



**HAL**  
open science

# Etude de l'aérodynamique des trains en situation de vents traversiers : impact de la présence d'appendices

Frédéric Deliancourt

## ► To cite this version:

Frédéric Deliancourt. Etude de l'aérodynamique des trains en situation de vents traversiers : impact de la présence d'appendices. Autre. ISAE-ENSMA Ecole Nationale Supérieure de Mécanique et d'Aérotechnique - Poitiers, 2015. Français. NNT : 2015ESMA0013 . tel-01244699

**HAL Id: tel-01244699**

**<https://theses.hal.science/tel-01244699v1>**

Submitted on 16 Dec 2015

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

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

# THÈSE

pour l'obtention du grade de

## DOCTEUR DE L'ÉCOLE NATIONALE SUPÉRIEURE DE MÉCANIQUE ET D'AÉROTECHNIQUE

Diplôme national - Arrêté du 7 août 2006

École doctorale :

Science et Ingénierie en Matériaux, Mécanique, Énergétique et Aéronautique

Secteur de recherche : Mécanique des fluides

Présentée par

**Frédéric DELIANCOURT**

---

### Étude de l'aérodynamique des trains en situation de vents traversiers : impact de la présence d'appendices en toiture

---

Directeur de thèse : **Jacques BORÉE**

Co-encadrants de thèse : **Christophe SICOT, Jean-Paul BOUCHET**

---

Soutenue le 4 novembre 2015 devant la commission d'examen

---

### JURY

M. Steve COCHARD	Ingénieur - Docteur, Stadler Rail	Président
M. Olivier CADOT	Professeur, ENSTA-ParisTech	Rapporteur
M. Laurent JOLY	Professeur, ISAE	Rapporteur
M. Jean-Paul BOUCHET	Ingénieur - Docteur, CSTB	Examineur
M. Jacques BORÉE	Professeur, ENSMA	Examineur
M. Christophe SICOT	Maître de conférence, ENSMA	Examineur



## Remerciements

Je tiens tout d'abord à remercier Christophe Sicot pour avoir encadré et dirigé de près ces travaux. J'ai beaucoup apprécié ses méthodes de travail et tiens à lui exprimer toute ma gratitude pour sa confiance et son soutien au cours de ces années de thèse.

Je souhaite remercier tout particulièrement Sylvain Aguinaga pour sa patience et ses nombreux conseils. J'ai beaucoup appris en travaillant avec lui, tant sur le plan scientifique qu'humain. Il a toujours réussi à me motiver durant ces travaux et a su m'amener à donner le meilleur de moi-même.

Je remercie Jacques Borée pour avoir dirigé ces travaux et pour m'avoir apporté la rigueur nécessaire au travail de thèse.

Je remercie Jean-Paul Bouchet pour sa confiance et son optimisme qui m'ont permis de toujours aller de l'avant.

Je remercie Steve Cochard d'avoir accepté de présider cette soutenance. Je remercie également Laurent Joly et Olivier Cadot pour avoir évalué mes travaux de thèse en tant que rapporteurs. J'ai apprécié la richesse de leurs rapports et la qualité de nos échanges lors de la soutenance.

Je souhaite remercier Rémi Grégoire pour son implication dans ces travaux. Il a su me transmettre sa passion du monde ferroviaire au travers d'échanges riches. J'ai apprécié la pédagogie dont il a su faire preuve et le remercie pour toutes les connaissances qu'il m'a transmises. Je remercie également Nicolas Parados et Elianne Alain pour leurs conseils et leur expertise.

Je remercie les personnes avec qui j'ai eu l'opportunité de travailler et sans qui ces travaux n'auraient pas pu aboutir, François Paillé, Stéphane Valin et Olivier Viau.

J'ai travaillé dans un cadre agréable avec les doctorants du CSTB et de l'ENSMA, merci à Faisal Affejee, Diogo Baroso, Adrien Courbois, Mahmoud Omidvar, Adel Benidir, Thomas Le Dez et tous ceux qui ne sont pas nommés.

Je remercie également mes amis pour leur soutien et tous les moments de détente.

Je remercie Capucine Saez pour sa patience et son soutien sans faille au cours de ces années.

Enfin, mes derniers remerciements vont à mes parents qui m'ont permis de poursuivre mes études jusqu'à ce jour.

---

## **Résumé :**

Lorsqu'un train circule en situation de vent traversier, il est exposé à un risque de renversement. L'évaluation de ce risque est possible à partir d'un calcul dynamique basé sur les efforts aérodynamiques. Les coefficients aérodynamiques d'un véhicule ferroviaire peuvent être évalués en soufflerie. Lors de ce type d'essais, le nombre de Reynolds ne peut être respecté. L'expérience a montré que dans ces conditions, une mise à l'échelle directe des détails sur les maquettes de train ne conduit pas nécessairement à une représentation réaliste des efforts aérodynamiques.

Ces travaux de thèse portent sur l'étude de l'impact de lignes placées en toiture sur les caractéristiques aérodynamiques de véhicules ferroviaires. Le but est de déterminer dans quelle mesure l'échelle de représentation de ces détails impacte les coefficients aérodynamiques.

Deux modèles de trains simplifiés sont employés, le premier est un véhicule idéalisé déjà largement étudié auparavant dans la littérature sur les vents traversiers, le second est plus proche d'un train réel. Les moyens d'investigation employés pour mener cette étude sont principalement expérimentaux. Les efforts et moments aérodynamiques sont mesurés au moyen d'une balance aérodynamique et la répartition de pression à la surface des corps est évaluée à l'aide de capteurs de pression pariétale. Des simulations numériques par approche RANS viennent compléter la base de données afin d'affiner la compréhension de l'écoulement autour du train.

Nous avons ainsi démontré que la présence des lignes sur le toit des véhicules augmente le risque de renversement des deux modèles de trains étudiés et mis en évidence une forte dépendance de cette augmentation à la taille des lignes de toiture.

Afin de comprendre les causes de l'augmentation du risque de renversement, nous avons identifié les modifications de pression ayant un impact sur les efforts globaux. Nous avons ensuite relié ces modifications de pression à la topologie de l'écoulement. Nous avons finalement démontré que l'augmentation du risque de renversement est liée d'une part à des modifications de pression locales très importantes, mais aussi à des modifications de pression plus globales.

**Mots-clés :** Chemins de fer–Accidents, Trains–Effet du vent, Aérodynamique, Mécanique des Fluides, Pression, Charge aérodynamique, Vent latéral.

---

**Title :** Study of the aerodynamics of trains in crosswind conditions : impact of roof mounted cables

**Abstract :**

When exposed to strong crosswinds, railway trains experience aerodynamic loads which tend to overturn them. The evaluation of the risk of overturning can be done with a dynamic calculation based on the aerodynamic loads and more precisely on the rolling moment. The aerodynamic characteristics of the vehicles can be evaluated in windtunnels. The Reynolds number of a full scale train is not applicable in these tests. Experimental tests showed that a reproduction of the train surface details at the same scale as the model would not necessarily lead to a correct estimation of the real aerodynamic loads.

The topic of this work is to investigate the effect of roof mounted cables on the aerodynamic characteristics of railway vehicles. The aim is to determine the influence of the reproduction scale of these appendices on the aerodynamic coefficients.

Two train models are employed. The first one is an extensively-studied simplified train model. The second one is more similar to a real train, modelled after a regional train. Visualisation tools are employed to investigate the flow topology. Global aerodynamic loads (lift, lateral force and rolling moment) are evaluated with a dynamometric force balance and surface pressure distribution is evaluated with pressure sensors. Additional RANS numerical simulations are performed to improve understanding of the flow topology.

We demonstrated an increase of the risk of overturn for the two train models when cables are added on the roof. We also showed that this increase strongly depends on the cable's size.

To understand this increase, we identified pressure modifications which are involved in the global load modifications. Then, we linked these pressure changes to flow topology. We finally showed that the increase of the risk of overturn is both due to local and global pressure modifications.

**Keywords :** Railroad accidents, Railroads–Trains–Effect of wind on, Aerodynamics, Fluid Mechanics, Pressure, Aerodynamic load, Crosswind.



# Table des matières

<b>1</b>	<b>Introduction</b>	<b>1</b>
1.1	Contexte et objectifs . . . . .	2
1.1.1	Contexte général . . . . .	2
1.1.2	Position du problème . . . . .	3
1.2	Étude bibliographique . . . . .	4
1.2.1	Écoulement autour des corps élancés . . . . .	4
1.2.2	Nature de l'écoulement autour des trains . . . . .	8
1.2.3	Évaluation des efforts aérodynamiques sur les trains . . . . .	12
1.2.4	Justification d'une approche simplifiée en soufflerie . . . . .	14
1.2.4.1	Modèle mobile et modèle fixe . . . . .	14
1.2.4.2	Effet d'une turbulence de type couche limite atmo- sphérique . . . . .	15
1.2.4.3	Influence de la configuration du sol . . . . .	16
1.2.4.4	Nombre de Reynolds . . . . .	19
1.2.5	Synthèse . . . . .	20
1.3	Démarche d'étude . . . . .	20
1.4	Organisation du mémoire . . . . .	21
<b>2</b>	<b>Méthodes d'investigation</b>	<b>23</b>
2.1	Approche expérimentale . . . . .	25
2.1.1	Présentation des souffleries . . . . .	25
2.1.1.1	La Soufflerie Climatique Jules Verne (SC1) . . . . .	25
2.1.1.2	La soufflerie S120 . . . . .	26
2.1.2	Définition des maquettes . . . . .	27
2.1.2.1	Forme des trains . . . . .	27
2.1.2.2	Choix des appendices de toiture . . . . .	28
2.1.2.3	Dimensionnement des maquettes . . . . .	29
2.1.2.4	Configuration de la veine d'essais . . . . .	32
2.1.3	Métrologie dédiée à la mise en œuvre de l'observation de la structure de l'écoulement . . . . .	34
2.1.3.1	Visualisation pariétale par enduit visqueux . . . . .	34
2.1.3.2	Tomoscopie laser . . . . .	35
2.1.3.3	Particle Image Velocimetry (PIV) . . . . .	35
2.1.4	Mesures d'efforts . . . . .	40



2.1.5	Mesures de pression . . . . .	44
2.1.5.1	Mesure de la pression pariétale . . . . .	44
2.1.5.2	Sondage de couche limite . . . . .	48
2.1.6	Récapitulatif des essais . . . . .	53
2.2	Approche numérique . . . . .	54
2.2.1	Objectifs des calculs . . . . .	54
2.2.2	Choix de la configuration . . . . .	54
2.2.3	Choix de la modélisation . . . . .	54
2.2.3.1	Approche statistique : méthodes RANS . . . . .	54
2.2.3.2	Les modèles à une équation de transport . . . . .	55
2.2.3.3	Les modèles à deux équations . . . . .	55
2.2.4	Code de calcul . . . . .	56
2.2.5	Domaine de calcul . . . . .	56
2.2.6	Maillage . . . . .	57
2.2.7	Conditions aux limites . . . . .	57
2.3	Techniques d'analyse . . . . .	60
2.3.1	Analyse des champs de vitesse . . . . .	60
2.3.2	Analyse des champs de pression - calculs d'efforts : intégration et projections . . . . .	61
<b>3</b>	<b>Caractérisation de l'écoulement autour des trains simplifiés</b>	<b>65</b>
3.1	Structure globale de l'écoulement . . . . .	66
3.1.1	Étude de l'écoulement autour du modèle de train idéalisé . . . . .	66
3.1.2	Influence des conditions expérimentales . . . . .	79
3.1.3	Effet de la forme du train sur la topologie de l'écoulement . . . . .	82
3.1.4	Synthèse . . . . .	86
3.2	Étude de la répartition de pression autour des trains . . . . .	87
3.2.1	Étude du champ de pression autour du modèle idéalisé . . . . .	87
3.2.2	Effet de la forme du train sur la répartition de pression . . . . .	92
3.3	Efforts aérodynamiques s'exerçant sur les trains . . . . .	95
3.4	Conclusion . . . . .	103
<b>4</b>	<b>Impact des lignes de toiture sur l'aérodynamique des trains</b>	<b>105</b>
4.1	Impact global des appendices de toiture sur les efforts aérodynamiques	106
4.1.1	Effet de l'échelle de reproduction des lignes de toiture . . . . .	106
4.1.2	Influence de l'épaisseur de couche limite sur le train . . . . .	109
4.1.3	Effets du nombre de Reynolds . . . . .	115
4.2	Impact des lignes de toiture sur l'écoulement autour et sur le train . . . . .	116
4.2.1	Changements de topologie provoqués par les lignes de toiture	116
4.2.1.1	Analyse des modifications en paroi . . . . .	116
4.2.1.2	Analyse de l'effet des lignes de toiture dans le sillage	118
4.2.2	Impact des changements de topologie sur la répartition de pression . . . . .	123

---

4.2.3	Identification des changements de pression à l'origine des modifications efforts . . . . .	128
4.2.3.1	Justification d'une approche basée sur la pression . . . . .	128
4.2.3.2	Recherche des modifications de pression ayant un impact sur les efforts . . . . .	133
4.2.3.3	Étude des modifications de la contribution du quart supérieur au vent aux efforts . . . . .	135
4.2.3.4	Caractérisation de l'effet local des lignes de toiture . . . . .	138
4.3	Prédiction de l'effet des lignes de toiture sur le risque de renversement . . . . .	146
4.4	Conclusion . . . . .	149
<b>5</b>	<b>Conclusion générale</b> . . . . .	<b>151</b>
5.1	Synthèse . . . . .	151
5.2	Perspectives . . . . .	155
<b>A</b>	<b>Analyse de la répartition de pression en amont d'obstacles</b> . . . . .	<b>157</b>
A.1	Objectifs de l'étude, position du problème . . . . .	157
A.2	Conditions expérimentales . . . . .	158
A.3	Analyse de l'écoulement autour des obstacles . . . . .	159
A.3.1	Topologie de l'écoulement . . . . .	159
A.3.2	Répartition de la pression autour de l'obstacle . . . . .	161
A.3.2.1	Obstacle normal à l'écoulement . . . . .	161
A.3.2.2	Effet de la hauteur de l'obstacle sur la répartition de pression . . . . .	162
A.3.2.3	Effet de l'épaisseur de couche limite sur la répartition de pression . . . . .	163
A.3.3	Effet du dérapage sur la répartition de pression . . . . .	164



# Liste des abréviations

$\beta$	angle de dérapage
$\beta_c$	angle critique
$\theta$	position angulaire sur le train
$C_p$	coefficient de pression
$C_{Fy}$	coefficient d'effort latéral
$C_{Fz}$	coefficient de portance
$C_{Mx}$	coefficient de moment de renversement
$D$	largeur du train
$F_y, F_z$	effort latéral, portance
$H$	hauteur du train
$h$	hauteur de l'obstacle
$L$	longueur du train
$M_x$	moment de renversement
$x, y, z$	coordonnées spatiales

## TABLE DES MATIÈRES

---

# Chapitre 1

## Introduction

Dans ce premier chapitre, nous introduisons tout d'abord le contexte général de cette étude et l'objectif des travaux. Nous présentons ensuite une revue bibliographique succincte de la topologie de l'écoulement autour des trains sur laquelle nous reviendrons en détail dans le chapitre 3. Nous présentons enfin la démarche adoptée ainsi que le plan du manuscrit.

### Sommaire

---

<b>1.1</b>	<b>Contexte et objectifs</b>	<b>2</b>
1.1.1	Contexte général	2
1.1.2	Position du problème	3
<b>1.2</b>	<b>Étude bibliographique</b>	<b>4</b>
1.2.1	Écoulement autour des corps élancés	4
1.2.2	Nature de l'écoulement autour des trains	8
1.2.3	Évaluation des efforts aérodynamiques sur les trains	12
1.2.4	Justification d'une approche simplifiée en soufflerie	14
1.2.5	Synthèse	20
<b>1.3</b>	<b>Démarche d'étude</b>	<b>20</b>
<b>1.4</b>	<b>Organisation du mémoire</b>	<b>21</b>

---

## 1.1 Contexte et objectifs

### 1.1.1 Contexte général

Depuis la fin du XIX<sup>e</sup> siècle, le vent a été identifié comme responsable de grandes catastrophes du génie civil. L'effondrement du pont de Tacoma aux Etats-Unis est l'un des accidents les plus marquants de l'ingénierie du vent. Le mécanisme à l'origine de cet accident est un « flottement de décrochage » aujourd'hui bien connu des concepteurs de ponts, et systématiquement étudié par des essais en soufflerie. L'accident du pont du Tay en Écosse (1879) est quant à lui le premier accident de l'ingénierie du vent recensé impliquant le domaine du transport. Le train se situait au milieu du pont lorsque la tempête le fit basculer. Il se renversa en entraînant avec lui les poutres du pont. En 1903, un autre train est renversé par le vent sur le viaduc de la baie de Morecombe en Angleterre. En 1925, c'est en Irlande, sur le viaduc d'Owencarrow qu'un train bascule sous l'effet d'un fort vent latéral (figure 1.1).



FIGURE 1.1 – Renversement d'un train sur le viaduc d'Owencarrow en Irlande, 1925.

De nombreux accidents de ce type ont pu être recensés au cours du XX<sup>e</sup> siècle, impliquant aussi bien des trains de passagers que des trains de marchandises. Ce type d'accident survient aujourd'hui encore comme l'atteste le renversement d'un train japonais de type Inaho en 2005 sous l'action d'un fort vent traversier. Le vent ayant été identifié comme une des principales causes de ces catastrophes, l'ingénierie du vent s'est ainsi considérablement développée dans le milieu ferroviaire.

Depuis l'invention des trains en 1804, leur vitesse de circulation a beaucoup augmenté grâce à l'évolution des systèmes de motorisation. Si ces évolutions ont permis d'augmenter la vitesse de circulation des trains, elles les ont aussi rendus plus sensibles aux risques de renversement par le vent. La stabilité latérale est alors progressivement devenue dimensionnante dans la conception des trains afin d'assurer la sécurité des passagers et des marchandises. Plus récemment, un système de motorisation répartie a été mis en place sur l'Automotrice à Grande Vitesse (AGV), développée par Alstom Transport. Sur cette nouvelle génération de train à très grande vitesse, exploité depuis 2012 en Italie, la motorisation n'est plus concentrée dans le véhicule de tête. Les moteurs sont situés au niveau des bogies <sup>1</sup>

---

1. Les bogies sont des chariots situés sous les véhicules sur lesquels sont fixés les essieux. Ils sont mobiles par rapport au châssis du véhicule et sont destinés à s'orienter convenablement dans

et sont ainsi répartis le long du train. Cette nouvelle répartition des moteurs modifie la masse des véhicules. Du point de vue de l'aérodynamicien, la diminution du poids du véhicule de tête est alors problématique car ce véhicule est le plus sensible aux vents traversiers. Le design de la motrice doit alors être parfaitement maîtrisé et optimisé vis-à-vis de la tenue aux vents traversiers.

L'aérodynamique des véhicules ferroviaires comporte de nombreuses autres problématiques telles que l'entrée en tunnel des véhicules, la propagation des ondes de pression dans les tunnels, le croisement de trains en plein air ou en tunnel, les écoulements induits lors du passage des trains en gare, la réduction du bruit aérodynamique, la gestion du bruit dans les véhicules (confort passager) ou encore la réduction de la traînée. La conception des trains modernes doit ainsi intégrer l'ensemble des critères permettant de répondre à ces problématiques. En Europe, la Spécification Technique d'Interopérabilité relative au sous-système « matériel roulant » du système ferroviaire transeuropéen à Grande Vitesse (STI MR GV:2008) a été créée pour permettre l'interopérabilité des trains sur tout le continent. Elle s'appuie notamment sur des procédures d'essais de la norme EN 14067, qui contient les modes opératoires à mettre en place lors des essais de certification des trains. C'est plus particulièrement la partie six de cette norme intitulée « Exigences et procédures d'essai pour l'évaluation de la stabilité vis-à-vis des vents traversiers » qui nous intéressera ici.

