaux de R. FRANKE "Coefficients de résistance des poutres à âme pleine et des treillis". Nous verrons que plusieurs normes et recommandations reprennent et adaptent ces coefficients.

4. NF

En France, la norme française NF E 52-081 "Grues à Tour – Règles de Calcul" (1975) [11] traite des actions du vent sur les grues de chantier et s'intéresse à la stabilité des grues hors service.

5. ASCE

Fondée en 1852, l'American Society of Civil Engineers (ASCE), est la plus vieille association d'ingénieurs aux Etats-Unis.

La norme ASCE 7-98 "Minimum Design Loads for Buildings and other Structures" [10] est étudiée dans ce rapport car c'est elle qui traite des actions du vent sur les grues aux Etats-Unis.

6. Norme Japonaise

Au Japon, c'est le Ministère du Travail, par l'intermédiaire de la Japan Crane Association qui publie la "Japanese legislation for Cranes & Mobile Cranes" [33]. La dernière parution date de décembre 1996.

7. ESDU

En 1940 the Royal Aeronautical Society (RAeS) prend conscience du cruel besoin de ressources en ingénierie pour l'expansion de l'industrie aéronautique. L'Engineering Sciences Data Unit

(ESDU) était née. Depuis l'ESDU a produit un grand nombre de recueils de calcul dont certains couvrent le domaine du "Wind Engineering".

Les règles de calcul qui nous intéressent sont celles relatives aux coefficients aérodynamiques des structures élancées :

- ESDU 80025 "Mean forces, pressures and flow field velocities for circular cylindrical structures : single cylinder with two-dimensional flow" [16]
- ESDU 81027 "Lattice structures. Part 1 : mean fluid forces on single and multiple plane frames" [34]
- ESDU 81028 "Lattice structures. Part 1 : mean fluid forces on tower-like space frames" [35]

Nous verrons que ces trois recueils de calcul proposent des méthodes très détaillées pour évaluer la traînée d'une structure treillis plane ou de section rectangulaire ou triangulaire.

8. AUTRES NORMES

La liste des normes et recommandations étudiées dans ce rapport, est non exhaustive. Il faut noter l'existence des règles Neige et Vent (NV65), de la norme britannique (BS 2573), des recommandations de la Construction Métallique (CECM), de la norme belge (NBN E 52-006), de la norme espagnol (UNE 58-113-85), de la norme italienne (UNI 7670), de la norme des Pays Bas (NEN 2022) et de la norme suédoise (SS 764 30 03). Un répertoire des normes et règles de calcul pour la conception des grues à tour par rapport aux charges de vent a été conçu par M. WATREMETZ et M. PLUVIOSE [36].

Annexe B

Méthode d'Estimation des Coefficients de Forme d'une Structure Treillis selon ESDU

1. Coefficient de forme de référence & Nombre de Reynolds Effectif

Le **coefficient de traînée de référence** $C_{f,0}$ (ou C_{D0} pour l'ESDU) a été établi de façon empirique dans des conditions d'écoulement particulières. Ainsi, pour utiliser les abaques normatifs l'ingénieur doit recalculer son calcul entre les conditions pour lesquels le coefficient de traînée de référence doit être utilisé et les conditions réelles du problème étudié.

L'écoulement autour de forme cylindrique dépend principalement du comportement et de la nature de la couche limite qui se développe à sa surface.

La turbulence et la rugosité font varier la valeur du nombre de Reynolds critique. Pour cette raison, l'ESDU introduit le nombre de Reynolds effectif. Celui-ci permet de mieux caractériser le régime d'écoulement dans lequel se trouve la structure.

En effet, le **nombre de Reynolds effectif** $Re_e (= \lambda_T \lambda_R Re)$ est une modification du nombre de Reynolds incorporant le facteur λ_T , qui dépend des caractéristiques de turbulence du fluide, et de λ_R qui dépend de la rugosité de la surface.

- *Le facteur de rugosité λ_R*

L'augmentation de la rugosité de la surface a l'effet d'une décroissance de la valeur du nombre de Reynolds avec laquelle s'amorce une chute rapide du coefficient de traînée C_{D0} (figure B.1) Le paramètre λ_R caractérise cet effet. Il peut être défini comme le ratio du nombre de Reynolds Re_1 donné par un cylindre lisse pour une valeur spécifique de C_{D0} sur le nombre de Reynolds

Re_2 donné par un cylindre rugueux pour la même valeur spécifique de C_{D0} . En pratique, il dépend du ratio ϵ/D (la hauteur effective des rugosités sur le diamètre du cylindre)

Il est important de rappeler que la détérioration de la surface avec le temps a pour conséquence d'augmenter la rugosité. Il est donc conseillé de ne pas négliger cet aspect dans le choix de ϵ

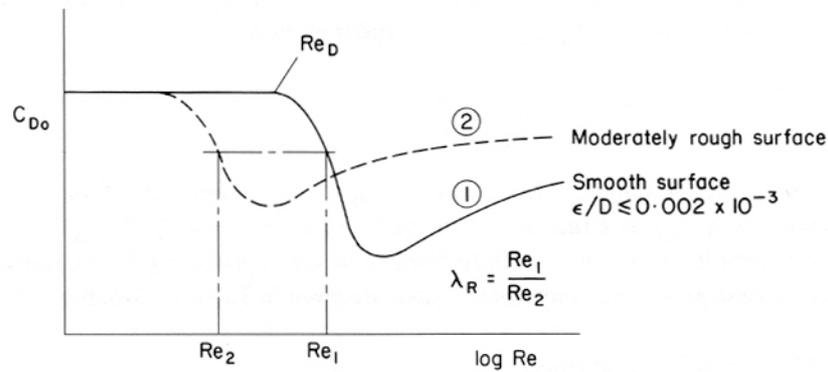


FIG. B.1 – Effet de la rugosité sur le coefficient de traînée

- Le facteur de turbulence λ_T

La turbulence de l'écoulement amont modifie également les régimes de la couche limite et la distribution de pression autour de l'obstacle. Le paramètre λ_T caractérise cet effet. Pour des Reynolds compris entre 10^4 et 3.10^6 , l'intensité turbulente a pour effet de diminuer le coefficient de traînée en régime subcritique et inversement de l'augmenter en régime supercritique (cf. figure B.2 écoulement lisse courbe 1 – écoulement turbulent courbe 2).

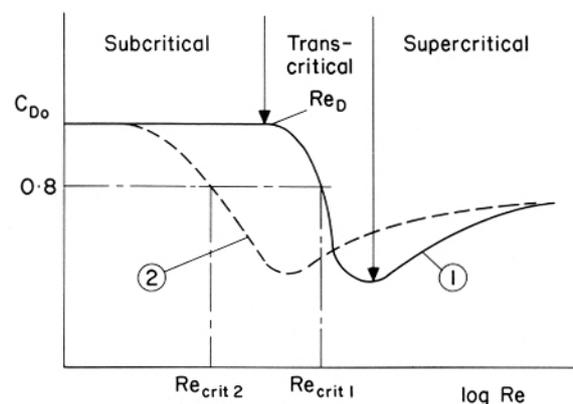


FIG. B.2– Effet de la turbulence sur le coefficient de traînée

2. Le C_f selon l'ESDU 81028

L'ESDU classe les structures treillis spatiales suivant leurs formes géométriques globales (structures triangulaires ou bien rectangulaires), et suivant la géométrie des membrures (rectangulaires ou bien circulaires). Les méthodes de calcul pour chacun de ces deux cas sont détaillées tableau B.1 et tableau B.2.

Les **treillis avec des membrures non circulaires** ont un coefficient de traînée de référence C_{D0} dépendant de l'opacité suivant une fonction polynomiale d'ordre 4 (cf. figure B.3a et B.3b)

Pour les **treillis constitués de membrures circulaires**, l'ESDU 81028, s'appuie sur l'ESDU 80025 relatif aux efforts induits par un écoulement sur une géométrie cylindrique. Cette dernière fait la constatation suivante :

La structure de l'écoulement autour d'un cylindre et le coefficient de traînée résultant sont principalement déterminés par la position du point de décollement à partir duquel la couche limite se décolle de la surface du cylindre pour former la zone de sillage. L'emplacement de ce point de décollement dépend du nombre de Reynolds, des caractéristiques de turbulence de l'écoulement, et de la rugosité de la surface du cylindre. Les effets de compressibilité du fluide sont négligés (nombre de Mach pris inférieur à 0,25). En pratique, le coefficient de traînée d'un cylindre à deux dimensions peut être corrélé avec les conditions du fluide et la rugosité surface

$$C_{DI} = f[Re_e, \varepsilon / D]$$

C_{DI} étant le coefficient de traînée de référence d'une **structure treillis plane**, ESDU utilise f_S comme fonction de passage au coefficient de traînée de référence C_{D0} d'une **structure treillis spatiale**. Ainsi, le coefficient f_S prend en compte l'effet des interférences des membrures en amont de l'écoulement sur celles en aval.

Deux corrections supplémentaires, dues au rapport des diamètres (membrures diagonales / membrures principales) et à l'opacité sont effectuées par les coefficients f_D et f_ϕ pour pondérer le coefficient de référence C_{D0}

Pour **les structures treillis dites mixtes** (composées de membrures circulaires et rectangulaires) l'ESDU 81028 propose une pondération de chaque coefficient de traînée en fonction de leur surface respective.

Enfin en dernier lieu, le vent incident est pris en compte par le **facteur d'incidence** f_α . Ainsi le calcul du coefficient de traînée se fait simplement $C_D = C_{D_0} \times f_\alpha$.

Remarque : Notre étude ne s'intéresse pas à la portance des treillis, mais nous remarquons tout de même que l'ESDU néglige celle-ci ($C_L \approx 0$) pour les treillis entièrement construit avec des membrures circulaires.

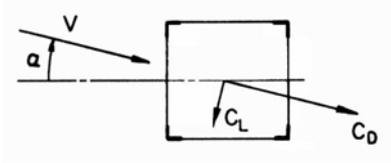
Remarque : La traînée induite par les plaques de liaisons : les goussets, peut être rajoutée de la façon suivante :

$$\Delta C_{xg} = 1,2 A_g / A_S \text{ pour } R_{\text{effectif}} \leq 4.10^5$$

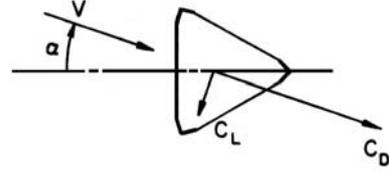
$$\Delta C_{xg} = 2,4 A_g / A_S \text{ pour } R_{\text{effectif}} > 4.10^5$$

Avec A_g l'aire des goussets et A_S l'aire de surface pleine (sans les goussets)

TREILLIS AVEC MEMBRURES EN CORNIERES ET CARRÉS



$$C_D = C_{D_0} \times f_\alpha$$



$$C_D = C_{D_0} \times f_\alpha$$

Coefficient de Traînée de Référence C_{D0}

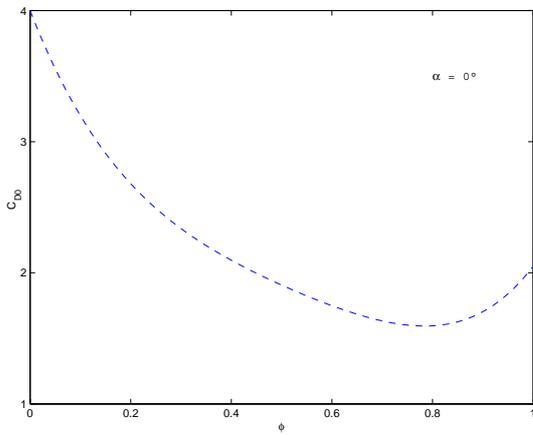


FIG. B.3.a – C_{D0} pour structure rectangulaire
(ESDU 81028 fig. 2a)

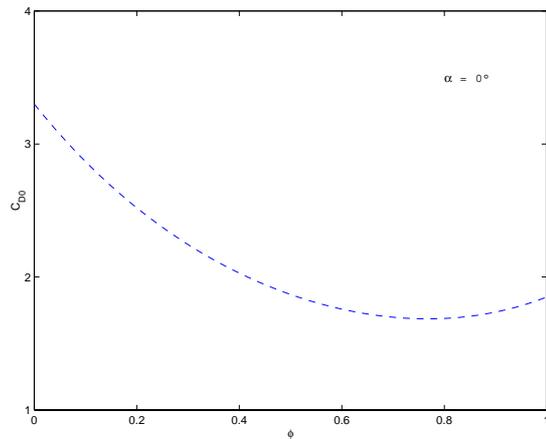


FIG. B.3.b - C_{D0} pour structure triangulaire
(ESDU 81028 fig. 1a)

Facteur d'Incidence f_α

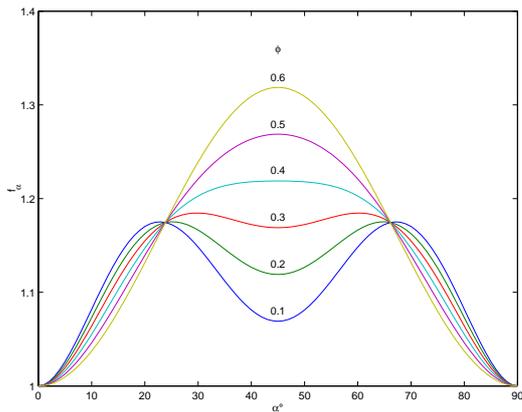


FIG. B.4.a – f_α pour structure rectangulaire
(ESDU 81028 fig. 2b)

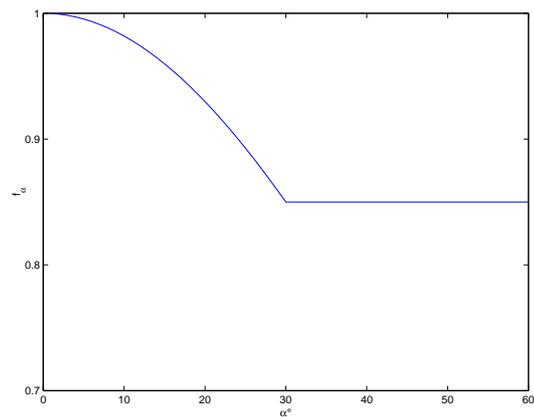
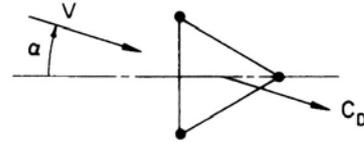
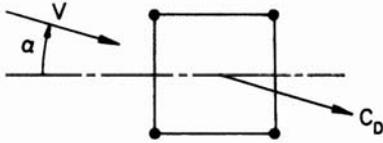


FIG. B.4.b – f_α pour structure triangulaire
(ESDU 81028 fig. 1b)

**TAB B.1 – Coefficients aérodynamiques applicables aux structures treillis spatiales membrures
NON CIRCULAIRES**

TREILLIS AVEC MEMBRURES CIRCULAIRES



REYNOLDS EFFECTIF $Re_e = \lambda_T \lambda_R Re$

Reynolds	$Re = \frac{VD_c}{\nu}$	D_c	Diamètre des membrures principales
Facteur de Rugosité	$\lambda_R = f \left[\frac{\varepsilon}{D_c} \right]$	(Fig. 3.8)	
		ε / D_c	Calcul du ratio de rugosité (Tab. 3.8)
Facteur de Turbulence	$\lambda_T \approx 1$	Si $Re_c > 2.10^6$	
	$\frac{\lambda_T - 1}{\lambda_{Tcrit} - 1} = f \left[\frac{Re}{Re_{crit}} \right]$		(Fig. 3.10)
		$\lambda_{Tcrit} = f \left[I_u \left(\frac{D_c}{rL_u} \right)^{0.2} \right]$	Facteur de Turbulence Critique (Fig. 3.9)
		$Re_{crit} = \frac{4,5.10^5}{\lambda_{Tcrit} \lambda_R}$	Reynolds Critique