### 1.1.2 Position du problème

L'évaluation de la stabilité des véhicules ferroviaires vis-à-vis des vents traversiers est basée sur des valeurs caractéristiques de la vitesse du vent que le matériel roulant est capable de supporter, avant dépassement des valeurs limites de déchargement des roues. Les différentes vitesses caractéristiques ainsi calculées permettent d'obtenir des courbes de vent caractéristiques (CCV). Pour un train donné, circulant sur une plage de vitesses données, ces courbes définissent ainsi la vitesse maximale du vent naturel que supporte un train et au-delà de laquelle une limite caractéristique de déchargement des roues est franchie. La procédure complète de ce calcul est présenté dans la norme EN 14067-6:2010 [2].

L'évaluation de la stabilité des véhicules ferroviaires se décompose ainsi en deux parties. La première partie concerne la détermination des caractéristiques aérodynamiques des véhicules, c'est-à-dire les coefficients de force et de moment. La seconde partie concerne l'évaluation des caractéristiques dynamiques du véhicule et ne sera pas étudiée ici.

Les efforts et moments aérodynamiques s'exerçant sur les trains peuvent être obtenus de différentes manières : par des équations prédictives, par simulation numérique ou encore par des essais en soufflerie. Les essais en situation de vents traversiers avec des trains à pleine échelle ne sont pas possibles en soufflerie à cause de leurs dimensions, une approche à échelle réduite est alors généralement employée. Le nombre de Reynolds basé sur la largeur d'un train, typiquement 3 m, les courbes.



circulant à 300 km/h, est supérieur à 10 millions. Le respect de cette valeur n'est pas possible en soufflerie puisqu'il implique des vitesses d'écoulement trop élevées. Il faut ainsi veiller à ce que la similitude des écoulements soit respectée malgré un nombre de Reynolds plus faible lors des essais. On veillera en particulier à s'assurer de l'indépendance des coefficients aérodynamiques vis-à-vis du nombre de Reynolds afin de pouvoir les extrapoler à des nombres de Reynolds correspondant à la pleine échelle.

Lors de la conception des maquettes de trains à échelle réduite, la norme européenne pour l'interopérabilité des trains en Europe, EN 14067-6:2010, préconise d'adopter un niveau de détails conduisant à une représentation réaliste des efforts et moments aérodynamiques. Cependant à ce jour, il n'existe aucun critère précis permettant de connaître *a priori* le niveau de détails approprié.

Sur le toit des trains, des câbles à haute tension transportent le courant de la motrice aux autres véhicules. Ces câbles possèdent un diamètre de l'ordre de 2 % de la largeur du véhicule. La question de l'échelle à laquelle reproduire ces lignes de toiture sur les maquettes à échelle réduite se pose alors. En effet, les études précédentes ont permis de montrer que l'écoulement autour du train ne dépend plus du nombre de Reynolds au delà de  $5 \times 10^5$  (Mair & Stewart [68]). Pour cette valeur, le nombre de Reynolds caractérisant l'écoulement autour des lignes de toiture est de l'ordre de 10000. Le régime d'écoulement local peut alors être différent de ce qu'il serait à pleine échelle, résultant en un impact non réaliste sur l'écoulement global.

Le but de ces travaux consiste donc à étudier l'impact des lignes de toiture sur le comportement aérodynamique des véhicules lors d'essais à échelle réduite en soufflerie. Nous étudierons en particulier l'influence de l'échelle de reproduction de ces appendices sur la stabilité des trains.

## 1.2 Étude bibliographique

Mair & Stewart (1985) [68] font partie des pionniers de l'étude de l'aérodynamique des trains en situation de vent traversier. Leurs travaux ont permis d'établir des similitudes entre l'écoulement autour des véhicules ferroviaires et celui autour des corps élancés, largement étudiés dans le cadre d'études concernant le comportement aérodynamique des missiles (Thomson [94], Thomson & Morrison [95]).

### 1.2.1 Écoulement autour des corps élancés

Lorsqu'un fluide se déplace au voisinage d'une paroi solide, il perd de la quantité de mouvement et devient plus sensible aux gradients de pression adverses. La paroi solide peut être vue comme une source de vorticit   [66]. Celle-ci est convecté le long de la paroi et diffusé au travers de la couche limite. Lorsque le gradient de pression adverse est trop important, la couche limite se s  pare de la paroi et la

vorticité est libérée dans le fluide. La forme et la taille de la zone décollée sont pilotées par la direction de l'écoulement incident sur l'obstacle, la direction de la ligne de séparation et la direction du vecteur vorticité à la séparation [105] (figure 1.2).

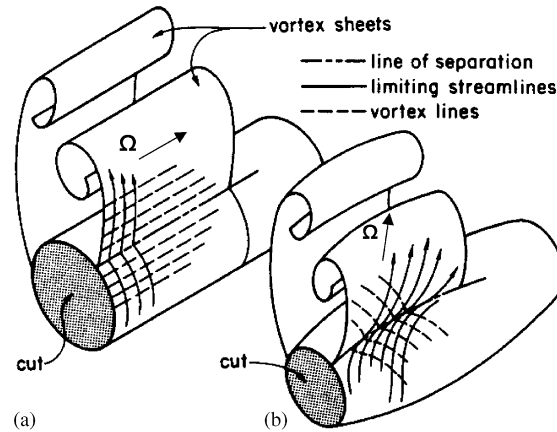


FIGURE 1.2 – Influence de la direction de l'écoulement, de la ligne de séparation et de la direction de la vorticité sur la zone décollée derrière un corps, d'après Zeiger [105].

Dans le cas d'un cylindre normal à l'écoulement incident (figure 1.2 a) la vitesse est normale à la ligne de séparation, et la vorticité  $\Omega$  est parallèle à cette ligne de séparation. La vorticité est donc lâchée dans l'écoulement parallèlement à la ligne de séparation et reste normale à l'écoulement. L'interaction entre les nappes de vorticité donne lieu à un enroulement tourbillonnaire parallèle à l'axe du cylindre, et l'interaction entre ces structures donne lieu à un lâcher tourbillonnaire alterné instationnaire. Le régime d'écoulement dans le sillage du cylindre dépend du nombre de Reynolds. Pour une revue exhaustive de ces différents régimes, le lecteur peut se référer à Zdravkovich [103, 104]. Dans le cas où l'écoulement approche le corps avec un angle différent de  $90^\circ$  par rapport à son axe (figure 1.2 b), les vecteurs vorticité ont une inclinaison par rapport à la ligne de séparation. La vorticité possède donc une composante parallèle à la ligne de séparation et une composante perpendiculaire.

Dans le cas d'un cylindre infini incliné par rapport à l'écoulement amont, la ligne de séparation est parallèle à l'axe du cylindre, elle est donc inclinée par rapport à l'écoulement. Le vecteur vorticité n'est alors pas parallèle à la ligne de séparation [30], l'enroulement des nappes tourbillonnaires n'est donc pas bien défini. Ramberg [80] a observé trois enroulements possibles dans le sillage (figure 1.3). Les nappes peuvent s'enrouler avec une génératrice parallèle à l'axe du cylindre, normale à l'écoulement, ou avec un angle arbitraire.

Dans le cas de l'écoulement autour d'une aile delta en incidence, l'écoulement se sépare sur le bord d'attaque de l'aile. La ligne de séparation est alors inclinée par rapport à l'écoulement amont (figure 1.4). La composante de vorticité parallèle à la ligne de séparation provoque un enroulement des nappes tourbillonnaires avec une

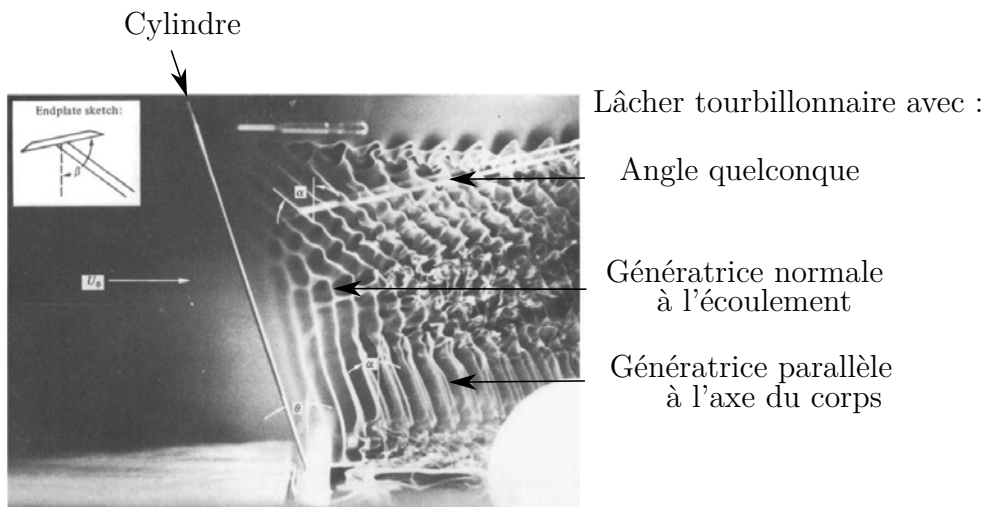


FIGURE 1.3 – Visualisation des modes de lâchers tourbillonnaires dans le sillage d'un cylindre incliné, d'après Ramberg [80].

génératrice parallèle à la ligne de séparation. La composante perpendiculaire induit une composante de vitesse suivant l'axe de la structure tourbillonnaire pouvant atteindre trois fois la vitesse amont [81].

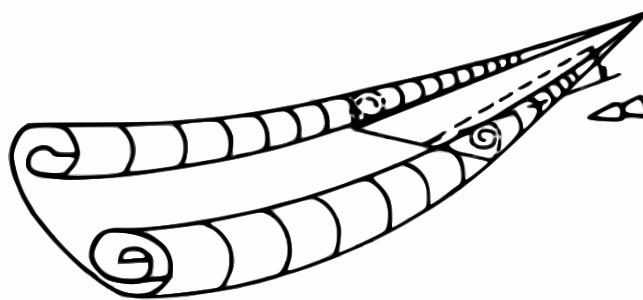


FIGURE 1.4 – Schéma de la séparation de l'écoulement autour d'une aile delta. La ligne de séparation est inclinée par rapport à l'écoulement, d'après Zeiger [105].

Peterson [76] a montré que pour un corps élancé suffisamment long, on observe les trois régimes d'écoulement décrits sur la figure 1.5. Dans le régime 3, les structures tourbillonnaires sont fixes dans l'espace, l'écoulement est alors stationnaire, seules quelques fluctuations dans le temps sont observées [59, 31]. Le régime 1 correspond à un lâcher tourbillonnaire alterné instationnaire, les structures sont convectées avec une génératrice qui reste parallèle à l'axe du corps. Le régime 2 est un régime intermédiaire entre les régimes 1 et 3. Il est instationnaire et l'angle entre le corps et les structures tourbillonnaires est élevé.

Les études de Thomson & Morrison [95] et Thomson [94] ont permis d'établir une classification de l'apparition de ces différents régimes d'écoulement en fonction de l'incidence de l'écoulement par rapport au corps. Dans leur étude, le nombre

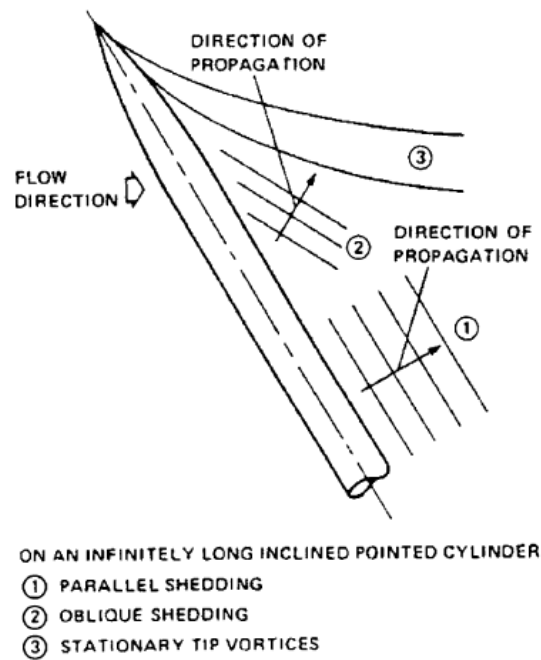


FIGURE 1.5 – Schéma des trois régimes d'écoulement dans le sillage d'un corps élancé incliné par rapport à l'écoulement amont, d'après Peterson [76].

de Reynolds de l'écoulement vaut  $10^6$  mais une bande de carborundum est utilisée afin de forcer la transition de la couche limite sur tout le corps. La classification est la suivante :

- i) Pour les très faibles angles de dérapage, la couche limite reste attachée sur tout le corps.
- ii) Pour les angles de dérapage supérieurs et jusqu'à  $40^\circ$ , la couche limite se sépare dans une région située juste en aval du nez donnant naissance à une paire de tourbillons contrarotatifs. Un de ces tourbillons se détache à une certaine distance du nez et est remplacé par un nouveau. Plus loin, le tourbillon formé de l'autre côté se détache et est remplacé à son tour. Ce processus se répète sur toute la longueur du corps, formant ainsi une allée tourbillonnaire fixe dans le temps et l'espace (figure 1.6).
- iii) Pour les incidences comprises entre  $40$  et  $60^\circ$ , le régime est quasi-statique et est intermédiaire entre les régimes (ii) et (iv).
- iv) Pour les incidences au-delà de  $60^\circ$  l'écoulement est instationnaire et ressemble à l'écoulement dans le sillage d'un cylindre placé à  $90^\circ$  par rapport à l'écoulement incident, on observe un lâcher tourbillonnaire alterné dont l'axe est parallèle à celui du corps.

On retrouve ici les trois régimes d'écoulement identifiés par Ramberg [80] sur un corps infini. La longueur sur laquelle un régime d'écoulement est observé dépend de l'angle de dérapage considéré.

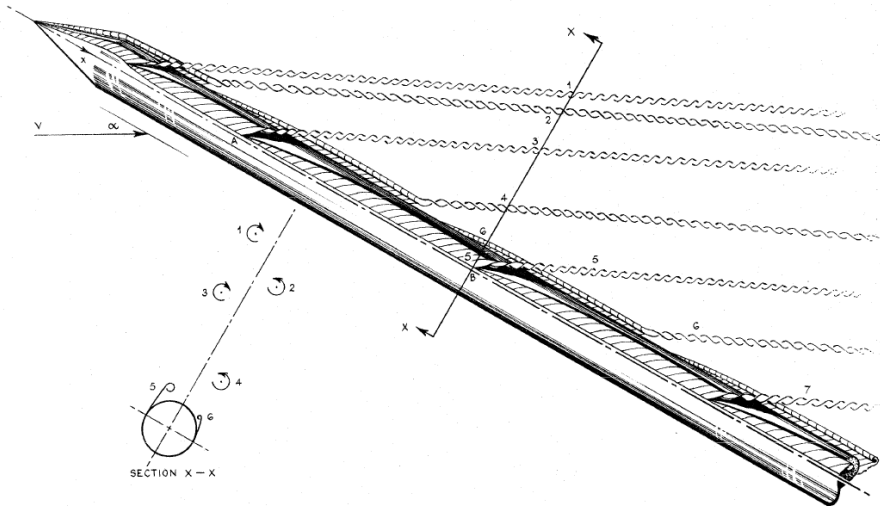


FIGURE 1.6 – Écoulement dans le sillage d’un corps élancé dans le régime stationnaire, d’après Thomson [94].

### 1.2.2 Nature de l’écoulement autour des trains

Nous présentons ici les principaux travaux traitant de l’étude des trains en situation de vents traversiers, et plus particulièrement ceux axés sur la compréhension de l’écoulement autour du corps. Dans ce chapitre, la description de cet écoulement reste succincte, elle sera détaillée dans le chapitre 3 en s’appuyant sur la littérature et les résultats obtenus au cours de ces travaux.

Lorsqu’un train circule à une vitesse  $v$  dans un vent de vitesse  $u$  avec un angle  $\psi$  par rapport à la voie, la vitesse relative dans le référentiel du train est  $V$  et l’angle de dérapage est noté  $\beta$  (figure 1.7). Dans la suite de l’exposé, il sera fait référence à cet angle.

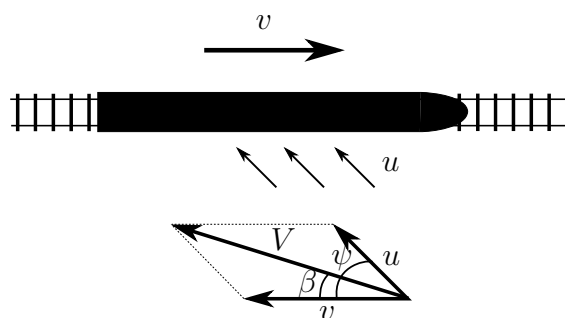


FIGURE 1.7 – Définition de l’angle de dérapage  $\beta$ .

Mair & Stewart [68] considèrent les trains comme des corps élancés placés à proximité d’une paroi. Ils définissent dans leurs travaux un modèle de train idéalisé

présenté sur la figure 1.8. Ce modèle possède deux plans de symétrie horizontaux et verticaux. Le rayon de courbure de la section droite du train a été dimensionné de manière à être proche de celui des trains anglais « Advanced Passenger Trains » (APT).

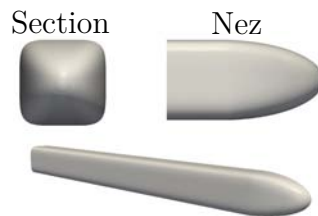


FIGURE 1.8 – Modèle idéalisé.

Ces travaux expérimentaux portent sur le régime d'écoulement (ii) identifié par Thomson [94] (voir paragraphe précédent). Leur analyse explicite le lien entre la répartition de pression autour du train et la topologie de l'écoulement dans son sillage. La figure 1.9 présente un schéma de cet écoulement issu des travaux de Copley [29] qui a complété les études de Mair & Stewart sur ce modèle.

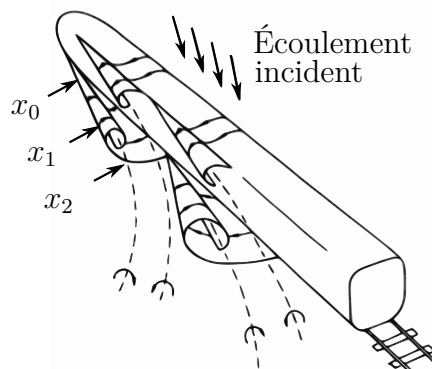


FIGURE 1.9 – Schéma du sillage d'un train en dérapage, d'après Copley [29].

Pour les angles de dérapage compris entre  $10^\circ$  et  $40^\circ$ , le sillage du train se compose de structures tourbillonnaires fixes dans l'espace et dans le temps. Celles-ci sont issues d'un enroulement tourbillonnaire des couches cisailées décollées côté sol et côté toit. Le régime d'écoulement est similaire à celui observé par Thomson sur un corps élancé [94] (figure 1.6). La proximité avec le sol provoque un développement plus rapide de la structure tourbillonnaire issue de l'écoulement de sous-bassement qui s'éloigne dans le sillage au fur et à mesure de son développement. Nous reviendrons plus en détail sur cet aspect dans le chapitre 3. Cette structure est remplacée par une nouvelle et celle issue du toit s'éloigne de la surface du train. Ce processus est illustré sur la figure 1.10 dans plusieurs plans de la figure 1.9.