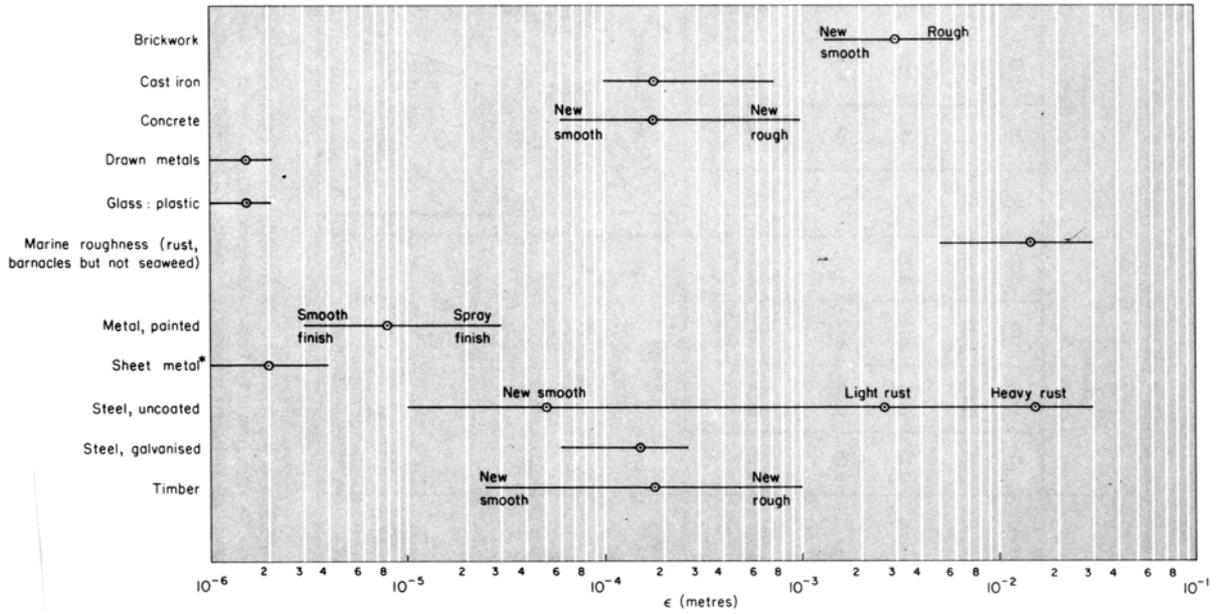
COEFFICIENT DE TRAINEE DE REFERENCE

<u>Écoulements Subcritiques</u>			
$10^4 \leq Re_{ec} \leq 4 \times 10^5$	$C_{D_0} = f[\phi]$		(Fig. 3.11a & 3.11b)
		ϕ	Opacité
<u>Écoulements Supercritiques et Critiques</u>			
$Re_{ec} > 4 \times 10^5$	$C_{D_0} = C'_{Dl} \times f_\phi \times f_D \times f_S$		
	$C'_{Dl} = f \left[Re_e ; \frac{\varepsilon}{D_c} \right]$		Coefficient de traînée pour treillis plans section circulaire (Fig. 3.12)
	$f_\phi = f[\phi]$		Correction dû à l'opacité (Fig. 3.13)
	$f_D = f \left[\frac{D_b}{D_c} \right]$		Correction dû au rapport des diamètres (Fig. 3.14)
	$f_S = f[\phi]$		Fonction de passage d'un treillis plan à un treillis spatial (Fig. 3.15 & 3.16)

COEFFICIENT DE TRAINEE $C_D = C_{D_0} \times f_\alpha$

	f_α	Facteur d'incidence (Fig. 3.17 & 3.18)
Treillis Composites (membrures plates et circulaires)		
	$C_{D_0(mix)} = C_{D_0(plat)} \frac{A_{S(plat)}}{A_{S(total)}} + C_{D_0(circulaire)} \frac{A_{S(circulaire)}}{A_{S(total)}}$	

TAB B.2 – Coefficients aérodynamiques applicables aux structures treillis spatiales membrures CIRCULAIRES



TAB B.3 – Rugosité effective de surfaces classiques (ESDU 81028 tab.9.2)

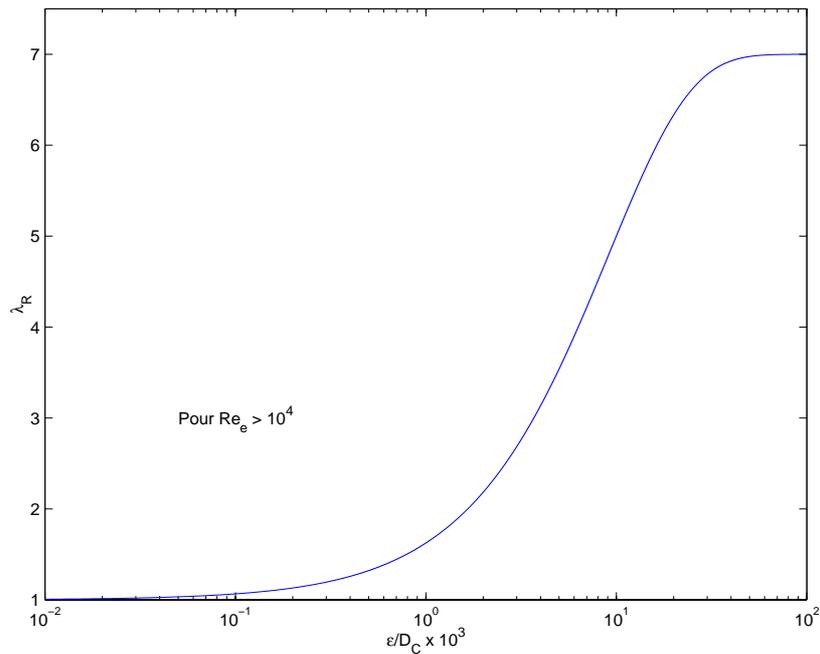


FIG. B.5 – Facteur de rugosité λ_R

(ESDU 81028 fig.4a)

Hauteur au-dessus du sol (m)	Intensité turbulente				Echelle de turbulence latérale			
	I_u	I_v	I_w	I_{total}	rL_u	rL_v	rL_w	rL_{total}
Mer	0,11	0,10	0,08	0,05	40	55	95	140
	0,07	0,06	0,05	0,04				
Rase campagne	0,18	0,16	0,11	0,07	30	45	70	110
	0,12	0,10	0,08	0,06				
Zone urbaine faible densité	0,25	0,19	0,14	0,08	25	40	60	95
	0,19	0,15	0,11	0,07				
Centre urbain avec une forte densité de gratte-ciel	0,35	0,24	0,16	0,09	20	30	55	85
	0,29	0,20	0,14	0,08				

TAB. B.4 – ESDU caractéristiques typiques de la turbulence pour des environnements

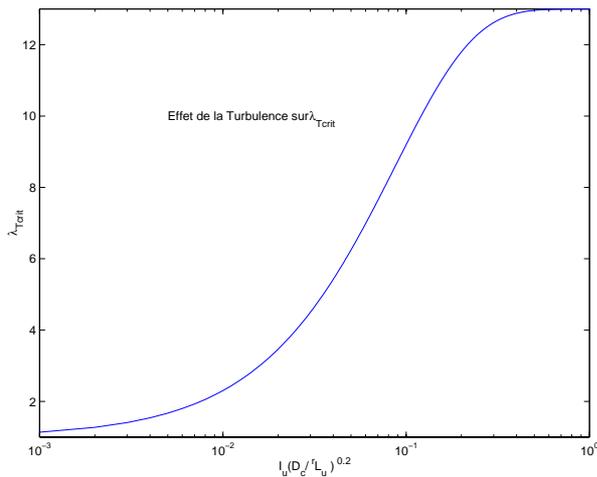


FIG. B.6 – Effet de la turbulence sur λ_{Tcrit} (ESDU 81028 fig.4b)

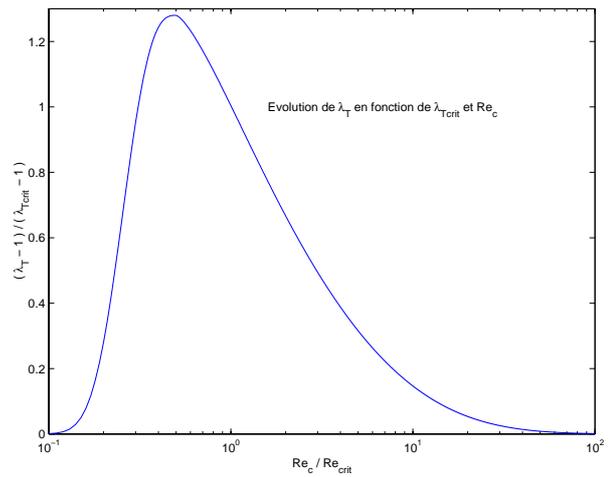


FIG. B.7 – Facteur de turbulence λ_T (ESDU 81028 fig.4b bis)

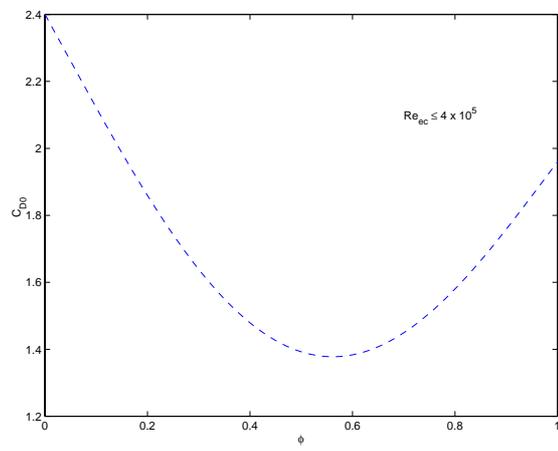
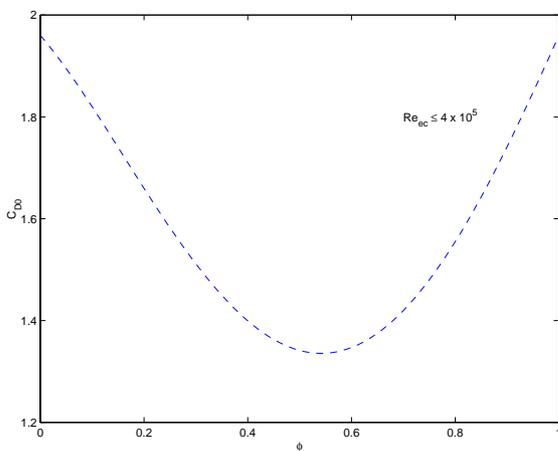


FIG. B.8.a – C_{D_0} pour $\alpha = 0$ treillis triangulaire (ESDU 81028 fig.5c) **FIG. B.8.b** – C_{D_0} pour $\alpha = 0$ treillis rectangulaire (ESDU 81028 fig.6c)

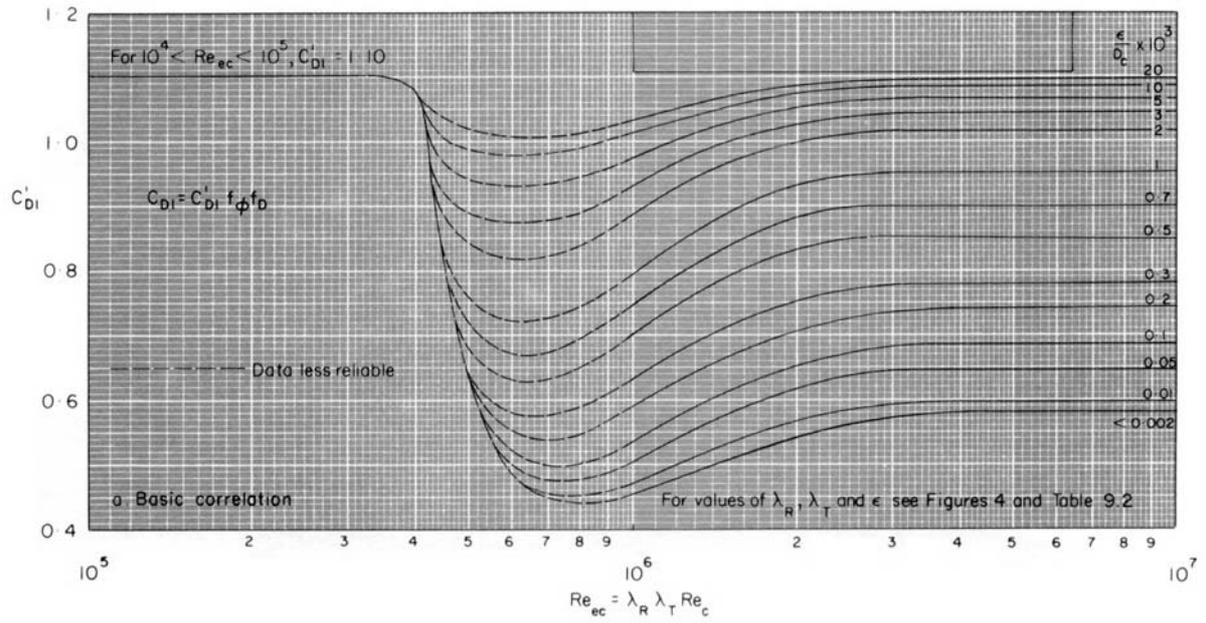


FIG. B.9 – Coefficient de traîné C'_{D1} pour treillis plan avec sections cylindriques incidence nulle $\alpha = 0$
(ESDU 81028 fig.3a)

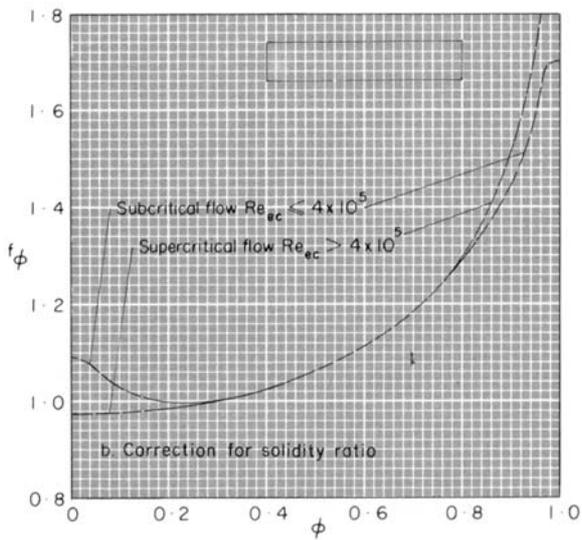


FIG. B.10 – Correction dû à l'opacité
(ESDU 81028 fig.3b)

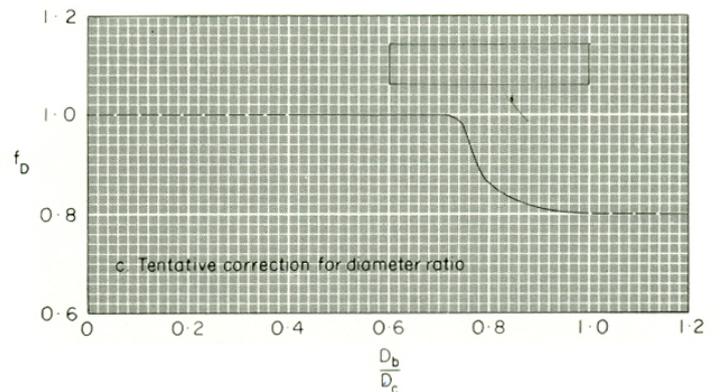


FIG. B.11 – Correction dû au rapport des diamètres
(ESDU 81028 fig.3c)