Les structures tourbillonnaires présentes dans le sillage modifient la répartition

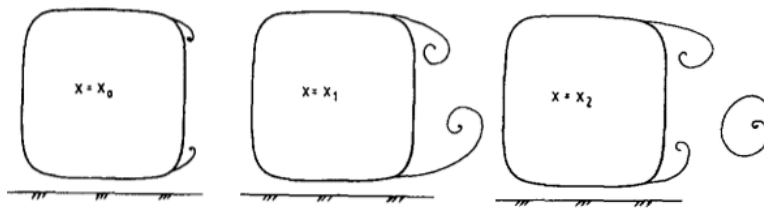


FIGURE 1.10 – Structure du sillage du train à différentes positions longitudinales de la figure 1.9, d’après Copley [29].

de pression sur la face sous le vent<sup>2</sup>. L’intégration et la projection de la pression ont permis d’observer l’évolution de la contribution à l’effort latéral (figure 1.11). Un premier pic lié au contournement du nez du train est observé entre 0 et 1D (origine prise à l’extrémité du nez). Un second pic lié à l’interaction des structures tourbillonnaires avec la paroi est observé plus loin en aval. Celui-ci se rapproche du nez avec l’augmentation de l’angle de dérapage et est plus marqué. Cette modification correspond à un décollement de l’écoulement et à une génération de structures tourbillonnaires à grande échelle plus près du nez lorsque le dérapage augmente.

La proximité du sol modifie la distribution de pression sous le train et provoque l’apparition d’un effort de portance suivant l’axe vertical.

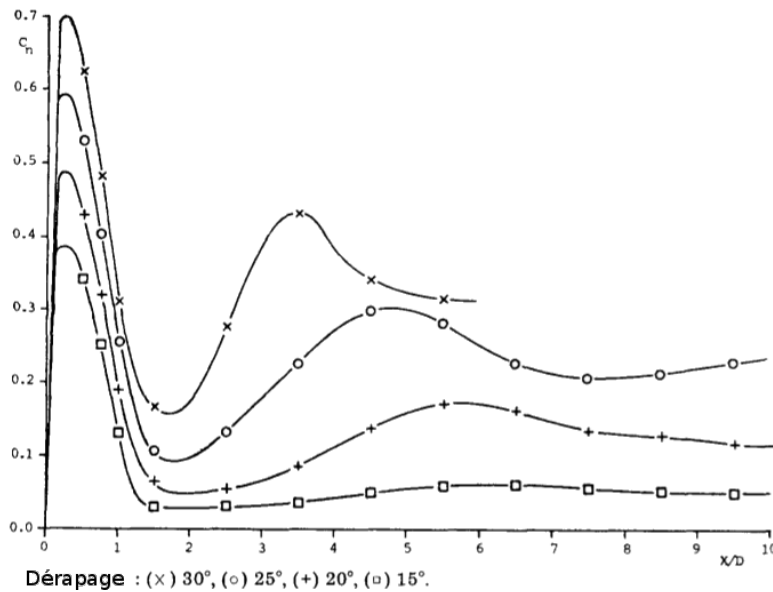


FIGURE 1.11 – Evolution longitudinale de la répartition d’effort latéral, d’après Mair & Stewart [68].

Afin de compléter l’étude de Mair & Stewart [68] valable pour les angles inférieurs à 40° sur la totalité de la plage angulaire, Chiu [24, 26, 25] a étudié le

2. La face exposée au vent est appelée face au vent, celle située de l’autre côté la face sous le vent.

modèle de train idéalisé entre  $60^\circ$  et  $90^\circ$  de dérapage. Pour ces angles élevés, les techniques de visualisation permettent l'observation des régimes d'écoulement (iii) et (iv) identifiés par Thomson [94]. Le lâcher tourbillonnaire observé dans le régime (iv) est mis en évidence par les mesures de vitesse par fil chaud dans le sillage du train. L'analyse du spectre fréquentiel fait ressortir un nombre de Strouhal de 0,35. Le pic obtenu dans le spectre fréquentiel est particulièrement intense à  $90^\circ$  de dérapage. À  $60^\circ$ , le pic  $St=0,35$  est toujours présent mais son intensité est plus faible. Enfin, le régime d'écoulement (ii) est toujours observé à proximité du nez. La figure 1.12 présente une synthèse de ces observations.

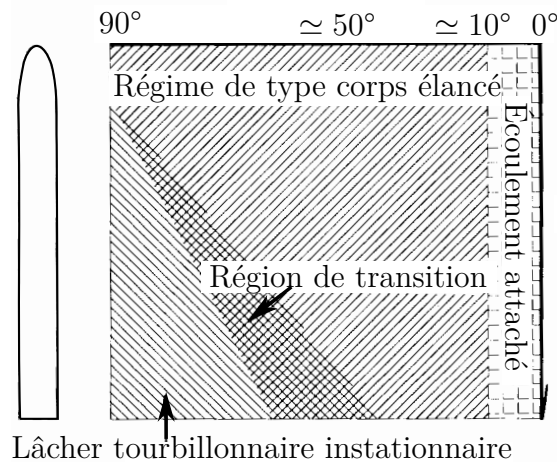


FIGURE 1.12 – Les différents régimes d'écoulement en fonction du dérapage, d'après Chiu [26].

Plus récemment, le développement des simulations numériques a permis une étude détaillée de l'organisation du sillage de ce même train par modélisation LES (Hemida & Krajnovic [52, 51]). Les résultats confirment la topologie de l'écoulement déduite des différentes techniques de visualisation et permettent de préciser l'organisation du sillage, tout en apportant des informations sur les phénomènes instationnaires. Certains de ces résultats seront présentés dans le chapitre 3.

Les résultats que nous venons de présenter concernent un modèle de train idéalisé. Sa section constante possède deux plans de symétrie et il ne possède pas de bogies. Malgré ces simplifications, l'écoulement obtenu est conforme à celui obtenu sur des trains réels. Khier *et al.* [60] (train allemand InterRegio), Cheli *et al.* [23] (MLA Riyadh), Hemida & Krajnovic [49] (ICE2 simplifié), etc., ont mis en évidence un écoulement de la même nature que celui obtenu avec le train idéalisé. Les répartitions de pression sont comparables mais spécifiques à chaque train. En particulier, les accélérations dans les zones attachées de l'écoulement sont directement liées à la forme avant des véhicules. Les angles de changement de nature de l'écoulement, appelés angles critiques, dépendent eux aussi du train considéré



mais restent situés entre 40 et 60°.

Ainsi, l'écoulement généré par le modèle de train idéalisé est réaliste. Ce modèle sera donc utilisé dans ces travaux. Ce choix repose sur la simplicité de sa forme et sur la richesse de la bibliographie disponible sur ce modèle étant donné l'intérêt qu'il a suscité auparavant.

### 1.2.3 Évaluation des efforts aérodynamiques sur les trains

L'évaluation du risque de renversement d'un train nécessite la connaissance des coefficients d'efforts et de moments aérodynamiques. Différentes méthodes peuvent être mises en place pour cette évaluation. Une mesure directe des efforts peut être effectuée à l'aide d'une balance aérodynamique. Une autre possibilité consiste à intégrer la répartition de pression autour des véhicules.

Dans leurs travaux, Mair & Stewart [68], Copley [29] et Chiu [25] évaluent les efforts aérodynamiques à partir de la répartition de pression. Celle-ci est mesurée en plusieurs points de la section à différentes positions longitudinales. Elle est intégrée et projetée afin d'obtenir la répartition d'efforts le long du train. L'inconvénient de ce type de mesure est qu'il faut s'assurer que la discrétisation en prises de pression est suffisante pour reconstruire avec suffisamment de précision les efforts. Les zones présentant un rayon de courbure important (nez, jonctions paroi latérale/toit, paroi latérale/sous-bassement), nécessitent un raffinement spécifique pour bien représenter les gradients de pression associés. Cela peut conduire à un nombre de capteurs de pression important et à une instrumentation difficile à mettre en place.

Afin de s'affranchir de la mesure de pression, les auteurs ont employé différentes méthodes pour évaluer la répartition de pression autour du train. Copley [29] a utilisé une méthode des singularités pour évaluer la pression dans la partie attachée de l'écoulement. Pour la zone décollée, l'évolution des structures tourbillonnaires est calculée à partir de l'analogie avec l'écoulement démarré impulsivement autour d'un cylindre (impulsively started flow). Cette analogie part d'un constat fait dans les années 50. L'organisation du sillage d'un corps élancé en dérapage à différentes positions longitudinales est similaire à l'évolution temporelle de l'écoulement derrière un cylindre normal à l'écoulement, comme l'illustre la figure 1.13 [105]. Une correspondance entre le temps d'une part, et la distance longitudinale d'autre part, permet de calculer l'évolution des structures tourbillonnaires dans l'espace. Cette méthode est imparfaite car elle néglige en particulier la composante de vitesse axiale et de vorticité [105], mais elle donne une première idée de l'évolution des structures dans l'espace. Les résultats obtenus par Copley [29] ne donnent pas de résultats satisfaisants à cause d'une difficulté à introduire proprement de nouveaux tourbillons lorsque les premiers s'éloignent. L'effort de portance est surévalué et l'effort latéral sous-évalué. Les deux erreurs se compensent dans le calcul du moment de renversement de telle sorte que les résultats sont conformes aux résultats expérimentaux. Au delà de 50° l'évaluation de la pression ne corres-

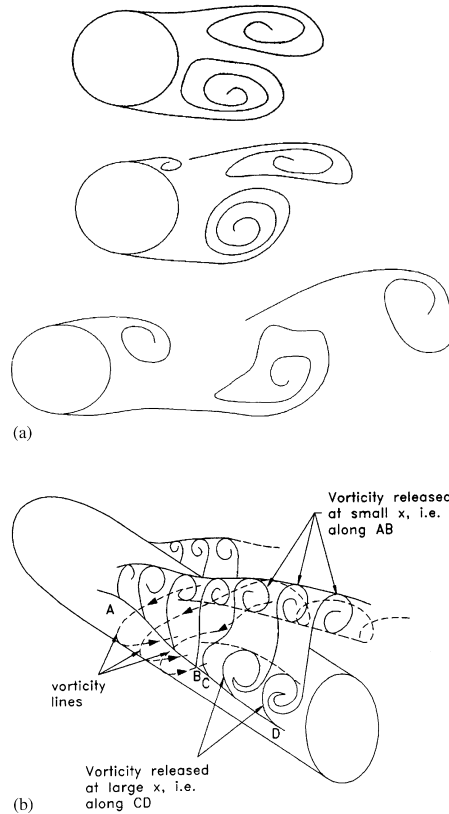


FIGURE 1.13 – Illustration de la similarité entre l'écoulement instationnaire derrière un cylindre et l'écoulement derrière un corps élancé, d'après Zeiger *et al.* [105].

pond plus du tout aux données expérimentales car l'approximation de corps élancé ne peut plus être appliquée (voir figure 1.12). Chiu [24] a montré qu'entre 60 et 90° de dérapage, la répartition de pression devient indépendante de la distance au nez dès 4,5D. L'adimensionnement de la pression à 90° par la vitesse vue par le train incliné d'un angle de dérapage  $\beta$ ,  $V \times \sin(\beta)$  permet alors d'obtenir la répartition de pression pour un angle de dérapage  $\beta$  compris entre 60 et 90°. Chiu [24] applique une méthode des singularités au cas bidimensionnel (90°) et obtient des résultats très proches des données expérimentales. Le seul inconvénient de cette méthode vient du fait qu'elle nécessite la connaissance préalable du coefficient de pression de base sous le vent. Il combine la méthode tridimensionnelle (sources et tourbillons) [29] et la méthode bidimensionnelle [24] pour calculer la répartition de pression pour un angle quelconque entre 0 et 90°.

Sanquer *et al.* [84] a comparé les résultats obtenus avec une importante discrétisation spatiale en prises de pression et une mesure directe des efforts à l'aide d'une balance dynamométrique. Les résultats obtenus à l'aide de la pression sont conformes aux résultats obtenus par pesée aérodynamique. Malgré les efforts mis en place autour de ces différentes méthodes basées sur la pression, l'utilisation de balances aérodynamiques s'est généralisée et est aujourd'hui préférée dans les principaux centres d'essais européens réalisant les essais de certification ferroviaire

(CSTB, Polimi, DLR, etc.). C'est une technique expérimentale plus simple à mettre en œuvre et le traitement des signaux électriques donne directement les efforts aérodynamiques. Nous retiendrons cette approche dans ces travaux, mais l'analyse de la répartition de pression sera également effectuée afin de mieux comprendre l'origine et l'évolution des efforts aérodynamiques.

## 1.2.4 Justification d'une approche simplifiée en soufflerie

### 1.2.4.1 Modèle mobile et modèle fixe

Lorsqu'un train est en circulation sur des rails, il existe un mouvement relatif entre le véhicule et le sol. La vitesse du train, la vitesse du vent ainsi que son orientation permettent de définir un angle de dérapage. Les essais en soufflerie sont souvent réalisés sur des modèles statiques. Dans ce cas, c'est l'orientation du véhicule par rapport à l'écoulement qui est modifiée, et l'angle entre l'écoulement et l'axe du véhicule est alors l'angle de dérapage. Ce dispositif ne tient pas compte du mouvement relatif du train par rapport au sol, qui induit un écoulement cisailé complexe entre le véhicule et le sol, (Howell [53]).

Les dispositifs permettant l'utilisation de modèles mobiles sont difficiles à mettre en œuvre et par conséquent peu utilisés. Le principe généralement retenu consiste à catapulter le train sur des rails et à le faire passer devant des ventilateurs simulant un vent latéral. Cette méthode est très contraignante car elle nécessite des installations dédiées ainsi qu'une instrumentation placée dans la maquette fonctionnant en autonomie ou pilotée à distance. La voie doit être parfaitement rectiligne de manière à guider le véhicule sans introduire d'efforts qui ne soient pas d'origine aérodynamique. De manière générale, les nombres de Reynolds atteignables restent trop faibles par rapport au nombre de Reynolds pleine échelle. Baker [8] a conduit plusieurs campagnes expérimentales utilisant ce dispositif. Plus récemment, Bocciolone *et al.* [18] ont réalisé une campagne expérimentale sur différents modèles de train, menant à la fois des essais mobiles et des essais statiques. Les coefficients aérodynamiques moyens obtenus par les deux méthodes sont très proches (figure 1.14). Dorigatti *et al.* [35] ont montré que la répartition de pression moyenne entre des tests sur modèles statiques et mobiles est similaire elle aussi.

Ces résultats justifient l'emploi possible d'un modèle statique en soufflerie pour évaluer les coefficients d'efforts aérodynamiques moyens. Les travaux de Dorigatti ont cependant mis en évidence des différences sur les fluctuations de pression. L'utilisation d'un modèle statique pour évaluer les coefficients instationnaires maximums (pics d'efforts) ne semble donc pas adaptée.

Dans l'évaluation du risque de renversement des trains, on s'intéresse aux phénomènes de déchargement des roues à basse fréquence. Ainsi, nous pouvons retenir une approche statique afin de déterminer les coefficients aérodynamiques moyens des véhicules.

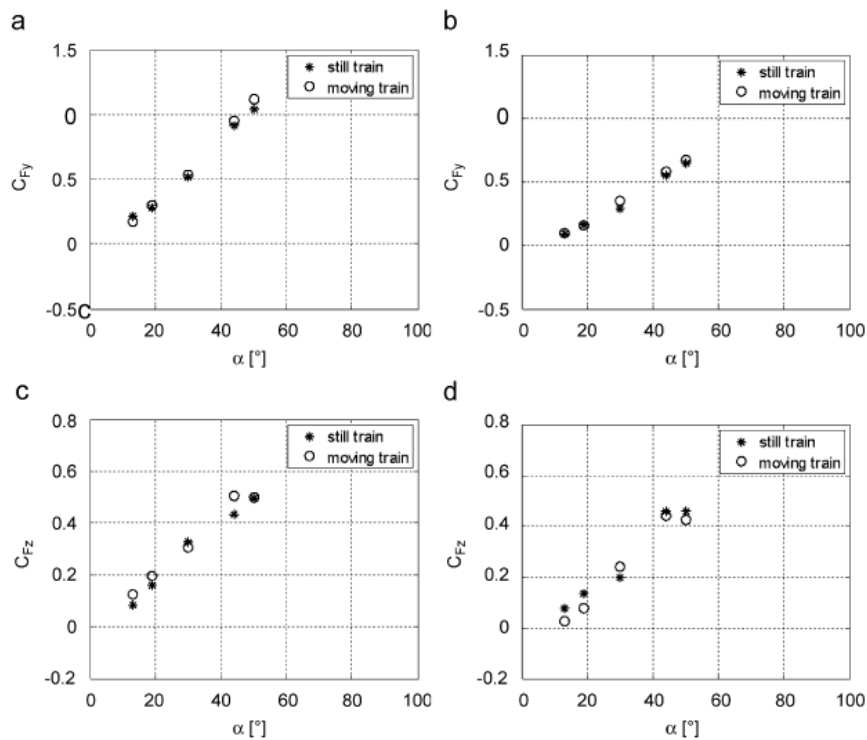


Fig. 28. Viaduct, leeward, low turbulence: comparison between coefficients measured in still and moving model tests on 1st (a)–(c) and on 2nd (b)–(d) vehicle.

FIGURE 1.14 – Comparaison des coefficients aérodynamiques obtenus sur modèles mobiles et fixes, d'après Bocciolone [18].

#### 1.2.4.2 Effet d'une turbulence de type couche limite atmosphérique

Un train circulant en situation de vent réel subit un angle de dérapage effectif qui évolue avec la hauteur. Baker & Gawthorpe [12] ont montré que la turbulence associée à un vent réel peut avoir des effets significatifs sur les efforts s'appliquant sur le véhicule de tête. Les travaux de Cheli *et al.* [23] ont mis en évidence une dépendance de la répartition de pression à la turbulence de l'écoulement, ayant pour conséquence une augmentation du moment de renversement du train. Les travaux de Bocciolone [18] ont montré que la portance et l'effort latéral augmentent avec la turbulence.

Robinson (1987) [82], Baker & Robinson [14] et Bocciolone *et al.* [18] ont montré que les structures tourbillonnaires du sillage gagnent ou perdent de l'énergie dans l'écoulement turbulent en fonction de la taille des échelles de la turbulence. Les grandes échelles apportent de l'énergie aux structures tourbillonnaires du sillage alors que les petites échelles en dissipent. Cela se traduit respectivement par une augmentation et une réduction de l'effort latéral. Tomasini a aussi observé ce comportement sur la portance [96].

Aux faibles angles de dérapage, pour lesquels l'écoulement est similaire à celui observé autour des corps élancés, les courbes d'efforts restent très proches avec

un faible ou un fort taux de turbulence [18]. L'angle critique, qui correspond au passage d'un régime d'écoulement de type corps élancé à celui d'un écoulement de type « bluff body », augmente lorsque le taux de turbulence de l'écoulement augmente, et passe de 45 - 50° à 65 - 70° dans les travaux de Bocciolone *et al.* [18]. Au delà de l'angle critique, l'écoulement dans le sillage du train est complètement décollé et la taille des structures tourbillonnaires par rapport à la taille des échelles de turbulence a une grande influence sur les efforts aérodynamiques [82]. D'après Bocciolone *et al.* [18], cela justifie les écarts observés aux grands angles de dérapage. Au contraire, pour les angles de dérapage faibles, l'écoulement est de type corps élancé et les structures tourbillonnaires sont moins sensibles à la turbulence de l'écoulement, d'où une différence moindre.

Ainsi, la simulation d'une couche limite de type atmosphérique a un effet sur les efforts aérodynamiques. Dans ces travaux, nous négligerons toutefois cet aspect, tout en sachant que la reproduction en soufflerie des grandes échelles de la turbulence pourrait augmenter les efforts aérodynamiques aux angles élevés.

#### 1.2.4.3 Influence de la configuration du sol

Un train circulant en situation de vent traversier est exposé à des efforts aérodynamiques qui tendent à le renverser. La topographie du terrain peut augmenter ce risque. En effet, les trains circulent régulièrement sur des voies réhaussées, des remblais ou des viaducs. Lorsque le vent contourne ces obstacles, il est accéléré avant d'atteindre le véhicule et la vitesse incidente est alors supérieure à la vitesse du vent non perturbé. Dans l'accident du viaduc d'Irlande, 1925 (voir figure 1.1), il est intéressant de noter que l'accident a eu lieu non pas sur le viaduc lui-même mais au niveau du remblai. C'est bien l'accélération de l'écoulement contournant ce remblai qui rend les efforts aérodynamiques suffisants pour provoquer le renversement du train.