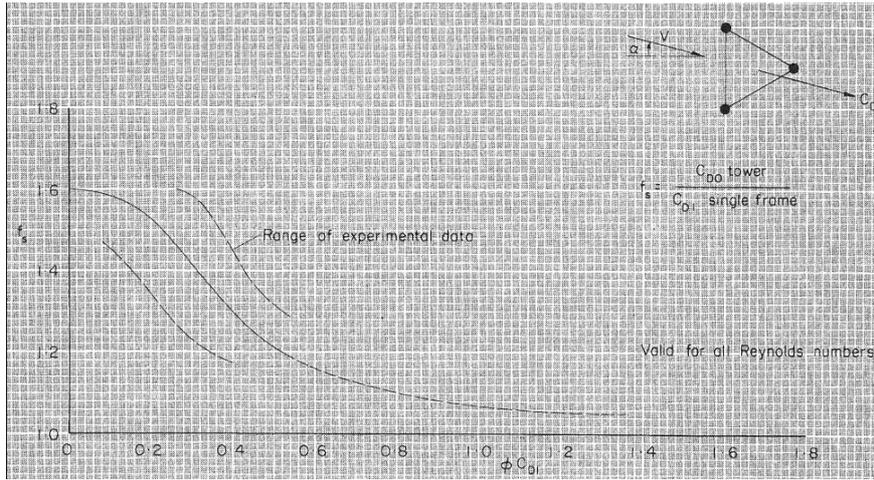


FIG. B.12 – Facteur donnant C_{D_0} d'une tour TRIANGULAIRE à partir de C_{D_1} d'un treillis plan (ESDU 81028 fig.5a)

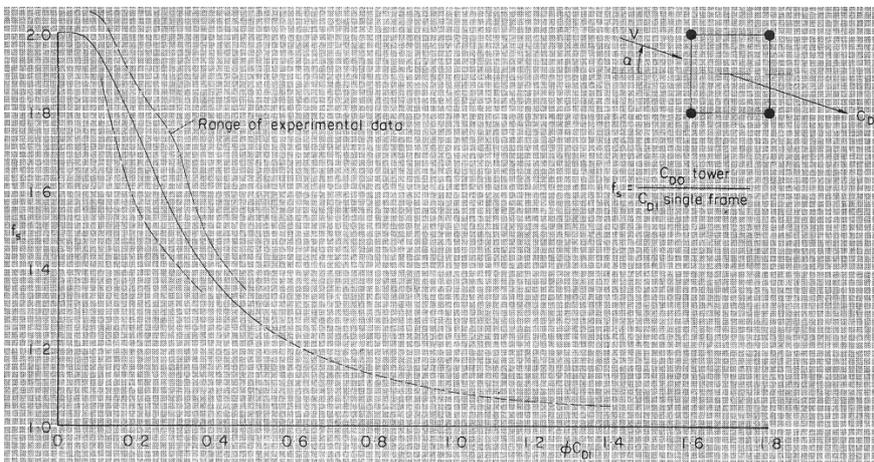


FIG. B.13 – Facteur donnant C_{D_0} d'une tour RECTANGULAIRE à partir de C_{D_1} d'un treillis plan (ESDU 81028 fig.6a)

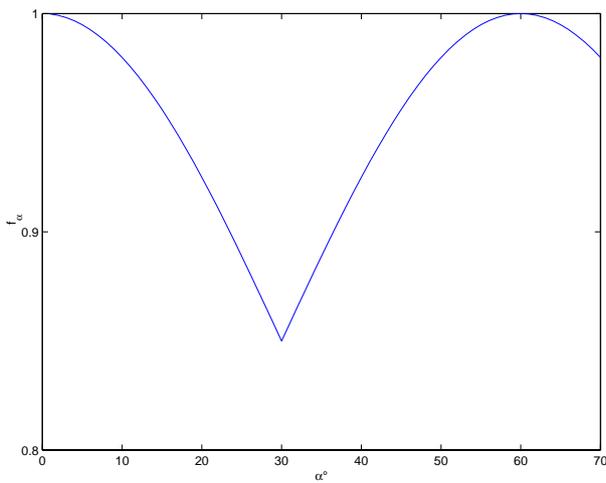


FIG. B.14 – Facteur d'inclinaison par rapport à la direction du vent pour un treillis spatiale TRIANGULAIRE (ESDU 81028 fig.5b)

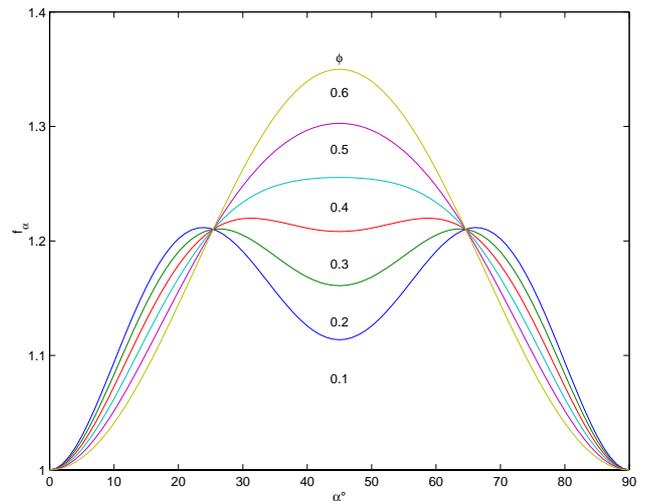


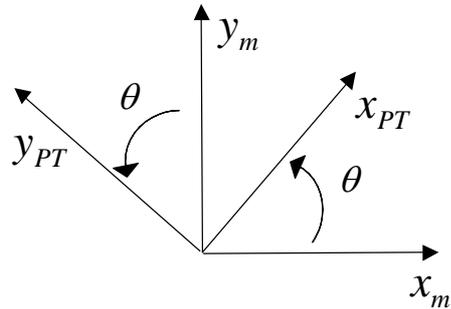
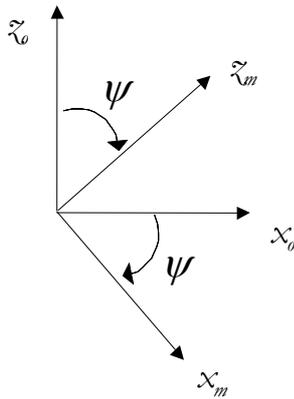
FIG. B.15 – Facteur d'inclinaison par rapport à la direction du vent pour un treillis spatiale RECTANGULAIRE (ESDU 81028 fig.6b)

Annexe C

Mise en Equation du Renversement de la Grue Détails du Calcul

1. Repère & vecteurs

1.1. Matrices de changement de repère



$$\begin{Bmatrix} \overrightarrow{x_m} \\ \overrightarrow{y_m} \\ \overrightarrow{z_m} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos\psi & 0 & -\sin\psi \\ 0 & 1 & 0 \\ \sin\psi & 0 & \cos\psi \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \overrightarrow{x_o} \\ \overrightarrow{y_o} \\ \overrightarrow{z_o} \end{Bmatrix}$$

$$\begin{Bmatrix} \overrightarrow{x_{PT}} \\ \overrightarrow{y_{PT}} \\ \overrightarrow{z_{PT}} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos\theta & \sin\theta & 0 \\ -\sin\theta & \cos\theta & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \overrightarrow{x_m} \\ \overrightarrow{y_m} \\ \overrightarrow{z_m} \end{Bmatrix}$$