Les trains circulent sur une grande variété de sols. Pour évaluer les risques spécifiques à ces conditions de circulation, des configurations standards ont été définies. Celles-ci sont introduites dans la STI MR GV : 2008 ainsi que dans la norme européenne EN 14067-6:2010 [2], et sont les suivantes :

- (a) Sol plan sans ballast et sans rails (True Flat Ground (TFG)).
- (b) Mono-voie ballastée avec rails (Single Track Ballast and Rail (STBR)).
- (c) Remblai de 6 m de haut avec double voie ballastée avec rails (6 m embankment).

Ces différentes configurations de sol sont présentées sur la figure 1.15

Pour la configuration de terrain plat, la représentation des ballasts et des rails est négligée. La maquette est alors placée à une distance du sol correspondant à la hauteur d'un rail posé sur son support, soit 235 mm pleine échelle.

Il est aujourd'hui bien connu que la configuration du sol a un effet important sur les coefficients aérodynamiques [9] [18] [21] [87].

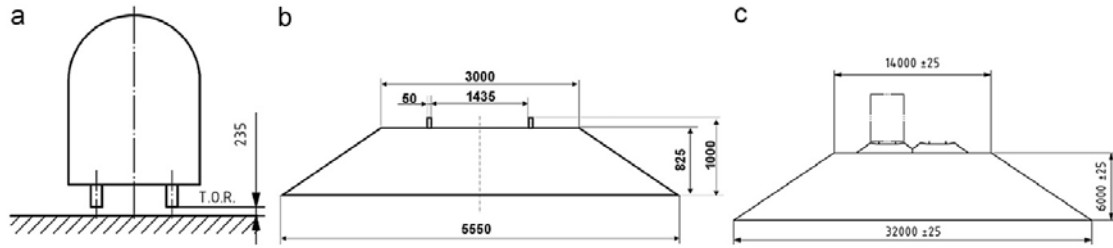


FIGURE 1.15 – Présentation des différents scénarios de sol considérés dans la norme européenne EN 14067-6:2010 [2]. Les différentes grandeurs sont exprimées en mm à pleine échelle.

**TFG et STBR** Les efforts aérodynamiques obtenus sur voie ballastée simple sont supérieurs à ceux obtenus sur sol plan, que ce soit la portance, l'effort latéral ou encore le moment de renversement [9] [18] [21] [87]. Aguinaga [4] a étudié le sillage d'un TGV Duplex dans ces deux configurations de sol. Les mesures PIV mettent en évidence des différences dans la dynamique tourbillonnaire du sillage. Dans le cas de l'écoulement obtenu sur voie ballastée simple, la position du cœur des structures tourbillonnaires issues de l'écoulement de sous-bassement fluctue dans l'espace alors qu'elle est beaucoup plus stable sur sol plan.

La configuration de voie ballastée est plus critique que le sol plan vis-à-vis du moment de renversement. Comme cette topographie est plus réaliste, il est désormais conseillé de l'adopter dans la norme EN 14067-6:2010 pour les essais de certification du matériel ferroviaire. La base de données réalisée sur sol plan étant très importante, le groupe de travail de la norme EN 14067 a cherché une fonction de transfert permettant de passer du coefficient de moment de renversement obtenu sur sol plan à celui obtenu sur voie ballastée avec rails. Cette fonction de transfert est grossière étant données les différences entre les phénomènes physiques mis en jeu dans les deux configurations. Un facteur 1,3 est obtenu sur le ICE3 sur la plage angulaire  $0 - 45^\circ$  par Schober *et al.* [87]. Au delà, ce coefficient diminue et sa valeur moyenne pour la plage angulaire  $60 - 90^\circ$  se situe autour de 1,05. Comme la plage angulaire représentative de la circulation réelle des trains se situe entre  $0$  et  $30^\circ$  (Orellano & Schober, 2006,[73]), le facteur 1,3 peut être retenu.

**Remblai** La configuration de remblai standard possède deux voies ballastées placées sur un remblai de 6 m de haut à pleine échelle. Il existe deux configurations, celle où le train circule côté au vent et celle où il circule côté sous le vent. Pour les angles de dérapage inférieurs à l'angle critique, Cheli *et al.* [21] ont montré que les efforts aérodynamiques sont similaires des deux côtés. Au delà, des différences apparaissent et la configuration au vent est plus critique vis-à-vis des vents traversiers (figure 1.16). Ce dernier résultat n'est toutefois pas général et d'autres études ont montré que la configuration la plus critique dépend du train.

Le rapport entre la vitesse mesurée sur le remblai et la vitesse de l'écoulement infini évolue entre 1 pour un dérapage nul et 1,3 pour un écoulement normal au

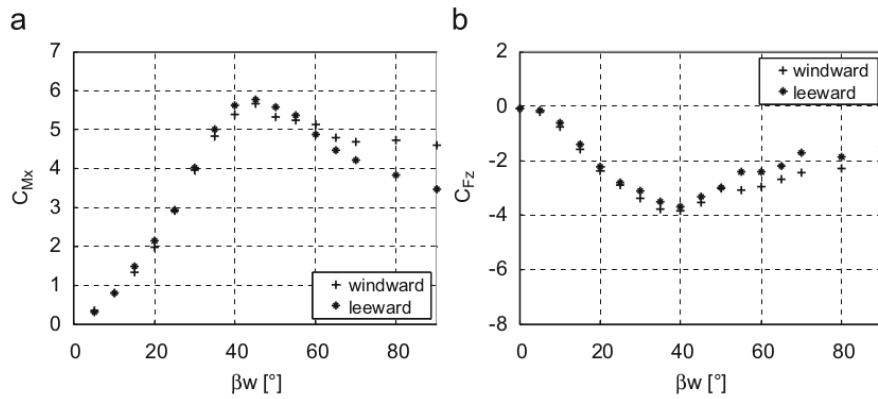


FIGURE 1.16 – Comparaison des efforts aérodynamiques obtenus sur remblai dans le cas d’un véhicule placé au vent et sous le vent, d’après Cheli *et al.* [21].

remblai dans les essais de Cheli *et al.* [21]. Lorsque les coefficients sont adimensionnés en prenant pour référence la vitesse mesurée sur le remblai, la courbe obtenue se superpose à celle obtenue sur sol plan pour les angles de dérapage inférieurs à  $30^\circ$  [21]. Ce résultat est intéressant pour les analyses de risques puisque les trains rapides rencontrent en moyenne des angles de dérapage effectifs maximums de  $30^\circ$ .

Baker [8] a étudié en détail l’accélération du vent sur un remblai. Il a en particulier mis en évidence un changement de l’angle effectif sur le remblai lié à l’accélération de la composante normale au remblai, la composante parallèle restant inchangée entre  $30$  et  $90^\circ$  de dérapage. La prise en compte de ce changement d’angle lui a permis de mettre en place une fonction de transfert appelée « hypothèse de Baker », utilisée dans la norme allemande RIL 80704. Celle-ci permet le passage de données obtenues sur sol plan en données obtenues sur remblai. Cette hypothèse est valable pour les angles de dérapage supérieurs à  $30^\circ$ .

Les coefficients aérodynamiques obtenus sur remblai peuvent donc être évalués à partir des données sur sol plan :

$\beta < 30^\circ$  : La prise en compte de la vitesse sur le remblai comme vitesse de référence permet de passer des coefficients obtenus sur sol plan aux coefficients qui auraient été obtenus sur remblai.

$\beta > 30^\circ$  : La correction d’angle faite par l’hypothèse de Baker permet l’utilisation d’une fonction de transfert.

Ainsi, malgré les différences entre les écoulements obtenus sur sol plan et voie ballastée, l’utilisation de fonctions de transfert adaptées permet d’étudier une configuration plus simple à mettre en œuvre, le sol plan, plutôt qu’un remblai compliqué à installer en soufflerie. Nous retiendrons l’approche d’un sol plan dans ces travaux afin de simplifier au maximum la configuration et de nous focaliser sur l’effet des appendices de toiture.

#### 1.2.4.4 Nombre de Reynolds

Un train circulant à une vitesse de 200 km/h possède un nombre de Reynolds basé sur la largeur de l'ordre de  $10^7$ . Les dimensions d'un train sont telles qu'il est impossible de réaliser des essais en conditions de vent traversier à pleine échelle en soufflerie. Les maquettes sont donc reproduites à échelle réduite. Pour respecter le nombre de Reynolds de l'écoulement réel, il conviendrait donc d'augmenter la vitesse de l'écoulement en soufflerie. Cette vitesse est limitée car on atteint rapidement des valeurs pour lesquelles la compressibilité de l'écoulement ne peut plus être négligée ( $M > 0,3$ ). Ainsi, le nombre de Reynolds n'est pas respecté dans les essais en soufflerie.

Dans le cas du modèle idéalisé de Mair & Stewart [68], lorsque le nombre de Reynolds est faible et pour les angles de dérapage modérés, la couche limite laminaire décolle sur le quart supérieur au vent ( $\theta = 47^\circ$ ) et ne recolte pas sur le toit, le régime est sous-critique [24] (figure 1.17 a). Lorsque le nombre de Reynolds augmente suffisamment, la couche limite laminaire décolle à  $53^\circ$  et recolte à  $57^\circ$  [68] (figure 1.17 b) [29]. La couche limite turbulente rattachée décolle alors à  $\theta = 130^\circ$ .

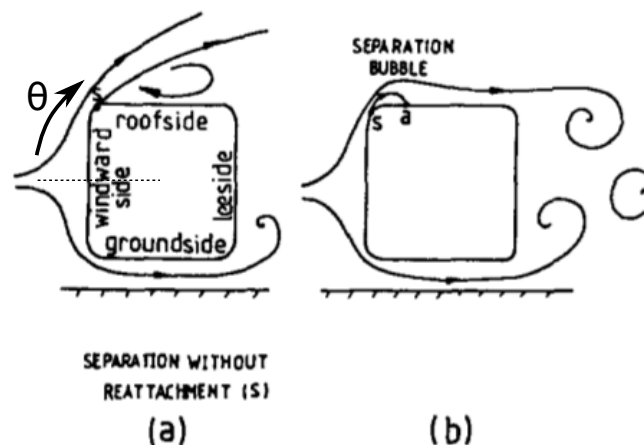


FIGURE 1.17 – Séparation laminaire sur le toit du train à faible nombre de Reynolds (a) qui disparaît lorsque celui-ci augmente suffisamment, d'après Copley [29].

La valeur du nombre de Reynolds pour lequel a lieu la transition entre ces deux régimes d'écoulement dépend de l'angle de dérapage et du train. Pour des nombres de Reynolds suffisamment élevés, la couche limite devient turbulente sur tout le train et reste attachée sur la face au vent et sur le toit du train. Ce régime est appelé trans-critique [24] et l'augmentation du nombre de Reynolds n'a plus d'effet sur la répartition de pression et les efforts aérodynamiques résultants [93]. Gould [46] a montré qu'il n'y a plus de modifications au-delà de  $2 \times 10^5$ . D'autres études ont montré qu'une dépendance des résultats au nombre de Reynolds peuvent exister au delà de cette valeur [22] et que la valeur du nombre de Reynolds pour lequel les résultats ne changent plus dépend de la forme du train. La norme européenne EN 14067-6:2010 impose ainsi un nombre de Reynolds minimum de  $1,8 \times 10^5$  afin



de garantir la similitude des écoulements, et conseille l'utilisation d'un nombre de Reynolds de  $10^6$ .

### 1.2.5 Synthèse

Les études précédentes concernant l'influence de l'utilisation d'un modèle statique, de l'utilisation d'une couche limite atmosphérique ou encore de la configuration du sol permettent d'évaluer l'erreur commise en simplifiant la configuration. On retiendra finalement l'utilisation d'un modèle statique placé sur un sol plan avec une incidence de vent variable. On ne cherchera pas à modéliser une couche limite atmosphérique. Enfin, nous tâcherons de nous assurer de l'indépendance des résultats vis-à-vis du nombre de Reynolds.

## 1.3 Démarche d'étude

À notre connaissance, aucune étude de l'influence des détails présents à la surface des trains sur les efforts aérodynamiques n'a été publiée à ce jour.

Ce travail de thèse a pour objectif l'étude de l'influence des détails des maquettes de train sur l'écoulement et sur les caractéristiques aérodynamiques du véhicule. Nous chercherons en particulier à valider la représentativité des essais en soufflerie en présence de détails, suivant l'échelle de reproduction retenue pour ceux-ci. Les détails que nous étudierons sont basés sur des câbles à haute tension présents sur le toit des trains à très grande vitesse (TGV à un et deux niveaux) et leurs caractéristiques géométriques seront définies dans le chapitre 2. Les Shinkansen, trains à très grande vitesse en service au Japon, sont aussi équipés de ce type de lignes de toiture.

L'écoulement moyen autour des trains peut être obtenu par un calcul RANS peu coûteux pour les faibles angles de dérapage. Pour les angles plus élevés, le caractère instationnaire de l'écoulement requiert l'utilisation d'approches de type LES ou hybrides. Aujourd'hui encore, ces utilisations sont très coûteuses en temps de calcul et font l'objet de thèses à part entière. Cette approche n'est pas adaptée à notre problématique.

L'approche retenue pour ces travaux est donc principalement expérimentale. Une des souffleries utilisées est employée pour les essais normatifs de certification des trains, ce qui permet de travailler dans des installations présentant un intérêt industriel. Le comportement aérodynamique des véhicules est évalué grâce à la pesée directe des efforts aérodynamiques. Afin de comprendre l'évolution de ces efforts avec le dérapage, la répartition de pression autour des véhicules est déterminée via un grand nombre de prises de pression réparties sur les véhicules. Elle permet de faire ressortir le lien entre l'évolution des efforts globaux et la topologie de l'écoulement. Celle-ci est déterminée à l'aide de mesures dans le sillage des trains (mesures PIV et tomoscopie laser) et en paroi (visualisations pariétales).

Des simulations numériques sont réalisées en complément des essais en soufflerie. Celles-ci aident au dimensionnement des maquettes et au choix des appareils de mesure et de leurs gammes. Ces calculs sont aussi utilisés pour approfondir notre compréhension des écoulements dans les zones non observées expérimentalement.

L'analyse est menée en deux temps. Dans un premier temps, nous caractérisons le comportement aérodynamique de deux modèles de trains en situation de vent traversier sans lignes de toiture et nous étudions en détail l'écoulement associé. Dans un second temps, nous analysons l'impact des lignes de toiture sur le risque de renversement de ces trains et identifions les modifications de l'écoulement à l'origine des changements de comportement.

## 1.4 Organisation du mémoire

Ces travaux s'organisent autour de trois chapitres.

Dans un premier temps, nous présentons les outils mis en œuvre dans ces travaux (chapitre 2). Les moyens expérimentaux (maquettes, souffleries et techniques de mesure) sont d'abord présentés en détail. Nous abordons ensuite les différentes configurations étudiées par voie numérique (domaine de calcul, maillage, etc.). Enfin, les méthodes d'analyse et les principaux outils de traitement employés dans ces travaux sont détaillés.

L'analyse de l'écoulement autour des deux modèles de trains est exposée dans le chapitre 3 avec des toitures non équipées de lignes. Nous confrontons les résultats obtenus sur le modèle de train idéalisé aux études précédentes et apportons des précisions sur l'organisation de l'écoulement. L'introduction d'un modèle de train réaliste permet de généraliser ces observations. Le lien entre la topologie de l'écoulement et les efforts aérodynamiques est clairement explicité.

L'effet des lignes de toiture sur l'écoulement et les efforts est analysé dans le chapitre 4. L'impact sur les efforts aérodynamiques est pénalisant vis-à-vis de la stabilité en situation de vent traversier. L'origine du changement de comportement des véhicules est analysée en s'appuyant sur les modifications de la topologie de l'écoulement et de la répartition de pression associée.



# Chapitre 2

## Méthodes d'investigation

Dans ce chapitre, nous présentons l'ensemble des outils employés dans ces travaux de thèse. Dans un premier temps, les dispositifs expérimentaux sont exposés. Après avoir donné les principales caractéristiques des souffleries retenues pour les essais, nous présentons les maquettes servant de support à l'étude des lignes de toiture ainsi que leur dimensionnement. Nous détaillons ensuite les différentes techniques de mesure sélectionnées. Dans un second temps, nous abordons l'approche numérique. Après un bref rappel des équations générales résolues par le code de calcul, nous présentons les configurations sur lesquelles les simulations sont effectuées. Enfin, nous détaillons les principaux outils d'analyse des données mis en œuvre.

### Sommaire

---

<b>2.1</b>	<b>Approche expérimentale</b>	<b>25</b>
2.1.1	Présentation des souffleries	25
2.1.2	Définition des maquettes	27
2.1.3	Métrologie dédiée à la mise en œuvre de l'observation de la structure de l'écoulement	34
2.1.4	Mesures d'efforts	40
2.1.5	Mesures de pression	44
2.1.6	Récapitulatif des essais	53
<b>2.2</b>	<b>Approche numérique</b>	<b>54</b>
2.2.1	Objectifs des calculs	54
2.2.2	Choix de la configuration	54
2.2.3	Choix de la modélisation	54
2.2.4	Code de calcul	56
2.2.5	Domaine de calcul	56
2.2.6	Maillage	57
2.2.7	Conditions aux limites	57
<b>2.3</b>	<b>Techniques d'analyse</b>	<b>60</b>
2.3.1	Analyse des champs de vitesse	60

2.3.2	Analyse des champs de pression - calculs d'efforts : intégration et projections . . . . .	61
-------	---	----

---

## 2.1 Approche expérimentale

### 2.1.1 Présentation des souffleries

Dans ces travaux, deux souffleries aux caractéristiques très différentes ont été employées. La « Soufflerie Climatique Jules Verne » (SC1) du CSTB de Nantes a été retenue car c'est une des installations employées pour les essais normatifs de certification européenne des trains (norme EN 14067-6:2010 [2]). Un dispositif de mesure d'efforts aérodynamiques y a été spécialement développé pour les essais ferroviaires, il est parfaitement adapté à notre étude. La disponibilité de cette soufflerie est toutefois restreinte compte tenu des nombreux essais industriels qui y sont réalisés. La « soufflerie S120 » de l'ENSMA a donc aussi été utilisée dans cette étude. Cette soufflerie permet une mise en œuvre aisée des méthodes de visualisation d'écoulements. Une première campagne d'essais « exploratoire » y a donc été menée afin d'acquérir une bonne compréhension de l'écoulement autour des maquettes de train.

#### 2.1.1.1 La Soufflerie Climatique Jules Verne (SC1)

La soufflerie climatique Jules Verne a été conçue pour étudier à l'échelle de la vraie grandeur les effets combinés du vent et des autres paramètres climatiques (pluie, sable, soleil, température, neige, etc.) sur des éléments de construction, des véhicules, du matériel de transport, ou sur tout système soumis à des conditions climatiques extrêmes. Elle comporte deux circuits, le circuit « thermique » et le circuit « dynamique » que nous utiliserons (figure 2.1).

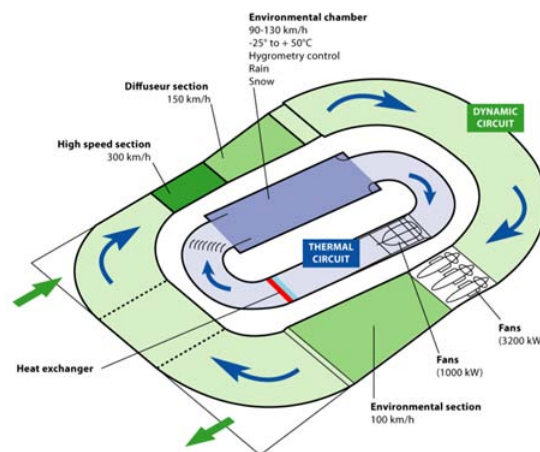


FIGURE 2.1 – Présentation de la soufflerie climatique Jules Verne.

Le circuit dynamique comporte trois veines d'essais. L'équipement de ce circuit vise à reproduire la structure spatio-temporelle du vent naturel, la pluie et les vents de sable jusqu'à 25 m/s en veine environnement. La veine haute vitesse est équipée d'une balance dynamométrique et permet d'atteindre des vitesses allant jusqu'à 90 m/s.

Les mesures sont effectuées dans la veine haute vitesse. Afin de minimiser l'épaisseur de la couche limite en amont de la maquette, une table élévatrice est utilisée. Les caractéristiques principales de la soufflerie sont les suivantes :

- Section de la veine d'essais : hauteur 5 m, largeur 6 m, surface  $30 \text{ m}^2$
- Performances : vitesse variable de 5 à 90 m/s
- Table avaleur de couche limite : hauteur 0,7 m, largeur 6 m, longueur 12 m, surface réduite de la veine  $25,8 \text{ m}^2$
- Intensité turbulente : inférieure à 2,5 %
- Épaisseur de la couche limite au centre de la table tournante : 7 cm

L'avaleur de couche limite est équipé d'un plateau tournant permettant de modifier la direction relative du vent par rapport à l'axe de la maquette. La précision sur le positionnement angulaire est de  $1^\circ$ .

### 2.1.1.2 La soufflerie S120

Caractérisée par un circuit de section octogonale, une structure entièrement en bois et un fort taux de contraction, la soufflerie S120 est implantée dans un hall de l'ENSMA. La figure 2.2 présente un schéma de cette installation.

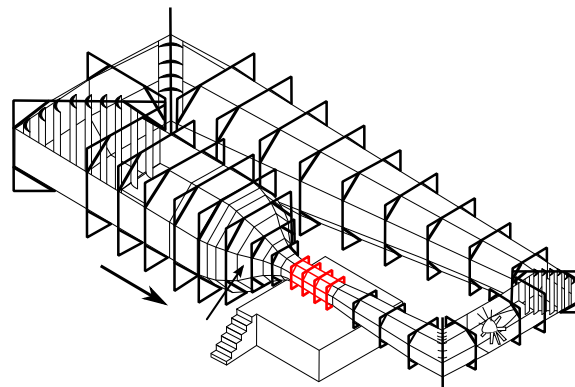


FIGURE 2.2 – Schéma de la soufflerie S120.

Cette soufflerie a été conçue dans la perspective d'y réaliser des études nécessitant une excellente qualité d'écoulement (turbulence résiduelle faible). La chambre de tranquillisation occupe un volume assez exceptionnel, ce qui permet une très forte extinction des fluctuations turbulentes. Elle peut donc accueillir des projets aérodynamiques orientés vers les thématiques de laminarité et de stabilité. La vitesse maximale élevée permet l'obtention de nombres de Reynolds typiques de plusieurs millions, d'où la possibilité de traiter des problèmes industriels dans des conditions de similitude satisfaisantes.

Ses principales caractéristiques sont les suivantes :

- Section de la veine d'essais : octogone régulier de surface  $S = 1,2 \text{ m}^2$
- Rapport de contraction : 20
- Longueur de la veine d'essais : 2,6 m

- Motorisation : moteur à courant continu non réducté, puissance 96 kW hélice à 10 pales, diamètre 2,2 m
- Performances : vitesse variable de 5 à 90 m/s
- Intensité turbulente <0,5 %

## 2.1.2 Définition des maquettes

Nous rappelons que l'objectif principal est ici l'étude de l'influence de lignes de toiture sur les coefficients aérodynamiques des véhicules. Pour étudier ces éléments, nous choisissons de nous appuyer sur des configurations de trains génériques suffisamment simples pour pouvoir nous concentrer sur les appendices, tout en conservant un écoulement réaliste.

### 2.1.2.1 Forme des trains

**Le modèle de « train idéalisé » :** Le modèle de train idéalisé, introduit par Mair & Stewart [68] en 1985 dans le cadre d'études sur des corps élancés en dérapage, est retenu pour ces travaux. Il est présenté sur la figure 2.3a.

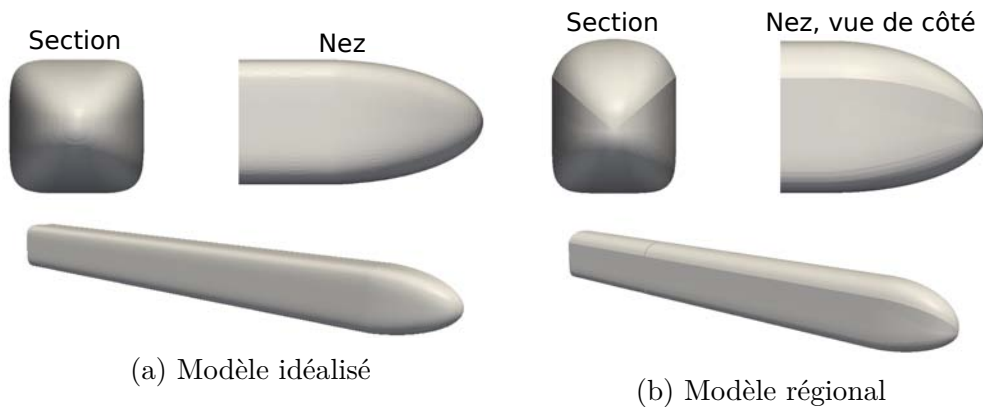


FIGURE 2.3 – Schémas des modèles de train.

Comme nous l'avons vu dans le chapitre 1, ce modèle a été largement étudié expérimentalement par Copley [29], Chiu [24, 26, 25] et par voie numérique par Hemida [48, 50, 51]. La topologie de l'écoulement autour de ce train est bien établie et est représentative d'un écoulement « de type train ».

Ce modèle est défini à partir de l'équation suivante :

$$|Y|^n + |Z|^n = c^n \quad (2.1)$$

Où  $n = 5$  et  $c = D/2$  pour la section constante. La longueur du nez est de  $1,27D$ . La forme du nez est obtenue en faisant varier  $n$  linéairement de 5 (à  $1,27D$ ) à 2 (à l'extrémité du nez du train), où les sections du profil sont alors circulaires, et en appliquant un profil semi-elliptique pour l'évolution de  $c$ . Dans le plan  $xy$ , on a :

$$\frac{c^2}{(D/2)^2} + \frac{z^2}{(1,27D)^2} = 1 \quad (2.2)$$



Ce modèle possède deux plans de symétrie horizontaux et verticaux. Le rayon de courbure de la section droite du train a été dimensionné de manière à être proche de celui des trains anglais « APT ». Il ne présente aucune arrête vive, le décollement de la couche limite sur le toit est donc fixé par un gradient de pression adverse. L'introduction d'appendices en toiture permettra ainsi d'étudier leur influence sur le décollement.

**Le modèle de « train régional » :** Les études précédentes sur le modèle idéalisé ont montré qu'il permet de générer un écoulement représentatif de celui autour d'un train réel [29]. Cependant, il possède des caractéristiques géométriques particulières différentes des trains « réels ». En particulier :

- Le toit du train idéalisé est plat
- Le nez est symétrique par rapport à un plan horizontal
- Le rapport d'aspect de la section constante vaut 1

Afin de se rapprocher des caractéristiques géométriques des trains réels nous définissons un deuxième modèle de train exempt des particularités que nous venons d'évoquer. Ce modèle de train est présenté sur la figure 2.3b et sera appelé « train régional » dans la suite de l'étude. Pour des raisons pratiques, la partie basse du modèle idéalisé est conservée. La partie haute est basée sur la forme d'un train commercial régional, le Corail Réversible (RevCo) de Alstom Transport. Celui-ci possède un toit arrondi et des parois latérales droites. La section constante du train présente une discontinuité géométrique. La hauteur du train est aussi modifiée, nous fixons la hauteur de la maquette à  $4/3$  de la largeur,  $H = 4/3D$ . La figure 2.4 présente une superposition des sections du modèle idéalisé et du modèle régional. Le nez est conçu en conservant l'arrête vive jusqu'à son extrémité.

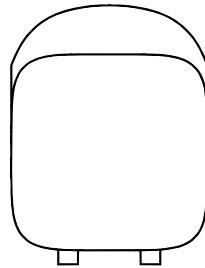


FIGURE 2.4 – Superposition des sections du modèle idéalisé et du modèle régional

Comme nous l'avons vu dans le chapitre 1, les modèles de train seront testés dans une configuration dite de sol plan ne prenant pas en compte l'infrastructure (rails, remblais, etc.). L'espace entre le sol et le train est fixé à  $0,15 D$ , ce qui est représentatif des trains réels.

### 2.1.2.2 Choix des appendices de toiture

Les appendices de toiture retenus modélisent des câbles à haute tension situés sur le toit des trains à grande vitesse. Les dimensions sont basées sur un modèle de

train rapide réel. A pleine échelle, ces câbles dépassent du toit d'une hauteur de  $h = 60 \text{ mm}$ , soit 2 % de la largeur du train<sup>1</sup>. La forme retenue pour la modélisation de ces câbles est rectangulaire. Celle-ci permet de connaître avec précision la position du point de décollement qui est alors fixé géométriquement. Un biseau est pratiqué au niveau du point de naissance des lignes de toiture afin de ne pas perturber l'écoulement de manière irréaliste par rapport à un train réel (figure 2.5a).

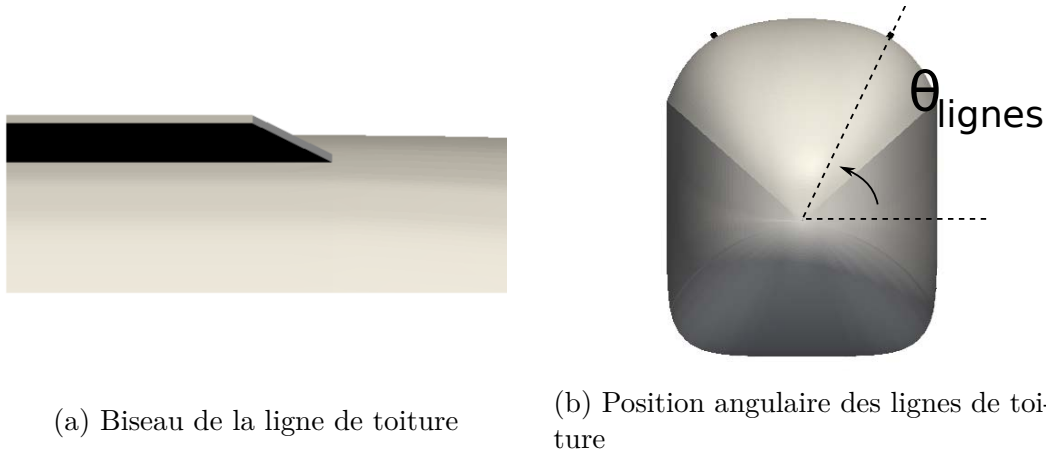


FIGURE 2.5 – Détails sur les lignes de toiture.

Sur le modèle idéalisé, la position angulaire choisie pour les lignes de toiture est  $\theta_{lignes} = 57^\circ$ . Sur le modèle régional qui est basé sur un train commercial, elle est choisie en fonction des contraintes techniques imposées par le mobilier de toiture sur les trains réels,  $\theta_{lignes} = 65^\circ$ . Les lignes sont positionnées de manière symétrique sur le toit des trains. La figure 2.5b présente la section du modèle régional équipé de lignes de toiture. Ces appendices sont positionnés sur la motrice depuis la position longitudinale  $X/D = 1,5$  jusqu'au culot du train.

### 2.1.2.3 Dimensionnement des maquettes

Le dimensionnement des maquettes est fait en respectant les critères présentés dans le tableau 2.1 issus de la norme EN 14067-6:2010 [2].

$Re$	Taux de blocage	$L/Largeur_{veine}$
$6 \times 10^5$	$< 5\%$	$< 0,75$

TABLE 2.1 – Critères imposés par la norme EN 14067-6:2010 [2]. L est la longueur du train.

**Maquettes utilisées dans la soufflerie SC1 :** Les caractéristiques de la soufflerie intervenant dans le dimensionnement sont rappelées dans le tableau 2.2.

1. Un train à pleine échelle possède une largeur proche de 3 m et une hauteur de 4 m environ.

L'ensemble des critères est présenté sur la figure 2.6 qui permet de déterminer la longueur de la maquette ( $L$ ) en fonction de sa largeur ( $D$ ). Les critères retenus sont présentés dans le tableau 2.3. Nous ajoutons un critère supplémentaire concernant la longueur du convoi. La longueur d'une motrice réelle est de l'ordre de  $7D$ . La norme EN 14067-6:2010 recommande l'utilisation d'un demi véhicule en aval afin de limiter les effets de culot. Nous fixons donc la longueur minimale du convoi à  $10D$ .

$Largeur_{veine}$ (m)	$S_{veine,plancher}$ (m <sup>2</sup> )	$V_{max}$ (m/s)
5	25,8	45

TABLE 2.2 – Caractéristiques géométriques de la soufflerie SC1.

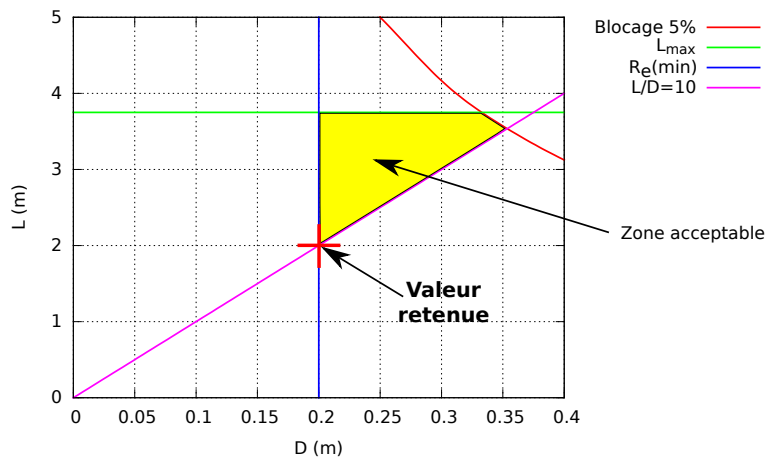


FIGURE 2.6 – Prise en compte des critères de dimensionnement pour les paramètres  $L$  et  $D$  dans la soufflerie S120.

$D$ (m)	$L/D_{max}$	$L_{max}$	Taux de blocage
0,2	18	3,75	3%

TABLE 2.3 – Résultats de la prise en compte des critères de dimensionnement dans la soufflerie SC1.

Finalement, nous choisissons  $D = 0,2$  m, ce qui assure un nombre de Reynolds suffisant pour les essais et correspond à l'échelle du  $15^e$  par rapport à un train réel. C'est l'échelle classiquement retenue au CSTB pour les essais normatifs. Ainsi, les gammes des appareils de mesures à disposition sont adaptées à nos maquettes. La longueur du convoi est fixée à  $10D$  avec deux véhicules, la motrice de longueur  $7D$  et un véhicule utilisé pour éloigner les effets de culot de longueur  $3D$ . La motrice est le véhicule étudié, et le véhicule secondaire est placé en aval à une distance de 5 mm afin d'éviter tout contact parasite pour les pesées. La motrice

est montée directement sur le plateau supérieur de la balance aérodynamique par le biais de 4 pieds espacés de  $2,97D$  et  $0,42D$  centrés sur la maquette et positionnés symétriquement par rapport au milieu de la maquette. L'écartement est imposé par les dimensions de la balance.

La ligne de toiture de rapport homothétique 1 correspond à la mise à l'échelle du 15<sup>e</sup> de la ligne faisant 60 mm à pleine échelle, elle mesure donc 4 mm de largeur et de hauteur. Une augmentation et une diminution d'échelle par rapport au cas de référence sont étudiées, les rapports homothétiques retenus sont  $2/3$  et  $4/3$ , soit des hauteurs de 2,7 mm et 5,3 mm, la largeur étant fixe. En modifiant uniquement la hauteur de l'obstacle, on change son rapport d'aspect. Celui-ci ne nous apparaît cependant pas comme un paramètre significatif ici.

**Maquette utilisée dans la soufflerie S120 :** La soufflerie S120 possède une veine d'essais de petites dimensions. La figure 2.7 présente l'ensemble des critères dimensionnant dans un diagramme  $L = f(D)$ .

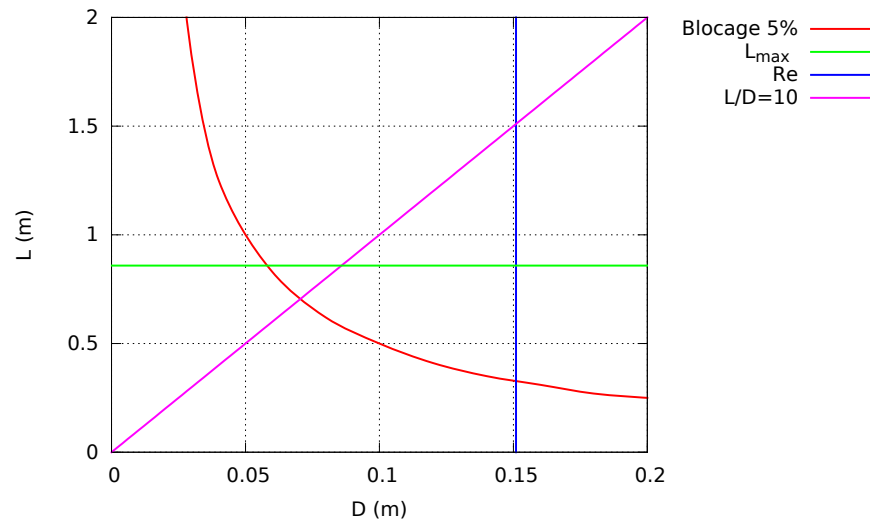


FIGURE 2.7 – Prise en compte des critères de dimensionnement pour les paramètres  $L$  et  $D$  dans la soufflerie S120.

Il n'est pas possible de satisfaire l'ensemble des critères à la fois dans cette soufflerie. L'angle de dérapage le plus élevé est fixé à  $60^\circ$  de manière à pouvoir augmenter la longueur du convoi sans dépasser 75 % de la largeur de la veine, il est choisi de manière à pouvoir observer les deux types de régimes d'écoulement (voir chapitre 1). Ainsi, on cherchera à respecter le critère  $L_{maquette}(60^\circ)/L_{veine} < 0,75$ .  $L_{maquette}(60^\circ) = 0,86 \times L_{maquette}$ , on obtient finalement  $L_{maquette} < 1$  m. Nous cherchons à conserver la longueur de la maquette égale à  $10D$  afin de pouvoir comparer nos résultats à la littérature et aux essais dans la soufflerie SC1, soit  $D_{max} = 0,1$  m. Cette valeur équivaut à une reproduction à l'échelle du 30<sup>e</sup> par rapport à un train réel. Le nombre de Reynolds maximum vaut  $4 \times 10^5$  ce qui est suffisant pour obtenir un régime d'écoulement post-critique d'après la littérature (voir chapitre 1). Le

taux de blocage maximal vaudra alors 12% à 60° de dérapage, une concession est donc faite sur ce paramètre. La maquette est montée directement sur le plancher par le biais de 4 pieds espacés de 2,97D et 0,42D conformément aux essais dans la soufflerie SC1.

Les lignes de toiture de rapport homothétique 1 (mise à l'échelle du 30<sup>e</sup>) ont une hauteur et largeur de 2 mm. Les autres hauteurs testées permettent une diminution progressive de la taille de la ligne de toiture utilisée, 0,5 mm, 1 mm et 1,5 mm, soit des rapports homothétiques 1/4, 1/2 et 3/4.