1.2. Vecteurs de rotation instantanée

$$\overrightarrow{\Omega(\mathcal{R}_m / \mathcal{R}_o)} = \dot{\psi} \overrightarrow{y_o} \quad (C.1)$$

$$\overrightarrow{\Omega(\mathcal{R}_{PT} / \mathcal{R}_m)} = \dot{\theta} \overrightarrow{z_m} \quad (C.2)$$

$$\overrightarrow{\Omega(\mathfrak{R}_{PT} / \mathfrak{R}_o)} = \dot{\psi} \vec{y}_o + \dot{\theta} \vec{z}_m = \begin{pmatrix} \dot{\psi} \sin \theta \\ \dot{\psi} \cos \theta \\ \dot{\theta} \end{pmatrix}_{(\vec{x}_{PT}, \vec{y}_{PT}, \vec{z}_{PT})} \quad (\text{C.3})$$

1.3. Vecteurs vitesse unitaires

$$\left[\frac{d \vec{x}_m}{dt} \right]_{\mathfrak{R}_o} = \left[\frac{d \vec{x}_m}{dt} \right]_{\mathfrak{R}_{mat}} + \overrightarrow{\Omega(\mathfrak{R}_{mat} / \mathfrak{R}_o)} \wedge \vec{x}_m = \dot{\psi} \vec{y}_m \wedge \vec{x}_m = -\dot{\psi} \vec{z}_m \quad (\text{C.4})$$

$$\left[\frac{d \vec{y}_m}{dt} \right]_{\mathfrak{R}_o} = \vec{0} \quad (\text{C.5})$$

$$\left[\frac{d \vec{z}_m}{dt} \right]_{\mathfrak{R}_o} = \left[\frac{d \vec{z}_m}{dt} \right]_{\mathfrak{R}_{mat}} + \overrightarrow{\Omega(\mathfrak{R}_{mat} / \mathfrak{R}_o)} \wedge \vec{z}_m = \dot{\psi} \vec{y}_m \wedge \vec{z}_m = \dot{\psi} \vec{x}_m \quad (\text{C.6})$$

$$\left[\frac{d \vec{x}_{PT}}{dt} \right]_{\mathfrak{R}_o} = \left[\frac{d \vec{x}_{PT}}{dt} \right]_{\mathfrak{R}_{PT}} + \overrightarrow{\Omega(\mathfrak{R}_{PT} / \mathfrak{R}_o)} \wedge \vec{x}_{PT} = \begin{pmatrix} \dot{\psi} \sin \theta \\ \dot{\psi} \cos \theta \\ \dot{\theta} \end{pmatrix}_{(\vec{x}_{PT}, \vec{y}_{PT}, \vec{z}_{PT})} \wedge \vec{x}_{PT} = \begin{pmatrix} 0 \\ \dot{\theta} \\ -\dot{\psi} \cos \theta \end{pmatrix}_{(\vec{x}_{PT}, \vec{y}_{PT}, \vec{z}_{PT})} \quad (\text{C.7})$$

$$\left[\frac{d \vec{y}_{PT}}{dt} \right]_{\mathfrak{R}_o} = \left[\frac{d \vec{y}_{PT}}{dt} \right]_{\mathfrak{R}_{PT}} + \overrightarrow{\Omega(\mathfrak{R}_{PT} / \mathfrak{R}_o)} \wedge \vec{y}_{PT} = \begin{pmatrix} -\dot{\theta} \\ 0 \\ \dot{\psi} \sin \theta \end{pmatrix}_{(\vec{x}_{PT}, \vec{y}_{PT}, \vec{z}_{PT})} \quad (\text{C.8})$$

$$\left[\frac{d \vec{z}_{PT}}{dt} \right]_{\mathfrak{R}_o} = \left[\frac{d \vec{z}_{PT}}{dt} \right]_{\mathfrak{R}_{PT}} + \overrightarrow{\Omega(\mathfrak{R}_{PT} / \mathfrak{R}_o)} \wedge \vec{z}_{PT} = \begin{pmatrix} \dot{\psi} \cos \theta \\ -\dot{\psi} \sin \theta \\ 0 \end{pmatrix}_{(\vec{x}_{PT}, \vec{y}_{PT}, \vec{z}_{PT})} \quad (\text{C.9})$$

1.4. Vecteurs Utiles

- *Position du centre de poussée du vent sur le mât*

$$\overrightarrow{OC}_{mat} = -a \vec{x}_m + l_{CPmat} \vec{z}_m = (l_{CPmat} \sin \psi - a \cos \psi) \vec{x}_o + (l_{CPmat} \cos \psi + a \sin \psi) \vec{z}_o \quad (\text{C.10})$$

- **Position de O_{PT} le centre de rotation à la partie tournante par rapport à la mâture**

$$\overrightarrow{OO_{PT}} = -a \overrightarrow{x_m} + l_{mat} \overrightarrow{z_m} = (l_{mat} \sin \psi - a \cos \psi) \overrightarrow{x_o} + (l_{mat} \cos \psi + a \sin \psi) \overrightarrow{z_o} \quad (C.11)$$

- **Position des centres de gravité**

$$\begin{aligned} \overrightarrow{OG_{mat}} &= -a \overrightarrow{x_m} + l_{Gmat} \overrightarrow{z_m} \\ &= (l_{Gmat} \sin \psi - a \cos \psi) \overrightarrow{x_o} + (l_{Gmat} \cos \psi + a \sin \psi) \overrightarrow{z_o} \end{aligned} \quad (C.12)$$

$$\begin{aligned} \overrightarrow{OG_{PT}} &= -a \overrightarrow{x_m} + l_{mat} \overrightarrow{z_m} - r \overrightarrow{x_{PT}} = -(r \cos \theta + a) \overrightarrow{x_m} - r \sin \theta \overrightarrow{y_m} + l_{mat} \overrightarrow{z_m} \\ &= (l_{mat} \sin \psi - (r \cos \theta + a) \cos \psi) \overrightarrow{x_o} - r \sin \theta \overrightarrow{y_o} + (l_{mat} \cos \psi + (r \cos \theta + a) \sin \psi) \overrightarrow{z_o} \end{aligned} \quad (C.13)$$

2. Calcul des accélérations des centres de gravité G_{mat} et G_{PT}

Par dérivation de (4) et (5), nous obtenons les vitesses des centres de gravité :

$$\left[\frac{d \overrightarrow{OG_{mat}}}{dt} \right]_{\mathfrak{R}_o} = a \dot{\psi} \overrightarrow{z_m} + l_{Gmat} \dot{\psi} \overrightarrow{x_m} \quad (C.14)$$

$$\left[\frac{d \overrightarrow{OG_{PT}}}{dt} \right]_{\mathfrak{R}_o} = (l_{mat} \dot{\psi} + r \dot{\theta} \sin \theta) \overrightarrow{x_m} - r \dot{\theta} \cos \theta \overrightarrow{y_m} + \dot{\psi} (r \cos \theta + a) \overrightarrow{z_m} \quad (C.15)$$

Nouvelles dérivations, pour obtenir, l'accélération de la mâture en G_{mat}

$$\overrightarrow{\Gamma(G_{mat}/\mathfrak{R}_o)} = (l_{Gmat} \ddot{\psi} + a \dot{\psi}^2) \overrightarrow{x_m} + (a \ddot{\psi} - l_{Gmat} \dot{\psi}^2) \overrightarrow{z_m} \quad (C.16)$$

Et l'accélération de la partie tournante en G_{PT}

$$\overrightarrow{\Gamma(G_{PT}/\mathfrak{R}_o)} = \begin{cases} \left[l_{mat} \ddot{\psi} + r \ddot{\theta} \sin \theta + r \dot{\theta}^2 \cos \theta + \dot{\psi}^2 (r \cos \theta + a) \right] \overrightarrow{x_m} \\ \left[r \dot{\theta}^2 \sin \theta - r \ddot{\theta} \cos \theta \right] \overrightarrow{y_m} \\ \left[\ddot{\psi} (r \cos \theta + a) - l_{mat} \dot{\psi}^2 - 2r \dot{\psi} \dot{\theta} \sin \theta \right] \overrightarrow{z_m} \end{cases} \quad (C.17)$$