#### 2.1.2.4 Configuration de la veine d'essais

**Soufflerie SC1 :** La soufflerie SC1 possède un plateau tournant permettant une rotation de la maquette de 0 à 90°. Les essais ont été réalisés avec trois vitesses de consigne différentes pour évaluer la dépendance au nombre de Reynolds des résultats. Dans cette soufflerie, la vitesse de rotation des moteurs est fixe, c'est l'inclinaison des pales qui permet de modifier la vitesse. Les trois vitesses de consignes sont les suivantes :

- $U_{\infty} = 27 \text{ m/s}$  ( $0,6 \times U_{\infty, \max}$ ), calage des pâles 65%,
- $U_{\infty} = 36 \text{ m/s}$  ( $0,8 \times U_{\infty, \max}$ ), calage des pâles 81%,
- $U_{\infty, \max} = 45 \text{ m/s}$  ( $U_{\infty, \max}$ ), calage des pâles 100%.

Le nombre de Reynolds basé sur la hauteur des maquettes est présenté dans le tableau 2.4. Le nombre de Reynolds d'un train dans des conditions normales de circulation se situe aux alentours de  $2 \times 10^7$ , basé sur une hauteur de 4 m et une vitesse maximale de 83m/s (300 km/h). Lors de ces essais, nous ne respectons pas la similitude de Reynolds, il conviendra donc d'étudier la dépendance des résultats à la vitesse pour s'assurer qu'ils sont bien convergés.

Vitesse	Modèle idéalisé	Modèle régional
27 m/s	$4 \times 10^5$	$4,8 \times 10^5$
36 m/s	$5,3 \times 10^5$	$6,4 \times 10^5$
45 m/s	$6,6 \times 10^5$	$8 \times 10^5$

TABLE 2.4 – Les différents nombres de Reynolds de l'étude.

La figure 2.8 présente la maquette de train régional installée sur le plateau tournant de la soufflerie SC1. Les principales caractéristiques de la couche limite sur le plancher sont présentées dans le tableau 2.5. L'épaisseur de la couche limite vaut 0,37D, elle est supérieure à l'espace entre le sol et le train (0,15D).

$\delta_{99}$ (mm)	$\delta^*$ (mm)	$\theta$ (mm)	H
75	6,9	5,9	1,2

TABLE 2.5 – Caractéristiques de la couche limite sur le plancher de la soufflerie SC1 à 45 m/s au centre du plateau tournant où sera placée la motrice.



FIGURE 2.8 – Modèle de train régional installé dans la veine d’essais de la soufflerie climatique Jules Verne à  $60^\circ$  de dérapage.

**Soufflerie S120 :** Trois angles de dérapage ont été sélectionnés pour l’étude :

- $\beta = 30^\circ$
- $\beta = 45^\circ$
- $\beta = 60^\circ$

Ces angles de dérapage ont été choisis de manière à pouvoir observer les différents régimes d’écoulement présentés dans le chapitre 1.

La vitesse utilisée pour les essais est de 60 m/s, soit un nombre de Reynolds basé sur la hauteur du train de  $4 \times 10^5$ . Copley [29] a étudié l’effet du nombre de Reynolds sur l’écoulement autour de ce train simplifié. Il a montré en particulier que pour  $Re = 4 \times 10^5$ , il est nécessaire d’utiliser une bande de transition côté au vent afin d’éviter un bulbe de décollement laminaire sur le toit du train. À cet effet, une bande de transition de 5 cm de largeur composée de grains de carborandum de 250  $\mu\text{m}$  de diamètre est placée sur la face au vent du train comme l’illustre la figure 2.9 qui présente la maquette installée dans la veine d’essais pour un angle de dérapage de  $30^\circ$ . L’anneau situé sur le nez permet de provoquer la transition de l’écoulement contournant le train par l’avant.

Le taux de blocage solide dépend de l’angle de dérapage étudié, les différentes valeurs sont reportées dans le tableau 2.6.

Angle de dérapage	Taux de blocage
$30^\circ$	6,5%
$45^\circ$	9%
$60^\circ$	12%

TABLE 2.6 – Taux de blocage en fonction de l’angle de dérapage.

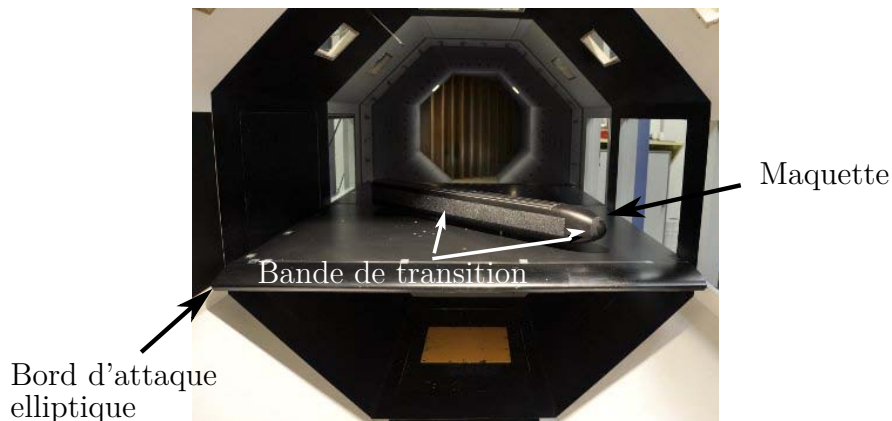


FIGURE 2.9 – Modèle idéalisé installé sur le plancher de la soufflerie S120,  $\beta = 30^\circ$ .

Les principales caractéristiques de la couche limite sur le plancher sont présentées dans le tableau 2.7. L'épaisseur de la couche limite est inférieure à l'espace entre le train et le sol.

$\delta_{99}(mm)$	$\delta^*(mm)$	$\theta(mm)$	H
10,54	2,12	1,4	1,52

TABLE 2.7 – Caractéristiques de la couche limite sur le plancher de la couche limite de la soufflerie S120 à 60 m/s.

### 2.1.3 Métrologie dédiée à la mise en œuvre de l'observation de la structure de l'écoulement

#### 2.1.3.1 Visualisation pariétale par enduit visqueux

**Objectif** Cette technique est un outil important pour la compréhension de l'écoulement et son interaction avec la maquette. Elle permet en effet d'identifier les lignes de séparation et d'attachement à la surface du corps, et de connaître l'orientation de l'écoulement en paroi, mettant ainsi en évidence les éventuelles structures tourbillonnaires de l'écoulement. La figure 2.10 présente par exemple un nœud d'attachement à l'avant d'un corps arrondi obtenu à l'ONERA par Détery [32].

**Principe** Le spectre pariétal est composé de l'ensemble des lignes de frottement à la surface du corps considéré. Elles résultent d'un passage à la limite des lignes de courant lorsque l'on tend à s'approcher de la paroi où elles sont alors confondues [32]. Ces lignes peuvent être visualisées à partir d'enduits pariétaux adéquats, et leur ensemble est appelé spectre pariétal. La méthode consiste à enduire le corps

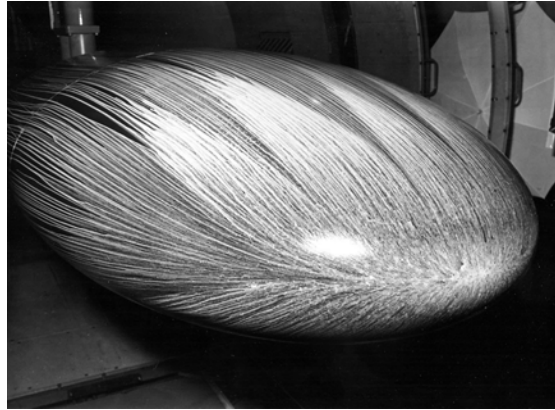


FIGURE 2.10 – Nœud d'attachement à l'avant d'un corps arrondi, d'après Déleroy [32].

d'un mélange pigments/solvant. Lorsque le corps se trouve soumis à l'écoulement, le solvant volatil s'évapore laissant à la surface des lignes de pigments dont l'orientation indique le frottement moyen.

**Mise en œuvre** Dans le cas présent, le mélange utilisé pour les visualisations pariétales est réalisé à partir des recherches de Duclombier & Archard [38] (séminaire CNRT 8 mars 2006). Sa composition est la suivante :

20g de Kaolin + 100  $cm^3$  de Whitespirit + 4g d'acide oléique

L'acide oléique est employé pour obtenir une dispersion optimale des particules de Kaolin dans le solvant.

### 2.1.3.2 Tomoscopie laser

**Objectif** La tomoscopie laser est une méthode de visualisation permettant d'obtenir rapidement une image qualitative de l'écoulement. Elle permet de mettre en évidence les décollements, tourbillons et zones turbulentes pour comprendre la structure de l'écoulement. C'est ainsi une aide précieuse pour préparer des mesures ultérieures comme les mesures PIV (voir paragraphe 2.1.3.3).

**Principe de la méthode** Un faisceau laser traverse une lentille cylindrique qui le transforme en un plan de lumière de quelques millimètres d'épaisseur. L'écoulement estensemencé par de la fumée blanche, et c'est la zone « coupée » par le plan laser qui est observée. On déplace le plan laser ainsi que le générateur de fumée dans les zones d'intérêt.

### 2.1.3.3 Particle Image Velocimetry (PIV)

**Objectifs** La Vélométrie par image de particules (ou PIV pour Particle Image Velocimetry) est une méthode optique de mesure de vitesse d'écoulement dans un





FIGURE 2.11 – Écoulement derrière un obstacle cylindrique mis en évidence par de la tomoscopie laser, photographie de P. Bradshaw, reproduite dans *An Album of Fluid Motion*, Milton Van Dyke [98].

plan à partir du suivi de traceurs. Nous présentons ici brièvement le principe de la méthode, pour une revue plus exhaustive, le lecteur pourra se référer à des articles de synthèse comme ceux de Adrian [3], Westerweel [99, 100], Lecordier [65] ou encore Kompenhans [61].

**Principe de la méthode** L'écoulement estensemencé avec des particules qui suivent l'écoulement. On éclaire alors une tranche de l'écoulement par une nappe laser en deux instants successifs et une caméra prend une image en chacun de ces instants. Les images sont divisées en plusieurs domaines appelés « fenêtres d'interrogations ». Dans chaque fenêtre, les particules diffusent la lumière laser suivant une intensité lumineuse et une direction différentes. Un calcul de corrélation croisée entre les fenêtres d'interrogation correspondantes permet d'obtenir le vecteur déplacement à l'intérieur d'une fenêtre d'interrogation entre les deux images. La figure 2.12 résume les étapes de la mesure.

Le choix des particules dépend du fluide dans lequel on travaille, elles doivent être adaptées pour suivre l'écoulement du fluide sans le perturber. Leur taille est typiquement de l'ordre de  $1\ \mu\text{m}$ . Dans le cas d'études macroscopiques telles que la nôtre, on emploie généralement des huiles.

Pour caractériser le mouvement du fluide, deux impulsions laser consécutives sont envoyées. Les caméras doivent être suffisamment rapides pour capturer les images en ces deux instants. On utilise aujourd'hui des caméras à capteur CCD qui permettent de prendre une « paire de photos ». Les données sont ensuite transférées à l'ordinateur.

Les lasers sont les sources lumineuses les plus utilisées dans le cas de PIV macro car ils sont capables de produire des impulsions de très faible durée et d'une grande intensité. Ils présentent cependant des inconvénients, ils requièrent une alimentation d'une puissance importante et sont dangereux pour l'Homme, les rayons laser pouvant brûler la rétine de l'œil. Le système optique se compose de deux lentilles, une sphérique et une cylindrique. La première étend le faisceau laser en un plan et la deuxième le resserre afin de former une fine nappe. L'épaisseur de la nappe générée est un paramètre important de la mesure. En effet, les particules sont détectées à travers toute l'épaisseur de la nappe. Le mouvement n'étant pas

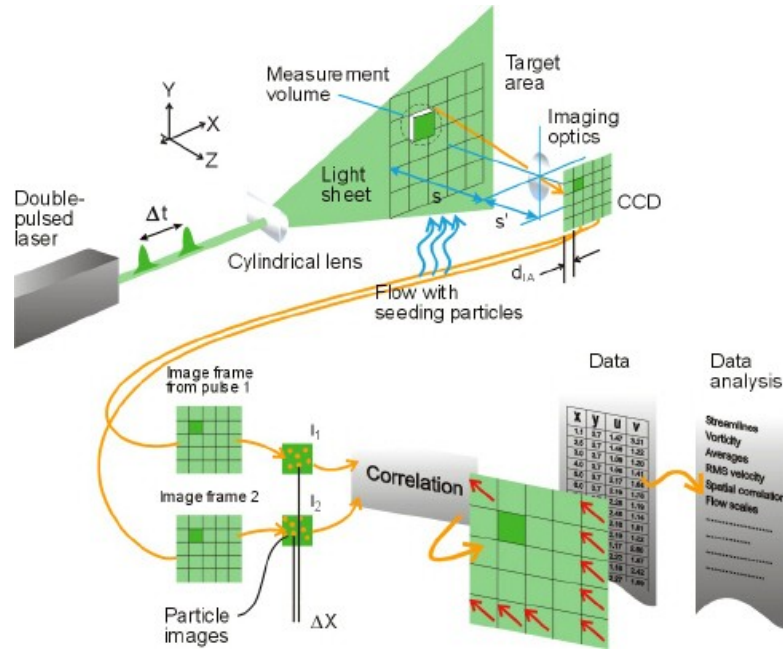


FIGURE 2.12 – Principe de la PIV - D'après DANTEC Dynamics.

dans l'absolu bidimensionnel, celui-ci comporte une composante de vitesse normale au plan. Si la nappe est suffisamment fine, on diminue la probabilité d'observer une particule traversant la nappe mais on augmente celle d'obtenir des particules entrant ou sortant de la nappe entre deux images. Cette situation induit du bruit lors de la détermination du mouvement des particules. Il convient donc de trouver le bon compromis.

La synchronisation de la caméra et du laser est faite par le biais d'un trigger externe relié à l'ordinateur. Celui-ci va permettre à la caméra de capturer l'image au moment de l'éclairement avec une précision de l'ordre de 1 ns. La connaissance du temps entre les deux impulsions est fondamentale, elle va permettre de déterminer la vitesse de l'écoulement. Par la suite cette valeur est notée  $dt$ . Elle peut varier de 250 ps à plusieurs ms. Une fois les images de la caméra récupérées, elles sont traitées par un ordinateur qui discrétise l'image en fenêtres dont le nombre et la taille dépendent de la précision souhaitée. Afin d'obtenir le champ de vitesse à partir de la corrélation croisée, la connaissance de l'intervalle de temps entre les deux impulsions laser est nécessaire, ainsi que la correspondance  $px \leftrightarrow mm$ . Pour une résolution correcte il faut au minimum 8 particules par fenêtre d'interrogation. Les intervalles de temps entre chaque impulsion laser doivent être choisis de telle sorte que les particules se déplacent d'un tiers à un quart de fenêtre en moyenne.

**Configuration de la mesure** Le traitement des images par corrélation croisée permet l'obtention d'un champ de vecteurs instantanés par doublet d'images. Les essais consistent à faire des séries de doublets d'images afin d'obtenir un nombre d'échantillons suffisant. Si les doublets d'images sont acquis suffisamment proches

dans le temps, la PIV sera résolue en temps et on pourra obtenir un suivi temporel, nécessaire à l'étude de phénomènes instationnaires. Dans le cadre de ce travail, nous nous intéressons uniquement à des phénomènes moyennés dans le temps, nous étudions donc le champ de vitesse moyen dans le sillage du train et employons une PIV décorrélée dans le temps. La PIV réalisée dans le cadre de ce travail est dite 2D - 2C car nous mesurons deux composantes du champ de vitesse dans un plan (2 dimensions).

*Mesures PIV dans la soufflerie S120*

Lors de la campagne d'essais dédiée à l'exploration de l'écoulement dans la soufflerie S120, 4 plans de mesures ont été sélectionnés dans le sillage du train, à partir des observations faites sur le spectre pariétal sur la face sous le vent et sur la tomoscopie laser. L'angle de dérapage retenu pour les mesures est  $\beta = 45^\circ$ . Les plans sont positionnés perpendiculairement au train côté sous le vent aux positions suivantes (figure 2.13) :

- Plan 1 :  $X/D=1,6$
- Plan 2 :  $X/D=3$
- Plan 3 :  $X/D=5$
- Plan 4 :  $X/D=7$

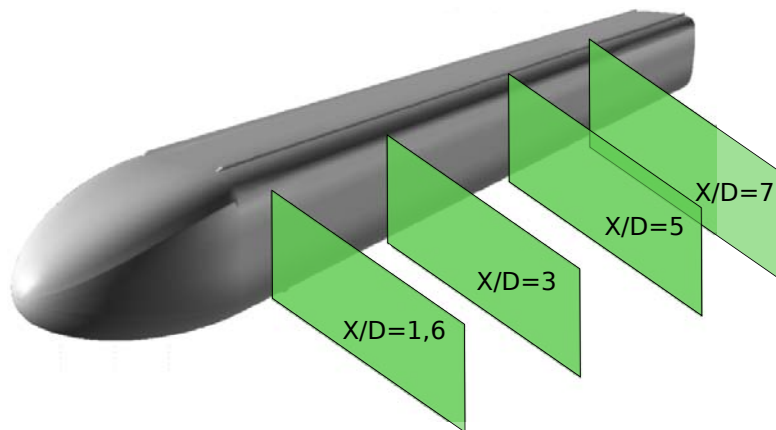


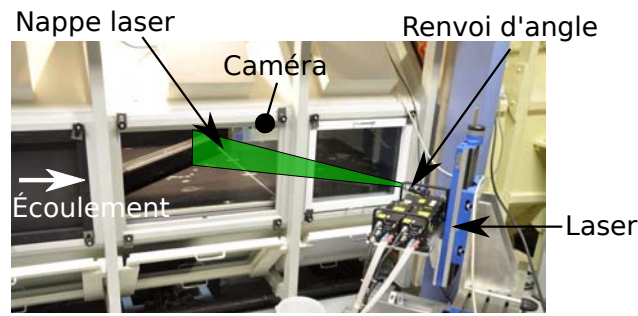
FIGURE 2.13 – Position des plans PIV.

Le laser et la caméra sont placés de part et d'autre de la veine d'essais qui est équipée de hublots en verre permettant l'éclairage et la prise des photos depuis l'extérieur de la veine (figure 2.14).

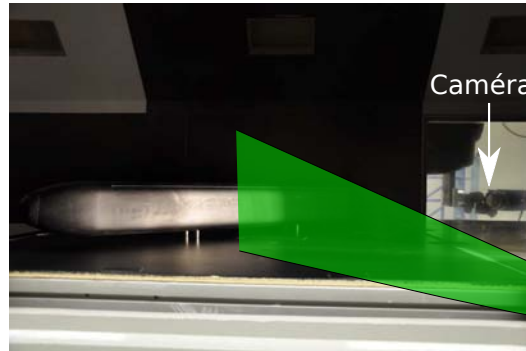
La résolution du capteur est de  $4096 \times 4096$  px. Le tableau 2.8 présente la précision de la mesure dans chacun des plans. L'incertitude sur la vitesse est évaluée à partir d'un déplacement correspondant à 0,1 px.

*Mesures PIV dans la soufflerie SC1*

La figure 2.15 présente le montage PIV mis en place dans le cadre des essais au 15<sup>e</sup> dans la soufflerie SC1. Le plan PIV se situe à  $X/D=3,5$ . La résolution du capteur est de  $2048 \times 2048$  px. La taille d'un pixel vaut 0,12 mm/px, l'intervalle de temps entre deux images  $dt = 35 \mu s$ , la précision sur la vitesse est donc évaluée à



(a) Laser



(b) Caméra

FIGURE 2.14 – Dispositif expérimental utilisé pour les mesures PIV dans la soufflerie S120.

	plan 1	plan2	plan 3	plan 4
$mm/px$	0,092	0,084	0,071	0,069
$dt$ ( $\mu s$ )	15	15	15	15
$\Delta V$ (m/s)	0,62	0,56	0,47	0,46

TABLE 2.8 – Précision des mesures PIV dans la soufflerie S120.

0,34 m/s (déplacement correspondant à 0,1 px). La caméra se situe dans le sillage du train et pourrait perturber l'écoulement. La comparaison avec les essais réalisés dans la soufflerie S120 a cependant permis de montrer que l'écoulement obtenu ici est très proche de celui obtenu avec la maquette au 30<sup>e</sup>. L'écoulement n'est donc pas fondamentalement modifié par la présence de la caméra. Les mesures de pression et d'efforts sont réalisés sans ce dispositif dans la veine.

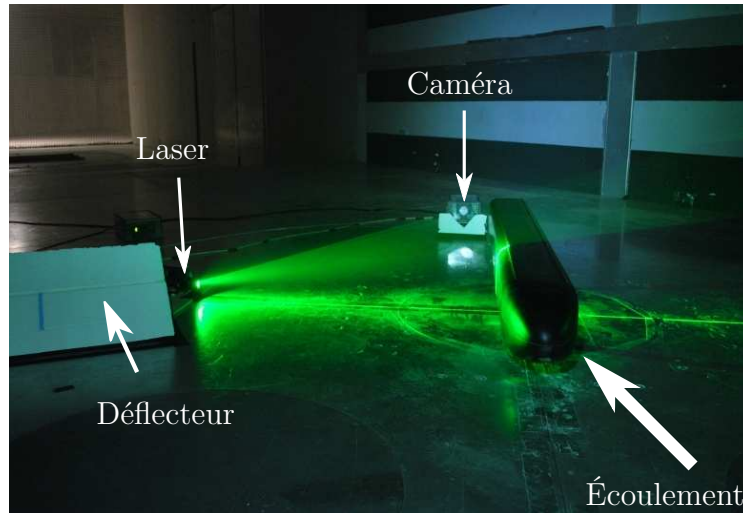


FIGURE 2.15 – Montage PIV utilisé dans le cadre des essais au 15<sup>e</sup> dans la soufflerie climatique Jules Verne.

### 2.1.4 Mesures d'efforts

**Principe/objectifs** La mesure d'efforts permet d'évaluer les six composantes du torseur des efforts exercés sur le véhicule. Leur mesure directe est effectuée au moyen d'une balance équipée de jauges de déformation. Le véhicule instrumenté est lié rigidement à la balance.

**Montage expérimental** Les pesées aérodynamiques sont effectuées au cours des campagnes d'essais en soufflerie climatique Jules Verne, le dispositif expérimental présenté est donc celui du CSTB. Une balance aérodynamique six composantes est utilisée. Elle est composée de deux châssis métalliques reliés à un corps d'épreuve. Ce corps d'épreuve comporte des découpleurs permettant une déformation suivant un axe privilégié et des barreaux équipés de jauges de contraintes, figure 2.16.

La déformation des barreaux est évaluée grâce aux jauges de contraintes par variation de la résistance électrique des jauges montées sur un pont de Wheastone. La matrice de calibration permet alors de calculer, à partir des tensions aux bornes des jauges, les six composantes du torseur des actions mécaniques exercées par l'écoulement sur la maquette de train.

Les efforts maximums mesurés par la balance sont les suivants :

- $F_x = 500$  N
- $F_y = 1500$  N
- $F_z = 1500$  N
- $M_x = 500$  Nm
- $M_y = 1000$  Nm
- $M_z = 500$  Nm

Le véhicule pesé est fixé sur le plateau supérieur de la balance via un système

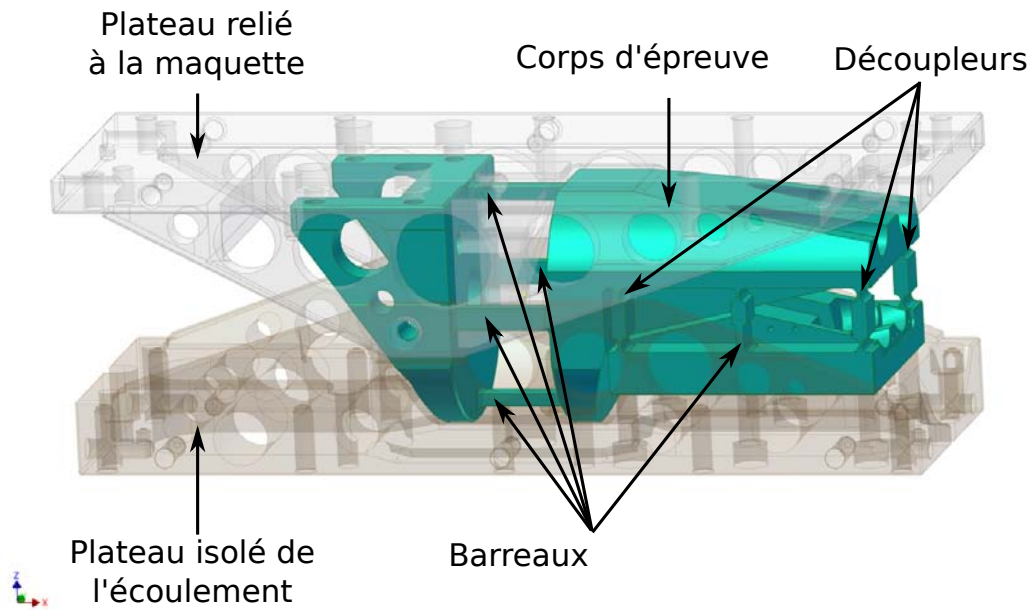


FIGURE 2.16 – Les différents composants de la balance : le plateau du haut est relié à la maquette, le plateau du bas est isolé de l'écoulement. Ces deux plateaux sont reliés au corps d'épreuve. Les découpleurs permettent de privilégier une direction de déformation tout en assurant le maintien de la position relative des deux plateaux. Les jauges de contraintes sont collées sur les barreaux.

de piges mâle - femelle présenté sur la figure 2.17. Un jeu de quatre piges mâles est fixé sur la balance, les piges femelles sont quant à elles fixées sur la maquette de train. La liaison entre les deux est assurée par une vis de pression.

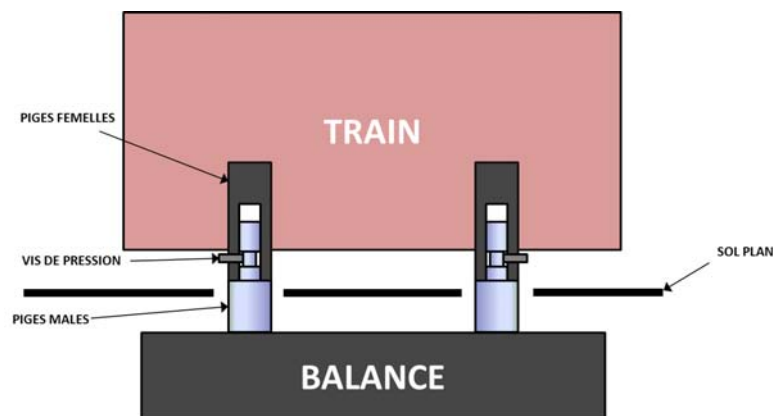
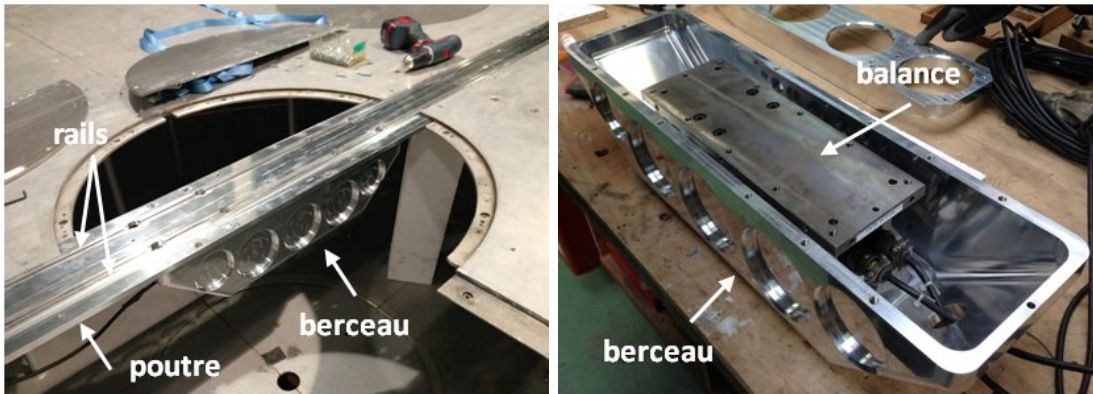


FIGURE 2.17 – Système de piges.

Une poutre en aluminium est insérée le long de l'axe de la table tournante du plancher surélevé afin d'apporter une rigidité supplémentaire au plateau et d'en assurer la planéité sur toute la longueur de la maquette. Un berceau en aluminium

accueillant la balance aérodynamique est fixé sous la poutre (figure 2.18).



(a) Fixation du berceau sur la poutre

(b) Balance installée dans le berceau

FIGURE 2.18 – Montage de la balance sur le plateau de la soufflerie climatique Jules Verne.

Ce berceau permet une fixation rigide du châssis de la balance et assure son isolation vis à vis de l'écoulement dans la veine d'essais. Deux rails sont usinés le long de la poutre en aluminium, ils permettent de faire glisser des lardons sur lesquels d'autres jeux de piges sont placés afin de fixer les véhicules du convoi non pesés. Un jeu de 5 mm est laissé entre le véhicule pesé et les véhicules voisin afin d'éviter tout contact qui viendrait perturber la mesure. La figure 2.19 présente un schéma récapitulatif du montage.

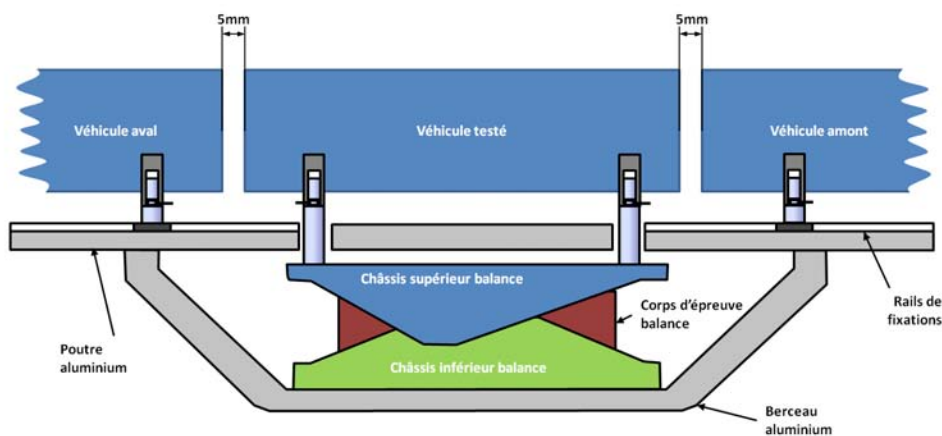


FIGURE 2.19 – Schéma récapitulatif du dispositif mis en place pour les mesures d'efforts aérodynamiques.

**Définition des coefficients aérodynamiques** Le système de coordonnées adopté est présenté sur la figure 2.20. Les différentes composantes de l'effort aérodynamique sont projetées sur les axes  $x$ ,  $y$  et  $z$  :

- $F_x = \vec{F} \cdot \vec{x}$
- $F_y = \vec{F} \cdot \vec{y}$
- $F_z = \vec{F} \cdot \vec{z}$

$F_y$  est l'effort latéral et  $F_z$  la portance. La traînée  $F_x$  ne sera pas étudiée. Les moments sont mesurés en un point B de référence de la balance.

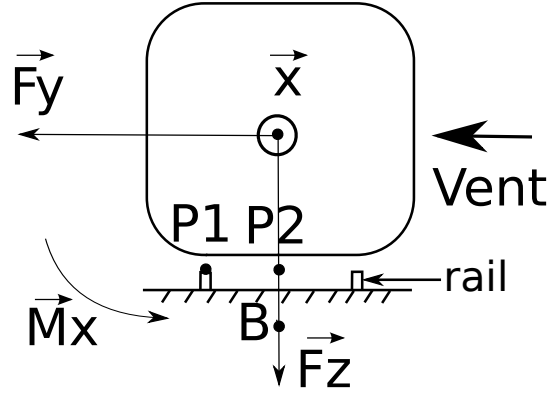


FIGURE 2.20 – Convention de signes utilisée pour le calcul des efforts et moments aux points P1 et P2.

Dans le cadre de l'étude du risque de renversement des trains en situation de vent traversier, le moment suivant  $x$ , appelé moment de renversement  $M_x$ , est classiquement calculé par rapport au point P1 qui correspond au haut du rail sous le vent. On pourra aussi l'évaluer au point P2 qui se situe à la même hauteur mais entre les deux rails. Ces deux moments sont évalués par un transport de moment de la manière suivante :

- Moment de renversement par rapport au point P2 :

$$\vec{M}_x(P_2) = \vec{M}_x(B) + \vec{P}_2\vec{B} \wedge \vec{F} \quad (2.3)$$

avec  $\vec{P}_2\vec{B} = dz \cdot \vec{z}$

$$\vec{M}_x(P_2) = \vec{M}_x(B) + (dz \cdot \vec{z}) \wedge (F_y \cdot \vec{y}) \quad (2.4)$$

$$\boxed{\vec{M}_x(P_2) = \vec{M}_x(B) - dz \times F_y \cdot \vec{x}} \quad (2.5)$$

- Moment de renversement par rapport au rail sous le vent :

$$\vec{M}_x(P_1) = \vec{M}_x(P_2) + \vec{P}_1\vec{P}_2 \wedge \vec{F} \quad (2.6)$$

avec  $\vec{P}_1\vec{P}_2 = -dy \cdot \vec{y}$

$$\vec{M}_x(P_1) = \vec{M}_x(P_2) - dy \times F_z \cdot \vec{y} \wedge \vec{z} \quad (2.7)$$

$$\boxed{\vec{M}_x(P_1) = \vec{M}_x(P_2) - dy \times F_z \cdot \vec{x}} \quad (2.8)$$



La distance  $P_2B = dz$  vaut 0,102 m et  $P_1P_2 = dy$  vaut 0,05 m<sup>2</sup>.

Les efforts aérodynamiques sont exprimés sous la forme de coefficients adimensionnels définis de la manière suivante :

$$C_{F_{y,z}} = \frac{F_{y,z}}{1/2\rho V^2 \times S} \quad C_{M_x} = \frac{M_x}{1/2\rho V^2 \times S \times H} \quad (2.9)$$

où :

- $F_{x,y,z}$  et  $M_{x,y,z}$  sont les efforts et moments mesurés,
- $P_{dyn} = 1/2\rho V^2$  est la pression dynamique mesurée pendant les essais<sup>3</sup>,
- S est la surface du maître couple du train,
- H est la hauteur du train.

**Incertitudes de mesure** L'incertitude de mesure sur les efforts aérodynamiques et moment de renversement est obtenue à l'aide de masses calibrées entre 5 et 30 kg [5] et vaut :

$$\frac{u(F_y)}{F_y} < 1,5 \% \quad \frac{u(F_z)}{F_z} < 1,5 \% \quad \text{et} \quad \frac{u(M_x)}{M_x} < 2 \% \quad (2.10)$$

L'incertitude sur la mesure de pression dynamique liée au tube de Pitot et au capteur de pression (données constructeur) vaut :

$$\frac{u(P_{dyn})}{P_{dyn}} < 0,4\% \quad (2.11)$$

**Temps et fréquence d'acquisition** La fréquence d'acquisition des mesures est de 20 Hz et un filtre passe bas à 10 Hz est appliqué pour filtrer les données. La durée d'acquisition est fixé à 60 s afin d'avoir une bonne convergence de la moyenne statistique. La figure 2.21 présente l'évolution de la moyenne glissante au cours du temps sur l'effort latéral et la portance comparée aux moyennes sur 60 secondes. La moyenne est convergée dès 20 secondes avec moins de 1 % d'écart. Cette courbe est représentative de l'ensemble des cas étudiés.

## 2.1.5 Mesures de pression

### 2.1.5.1 Mesure de la pression pariétale

**Mise en place de la mesure** La pression moyenne est mesurée à l'aide de capteurs de pression piézorésistifs (mesure par variation de résistance) ESP-32HD de l'entreprise Pressure Systems Incorporated (PSInc.). Ces capteurs permettent l'acquisition de 32 voies de pression. Chaque prise est en contact avec un capteur, ce qui permet une scrutation rapide de l'ensemble des voies.

---

2. La distance entre les roues vaut 1,5 m à pleine échelle.  
 3. Le facteur 1/2 permet d'introduire la pression dynamique.

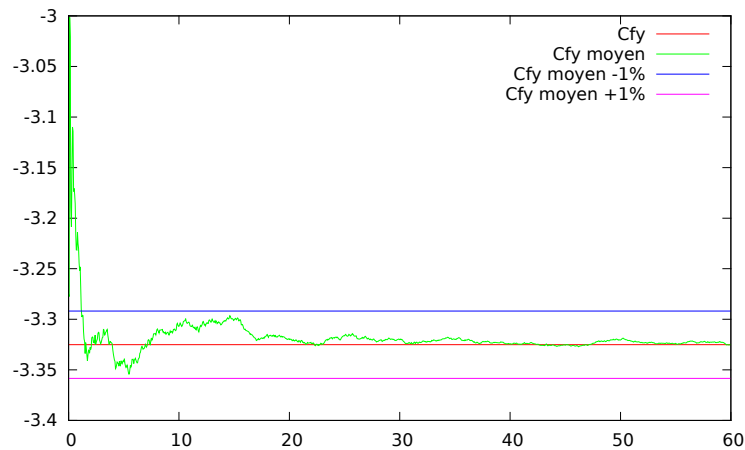


FIGURE 2.21 – Moyenne glissante sur l'effort latéral, modèle idéalisé à  $45^\circ$  de dérapage.



FIGURE 2.22 – Capteurs de pression ESP-32HD de l'entreprise Pressure Systems Incorporated (PSInc.).

Des trous de 1,6 mm de diamètre sont percés perpendiculairement à la surface de manière à obtenir une prise de pression tangente à la paroi. Des tubes en cuivre de diamètre extérieur 1,6 mm et diamètre intérieur 0,8 mm, sont reliés au capteur de pression par des tubes de PVC (vinyles). La face interne des capteurs est connectée à la pression statique de la veine d'essais, mesurée par la prise de pression statique du tube de Pitot de référence. Le principe de cette mesure est schématisé sur la figure 2.23. Comme les tuyaux de liaison modifient dynamiquement le signal de pression (fréquence de résonance du tuyau, amortissement, etc.), le signal est corrigé en phase et amplitude dans la gamme de fréquence allant du continu à 100 Hz par un système de restricteur pneumatique. Ce système est un moyen physique pour atténuer la résonance d'un tube de vinyle lors de la transmission d'un signal de pression. La figure 2.24 présente l'instrumentation de la maquette.

**Choix de la gamme des capteurs et position des prises de pression** Les capteurs sont sélectionnés en fonction de leur gamme de mesure (figure 2.25a).

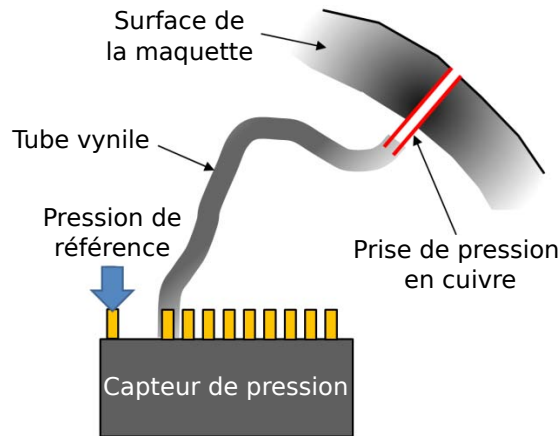


FIGURE 2.23 – Illustration de la chaîne pneumatique de la mesure de pression.



FIGURE 2.24 – Vue d'ensemble de la maquette instrumentée.