3. Détails du calcul du moment dynamique de la partie tournante en O :

- *Calcul du moment cinétique de la partie tournante en O_{PT} équation (3.9)*

$$\overrightarrow{O_{PT}G_{PT}} = -r \overrightarrow{x_{PT}}$$

$$\overrightarrow{V(O_{PT}/\mathfrak{R}_o)} = \left[\frac{d}{dt} \overrightarrow{OO_{PT}} \right]_{\mathfrak{R}_o} = \left[\frac{d}{dt} (-a \overrightarrow{x_m} + l_{mat} \overrightarrow{z_m}) \right]_{\mathfrak{R}_o} = l_{mat} \dot{\psi} \overrightarrow{x_m} + a \dot{\psi} \overrightarrow{z_m}$$

$$M_{PT} \overrightarrow{O_{PT}G_{PT}} \wedge \overrightarrow{V(O_{PT} \in PT / \mathfrak{R}_o)} = M_{PT} r \begin{vmatrix} -\cos \theta & l_{mat} \\ -\sin \theta \wedge \dot{\psi} & 0 \\ 0 & a \end{vmatrix} = M_{PT} r \dot{\psi} \begin{vmatrix} -a \sin \theta \\ a \cos \theta \\ l_{mat} \sin \theta \end{vmatrix}_{(\overline{x_m}, \overline{y_m}, \overline{z_m})}$$

$$\overrightarrow{\mathfrak{I}}_{PT}(PT, \overrightarrow{\Omega}(\mathfrak{R}_{PT}/\mathfrak{R}_o)) = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & I_{PT} & 0 \\ 0 & 0 & I_{PT} \end{bmatrix}_{(\overline{x_{PT}}, \overline{y_{PT}}, \overline{z_{PT}})} \begin{bmatrix} \dot{\psi} \sin \theta \\ \dot{\psi} \cos \theta \\ \dot{\theta} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ I_{PT} \dot{\psi} \cos \theta \\ I_{PT} \dot{\theta} \end{bmatrix}_{(\overline{x_{PT}}, \overline{y_{PT}}, \overline{z_{PT}})}$$

$$\overrightarrow{\sigma}_{O_{PT}}(PT/\mathfrak{R}_o) = M_{PT} r \dot{\psi} \begin{vmatrix} -a \sin \theta \\ a \cos \theta + \\ l_{mat} \sin \theta \end{vmatrix}_{(\overline{x_m}, \overline{y_m}, \overline{z_m})} \begin{vmatrix} 0 \\ I_{PT} \dot{\psi} \cos \theta \\ I_{PT} \dot{\theta} \end{vmatrix}_{(\overline{x_{PT}}, \overline{y_{PT}}, \overline{z_{PT}})} = \begin{vmatrix} -M_{PT} r \dot{\psi} a \sin \theta + I_{PT} \dot{\psi} \sin \theta \cos \theta \\ M_{PT} r \dot{\psi} a \cos \theta + I_{PT} \dot{\psi} \cos^2 \theta \\ M_{PT} r \dot{\psi} l_{mat} \sin \theta + I_{PT} \dot{\theta} \end{vmatrix}_{(\overline{x_m}, \overline{y_m}, \overline{z_m})}$$

- *Calcul du moment dynamique de la partie tournante en O équation (3.10)*

$$\left[\frac{d}{dt} \overrightarrow{\sigma}_{O_{PT}}(PT/\mathfrak{R}_o) \right]_{\mathfrak{R}_o} \cdot \overrightarrow{y_m} = \ddot{\psi} (M_{PT} r a \cos \theta + I_{PT} \cos^2 \theta) - \dot{\psi} \dot{\theta} (M_{PT} r a \sin \theta + 2 I_{PT} \sin \theta \cos \theta)$$

$$\begin{aligned}
 M_{PT} \overrightarrow{V(O_{PT}/\mathfrak{R}_o)} \wedge \overrightarrow{V(G_{PT}/\mathfrak{R}_o)} &= M_{PT} \begin{vmatrix} \dot{\psi} l_{mat} & \dot{\psi} l_{mat} + r \dot{\theta} \sin \theta \\ 0 & -r \dot{\theta} \cos \theta \\ a \dot{\psi} & \dot{\psi} (r \cos \theta + a) \end{vmatrix} = M_{PT} \begin{vmatrix} ar \dot{\psi} \dot{\theta} \cos \theta \\ a \dot{\psi} (\dot{\psi} l_{mat} + r \dot{\theta} \sin \theta) - \dot{\psi}^2 l_{mat} (r \cos \theta + a) \\ -\dot{\psi} \dot{\theta} l_{mat} r \cos \theta \end{vmatrix} \\
 &= M_{PT} \begin{vmatrix} ar \dot{\psi} \dot{\theta} \cos \theta \\ \dot{\psi} \dot{\theta} a r \sin \theta - \dot{\psi}^2 l_{mat} r \cos \theta \\ -\dot{\psi} \dot{\theta} l_{mat} r \cos \theta \end{vmatrix}_{(\overline{x_m}, \overline{y_m}, \overline{z_m})}
 \end{aligned}$$

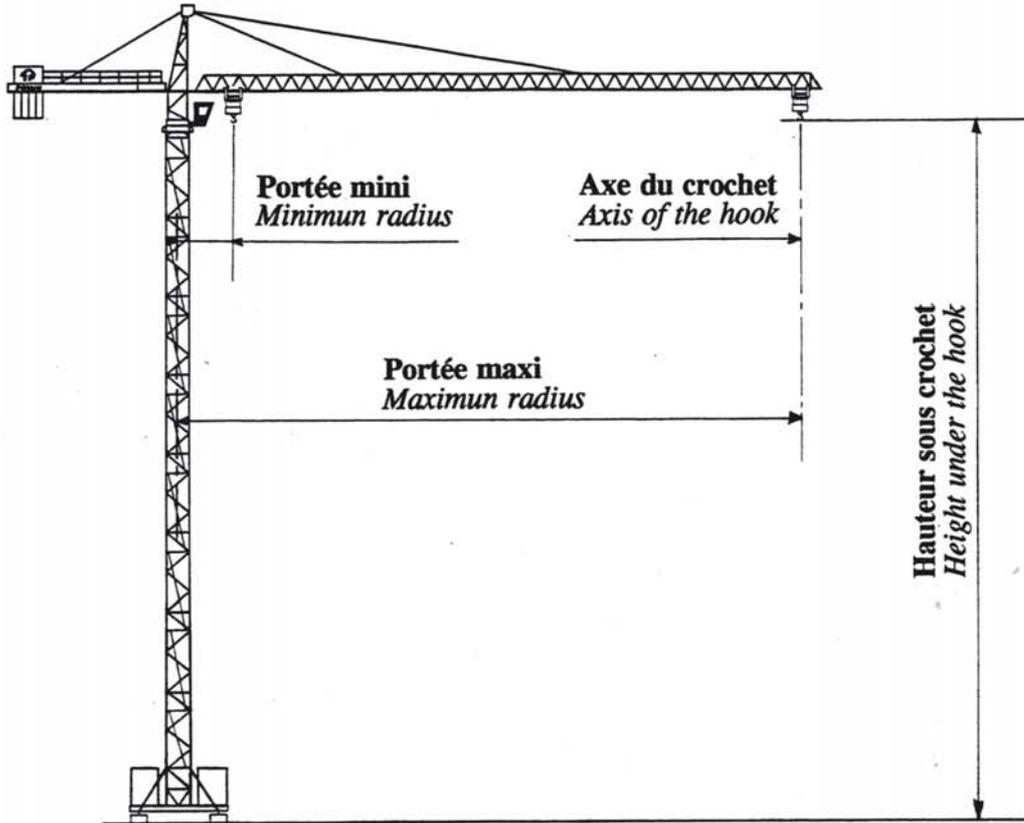
$$\overrightarrow{\delta_{O_{PT}}(PT/\mathfrak{R}_o)} \cdot \overrightarrow{y_m} = \ddot{\psi} (M_{PT} r a \cos \theta + I_{PT} \cos^2 \theta) - \dot{\psi} \dot{\theta} (2 I_{PT} \sin \theta \cos \theta) - \dot{\psi}^2 M_{PT} l_{mat} r \cos \theta$$

$$\begin{aligned}
 M_{PT} \overrightarrow{\Gamma(G_{PT}/\mathfrak{R}_o)} \wedge \overrightarrow{O_{PT}O} &= M_{PT} \begin{vmatrix} l_{mat} \ddot{\psi} + r \ddot{\theta} \sin \theta + r \dot{\theta}^2 \cos \theta + \dot{\psi}^2 (r \cos \theta + a) \\ r \dot{\theta}^2 \sin \theta - r \ddot{\theta} \cos \theta \\ \ddot{\psi} (r \cos \theta + a) - l_{mat} \dot{\psi}^2 - 2r \dot{\psi} \dot{\theta} \sin \theta \end{vmatrix} \wedge \begin{vmatrix} a \\ 0 \\ l_{mat} \end{vmatrix}_{(\overline{x_m}, \overline{y_m}, \overline{z_m})} \\
 &= M_{PT} \begin{vmatrix} l_{mat} r \left[\dot{\theta}^2 \sin \theta - \ddot{\theta} \cos \theta \right] \\ a \left[\ddot{\psi} (r \cos \theta + a) - l_{mat} \dot{\psi}^2 - 2r \dot{\psi} \dot{\theta} \sin \theta \right] + l_{mat} \left[l_{mat} \ddot{\psi} + r \ddot{\theta} \sin \theta + r \dot{\theta}^2 \cos \theta + \dot{\psi}^2 (r \cos \theta + a) \right] \\ ar \left[\dot{\theta}^2 \sin \theta - \ddot{\theta} \cos \theta \right] \end{vmatrix}_{(\overline{x_m}, \overline{y_m}, \overline{z_m})}
 \end{aligned}$$

Donc

$$\begin{aligned}
 \overrightarrow{\delta_O}(PT/\mathfrak{R}_o) \cdot \overrightarrow{y_m} &= \ddot{\psi} (M_{PT} (a^2 + 2ar \cos \theta + l_{mat}^2) + I_{PT} \cos^2 \theta) - 2\dot{\psi} \dot{\theta} (I_{PT} \sin \theta \cos \theta + M_{PT} a r \sin \theta) \\
 &\quad + \ddot{\theta} M_{PT} l_{mat} r \sin \theta + \dot{\theta}^2 M_{PT} l_{mat} r \cos \theta
 \end{aligned}$$

LES CARACTERISTIQUES THE CHARACTERISTICS



Portée

Distance horizontale entre l'axe de rotation de la grue et l'axe vertical du crochet

Hauteur sous crochet

Distance verticale entre le niveau des rails ou du sol et le crochet de la grue.
Côte théorique avec flèche horizontale

Hauteur autonome

C'est la hauteur maxi libre sous crochet (indiquée sur le data

Charge utile

Poids de la charge pouvant être suspendue au crochet.
Cette charge varie en fonction de la portée

Charge maximale

C'est la charge utile maximale que peut soulever la grue.
Elle est constante entre la portée minimale et une certaine portée dépendant de la capacité de la grue

Charge "en bout"

C'est la charge utile que lève la grue à sa portée maximale

Radius

Horizontal distance between the slewing axis of the crane and the vertical axis of the hook

Hook height

Vertical distance between the level of the rails or the ground and the crane hook.
Theoretical dimension with horizontal jib.

Free standing height

This is the maximum free standing height under hook (indicated in the Data).

Useful load

Weight of the load which can be hung from the hook.
This load varies depending on the radius.

Maximum load

This is the useful maximum load the crane can raise.
It is constant between the minimum radius and a certain radius which depends on the crane capacity.

Load at jib nose

This is the useful load which can be raised by the crane at its maximum radius.

ETUDE DES EFFETS DU VENT SUR LES GRUES A TOUR

Résumé

Les tempêtes de décembre 1999 nous ont montrées que des vents violents sont capables de renverser une grue à tour. Les conséquences humaines et matérielles de tels accidents, peuvent bien évidemment être considérables. Il est donc essentiel de comprendre et de caractériser le comportement des grues au vent, afin de réduire les risques de renversement.

Le comportement dynamique de la partie tournante, libre de s'orienter dans la direction du vent, conditionne la stabilité de la grue en condition hors service. Dans les zones d'urbanisation dense et élevée, les fluctuations du vent en module et direction sont fortes particulièrement dans les zones de sillages de grands bâtiments proches. Du fait de son inertie (masse, frottements) la flèche de la grue ne peut suivre les changements de direction rapides du flux, elle se trouve ainsi soumise en permanence à des efforts instantanés qui peuvent être cause de chute.

La démarche que nous avons suivie dans cette thèse se décompose en deux approches complémentaires l'une est expérimentale, la seconde est numérique.

L'approche expérimentale a consisté à réaliser un modèle de grue dynamiquement semblable à échelle réduite du 1/80^{ème} qui respecte les similitudes de masse, d'inertie, de frottement à la couronne et de surfaces au vent. Ce modèle est pleinement opérationnel et permet de détecter et de quantifier rapidement en soufflerie les effets d'environnement proche et complexe auxquels les grues peuvent être soumises.

Le modèle numérique est bâti sur une simulation temporelle du comportement des grues au vent. Deux méthodes de génération de vent sont présentées. Une comparaison numérique / expérimentale est effectuée à partir d'un cas concret d'effet d'environnement.

Mots clés : *Grues à tour, Aérodynamique, Renversement, Charge du vent, Soufflerie, Similitude, Structure élancée, Mécanique des structures, Effets d'environnement, Treillis, Sécurité sur les chantiers*

STUDY OF TOWER CRANE WIND EFFECT

Abstract

In the last years, Europe was hit by several severe windstorms, which produced extensive damages. Among others, several tower cranes fell down. Strong windstorm and unfavourable erection site with surrounding buildings could result in an increase of overturning or failure risks. Those conditions usually appear on high-rise building sites during hurricanes. The aim of this study is thus to include understand and characterize crane behaviour in storm wind, in order to reduce the risk of overturning.

The dynamic behaviour of the slewing part conditions the stability of the crane in out of service condition. In high-rise building site, wind directions are strongly fluctuating particularly in the zones of wakes of buildings. Because of its inertia (mass, frictions) the crane jib does not follow the instantaneous changes of flow direction, it is thus subjected permanently to unsteady efforts which can produce crane failures.

The experimental approach consisted in carrying out a crane model. Mass distribution, slewing part inertia, friction coefficient and linear wind surface distribution were reproduced at model scale in order to reproduce realistic slewing part behavior in wind tunnel. This model is fully operational and makes it possible to detect and quantify out surrounding effect to which the cranes can be subjected.

The second way is the results of a numerical model allowing a temporal simulation of the tower crane behaviour in storm wind. Two methods of generation of wind are presented. A numerical / experimental comparison is carried out starting from a concrete case of environment effect.

Key words: *Tower crane, Aerodynamic, Overturning risk, Wind loads, Wind tunnel, Similarity law, Slender structure, Structure mechanic, Environmental effect, Truss, Safety on building site*

Laboratoire d'accueil : Département Ingénierie Vent et Environnement
Centre Scientifique et Technique du Bâtiment
11 Rue Henri Picherit - BP 82341 - 44323 NANTES Cedex 3

Thèse présentée par : Dimitri VOISIN le 17 Décembre 2003

Discipline : Sciences pour l'ingénieur

N° ED 0367 - 115