Les zones de forte surpression ou dépression sont identifiées à l'aide des simulations numériques préliminaires. Avec une vitesse de consigne de 45 m/s, le contournement du train provoque une accélération de l'écoulement et la vitesse peut atteindre 90 m/s dans les zones présentant un rayon de courbure important (coins supérieurs et inférieurs au vent, nez), soit une pression dynamique de l'ordre de 5000 Pa. Pour cette zone de l'écoulement, les capteurs utilisés ont une gamme de 1 psi (6895 Pa). Pour les autres zones de l'écoulement, 45 m/s correspond à une pression dynamique de l'ordre de 1200 Pa, des capteurs d'une gamme 2500 Pa sont alors employés. Les prises de pression sont réparties suivant 7 couronnes, chacune comportant 26 prises de pression (figures 2.25b et 2.25c).

**Temps d'acquisition** La fréquence d'acquisition est de 200 Hz filtrée à 100 Hz par un restricteur pneumatique comme évoqué précédemment. La durée d'acquisition est de 60 s. La figure 2.26 présente l'évolution de la moyenne glissante en fonction du temps pour une prise de pression située au vent. Elle est représentative de l'ensemble des prises de pression. Dès 20 s, le coefficient de pression moyen est convergé à moins de 1% pour l'ensemble des mesures effectuées.

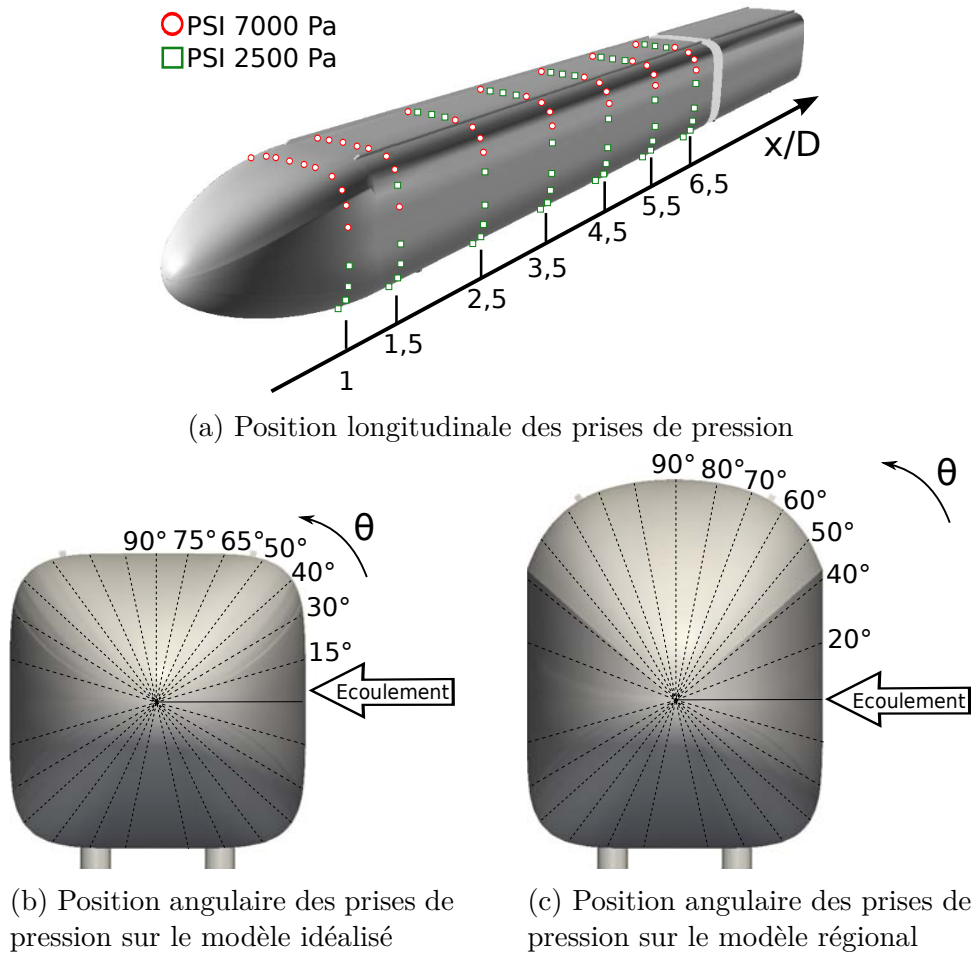


FIGURE 2.25 – Répartition des prises de pression sur les maquettes de train.

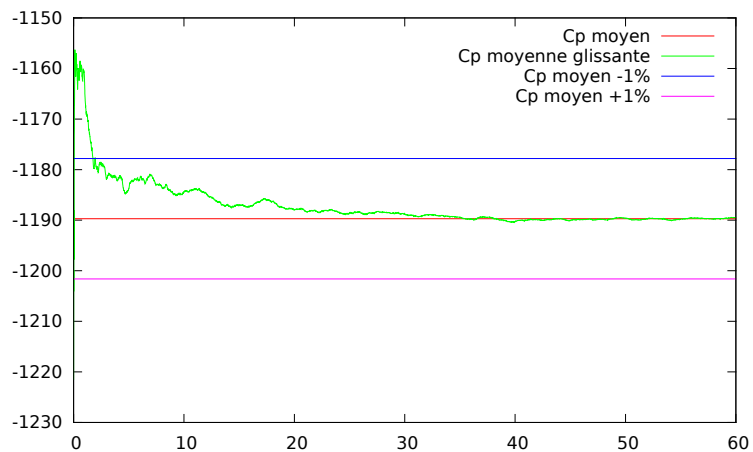


FIGURE 2.26 – Evolution de la moyenne glissante du coefficient de pression, prise située coté au vent à  $45^\circ$  de dérapage sur le modèle idéalisé.

**Évaluation de l'erreur** L'erreur commise sur la mesure est de 1 % de la gamme du capteur (donnée constructeur). On aura donc :

- Capteur 1 PSI (6895Pa) :  $\Delta P = 68,95$  Pa
- Capteur 2500 Pa :  $\Delta P = 25$  Pa

**Coefficient de pression** La pression s'exerçant sur un corps dépend de la vitesse de l'écoulement ainsi que de sa masse volumique. On ne mesure pas une pression absolue mais une pression relative. Il apparaît donc normal de définir un coefficient de pression adimensionnel pour pouvoir comparer les mesures à différentes vitesses. Le coefficient de pression est ainsi défini en faisant référence à la pression dans l'écoulement non perturbé  $P_\infty$  et en divisant le tout par la vitesse et la masse volumique. On introduit un facteur  $1/2$ , pour faire intervenir la pression dynamique  $P_{dyn} = 1/2\rho V_\infty^2$ . Le coefficient de pression  $C_p$  est ainsi défini de la manière suivante :

$$C_p = \frac{p - p_\infty}{\frac{1}{2}\rho_\infty V_\infty^2} \quad (2.12)$$

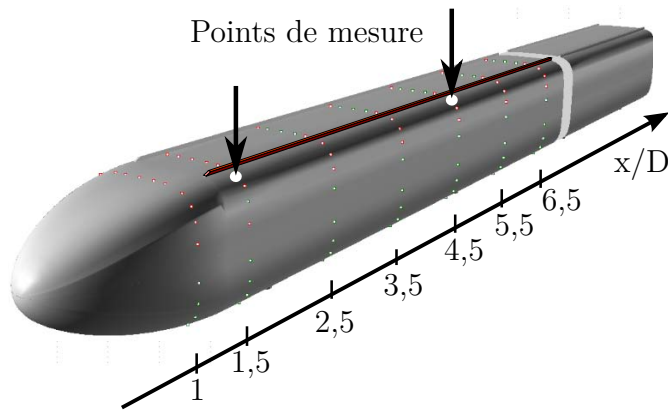
### 2.1.5.2 Sondage de couche limite

**Motivations** Sur un train réel, la hauteur des lignes de toiture que nous modélisons ici est de l'ordre de 2 % de celle train. Comme évoqué dans le chapitre 1, la mise à l'échelle directe de ces éléments ne conduira pas nécessairement à un écoulement réaliste puisque la similitude du nombre de Reynolds, global et local, n'est pas respectée. Nous cherchons à évaluer l'épaisseur de la couche limite sur le train afin de comparer son épaisseur à la taille des lignes de toiture. Si celles-ci sont du même ordre de grandeur, on s'attend à ce que l'écoulement autour des lignes de toiture dépende du rapport entre l'épaisseur de la couche limite sur le corps et leur hauteur. Ce paramètre pourrait alors être utilisé pour définir un critère de dimensionnement des lignes de toiture conduisant à des efforts réalistes à pleine échelle. Un sondage de couche limite est donc réalisé sur les deux maquettes de train à l'échelle du 15<sup>e</sup> en l'absence d'obstacle.

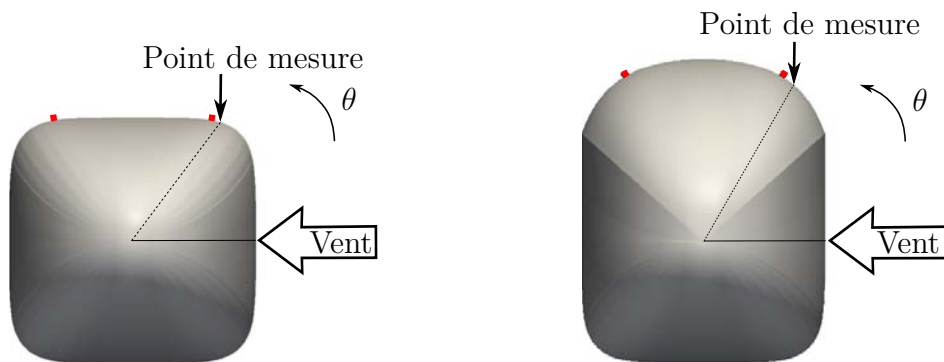
Un autre objectif de la détermination des paramètres de la couche limite sur le modèle de train idéalisé est sa comparaison avec les couches limites obtenues sur les trains réels.

**Mise en œuvre** Deux sondages sont effectués dans le coin supérieur au vent, à 1,5 et 4,5D du nez du train. Un autre sondage est pratiqué au milieu du toit, à une position 5,5D du nez (figure 2.27). Les profils effectués dans le coin supérieur au vent sont situés à une position angulaire  $\theta$  la plus proche possible de la position de l'obstacle au vent.

Une sonde de pression de la plus faible dimension possible et suffisamment rigide est employée. Elle est obtenue par écrasement d'un tube de diamètre extérieur initial 1 mm. L'épaisseur finale de la sonde est de 0,5 mm. Son déplacement est piloté par un système de déplacement linéaire intégré à la maquette. La figure 2.28 présente le système de déplacement et la sonde de pression. La résolution spatiale



(a) Position longitudinale des points de mesure de la couche limite



(b) Position angulaire de la mesure de couche limite sur le modèle idéalisé

(c) Position angulaire de la mesure de couche limite sur le modèle régional

FIGURE 2.27 – Position des points de mesure de couche limite sur les trains.

du système de déplacement est de 0,01 mm. Le système de déplacement est inté-



FIGURE 2.28 – Système de déplacement.

gré à la maquette de manière à s'affranchir des vibrations entre la maquette et la sonde. L'actionneur est positionné sur une surface de référence usinée pour que la sonde de pression translate normalement à la paroi au niveau du point de mesure.

L'intégration est présentée sur la figure 2.29.

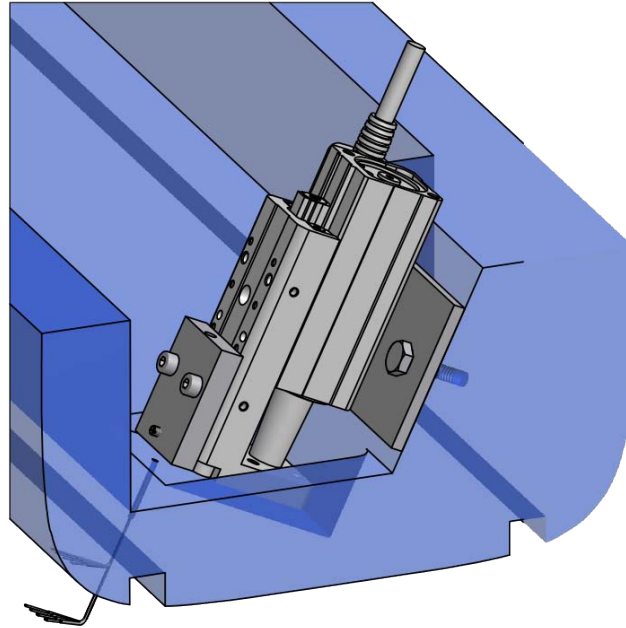


FIGURE 2.29 – Intégration du système de déplacement dans la maquette.

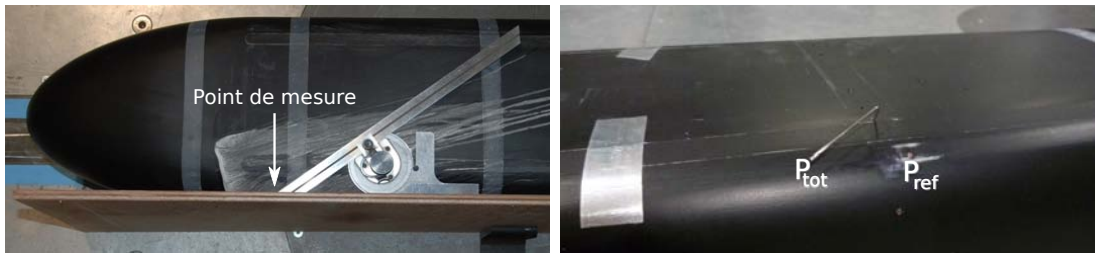
Pour mesurer la pression totale, la sonde de pression doit être alignée avec l'écoulement. Sa tolérance angulaire est de  $10^\circ$  pour 1 Pa. Afin de connaître l'orientation locale de l'écoulement, des visualisations pariétales sont effectuées au préalable et permettent de déterminer l'orientation de la sonde adaptée à chaque angle de dérapage. La figure 2.30 illustre la mise en œuvre pratique de la mesure. L'angle est déterminé à l'aide d'un rapporteur d'angle (figure 2.30a).

L'écoulement sur le train étant fortement tridimensionnel, la couche limite présente elle aussi ce caractère. Afin d'évaluer son vrillage, des simulations numériques ont été réalisées. Ces simulations ont permis de montrer que sur l'épaisseur de la couche limite, le changement d'angle est inférieur à  $10^\circ$ . La sonde de pression utilisée permet donc bien de mesurer le profil de vitesse dans la couche limite.

**Détail des essais** L'influence de l'angle de dérapage et de la position longitudinale sur les différents paramètres de la couche limite est étudiée. Les configurations expérimentales retenues sont les suivantes :

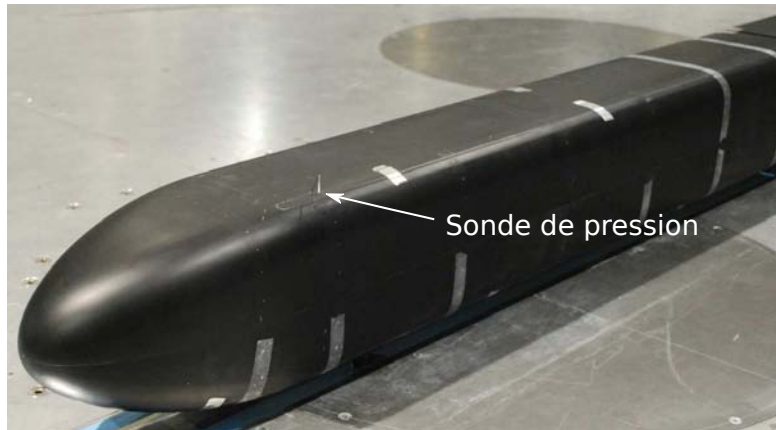
- 1 mesure de couche limite alignée avec le train, à  $5,5D$  du nez
- 2 positions longitudinales en dérapage :  $1,5D$  et  $4,5D$  du nez
- 5 angles de dérapage :  $15^\circ$ ,  $30^\circ$ ,  $45^\circ$ ,  $60^\circ$  et  $90^\circ$
- L'effet d'une bande de rugosité sur ces différentes configurations est également investigué

Comme évoqué précédemment, l'orientation de la sonde doit être adaptée à chaque angle de dérapage, l'orientation à donner à la sonde étant obtenue à l'aide des visualisations pariétales. Le tableau 2.9 présente les angles obtenus sur le train

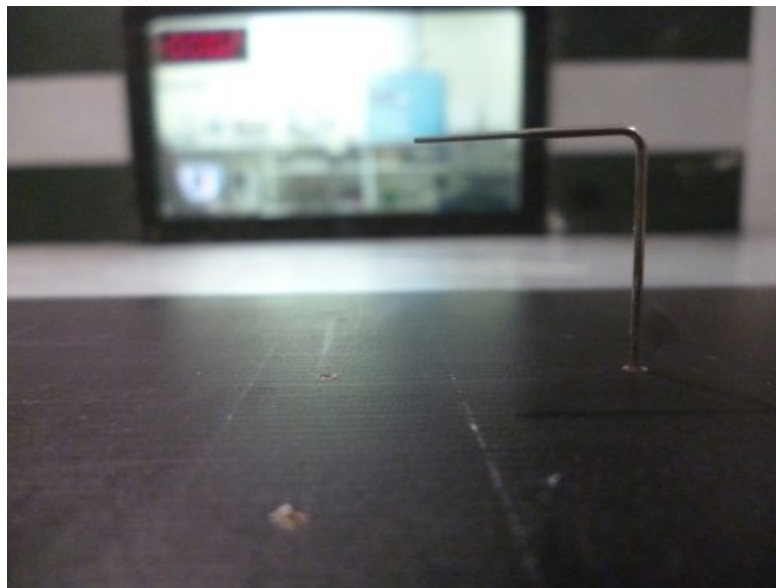


(a) Mesure de la direction locale de l'écoulement

(b) Sonde de pression totale et pression statique



(c) Sondage de couche limite à 1,5D du nez



(d) Sondage de couche limite pour un écoulement aligné avec le train

FIGURE 2.30 – Mise en œuvre pratique de la mesure de couche limite.

pour les différentes configurations étudiées. La taille de la sonde doit être ajustée à chaque nouvelle orientation de manière à mesurer un gradient normal à la paroi



au dessus du même point, différentes sondes sont donc employées (figure 2.31). On n'observe pas de différence notable sur l'orientation des lignes de frottement entre les deux stations.

Dérapage (°)	Angle local (°)	Longueur de la sonde (mm)
0	0	-
15	25	40
30	45	35
45	65	30
60	90	21
90	90	21

TABLE 2.9 – Orientation à donner à la sonde en fonction de l'angle de dérapage.



FIGURE 2.31 – Sondes utilisées pour les mesures de couche limite, la longueur dépend du dérapage et de l'orientation associée.

### Définition des paramètres de couche limite

#### *Épaisseur conventionnelle*

Soit  $U_E(x)$  la vitesse obtenue en fluide parfait en un point d'abscisse  $x$  sur une paroi. On définit l'épaisseur conventionnelle de couche limite comme étant la distance transversale à la paroi où la composante longitudinale de la vitesse atteint 99 % de  $U_E(x)$ .

$$U[x, \delta(x)] = 0.99 \times U_E \quad (2.13)$$

#### *Épaisseur de déplacement*

La condition d'adhérence d'un fluide réel à la paroi implique que le débit à travers l'épaisseur de couche limite ( $q_v$ ) est inférieur à ce qu'il serait dans le cas d'un fluide parfait à distance égale ( $q_p$ ). En négligeant la variation des grandeurs en fluide parfait sur une distance transversale sur une distance de l'ordre de l'épaisseur conventionnelle de couche limite, ce débit peut être évalué à l'aide de la formule suivante :

$$q_p - q_v \approx \int_0^{\delta} (\rho_E U_E - \rho U) dy \quad (2.14)$$

Par convention, ce débit est exprimé à partir d'une épaisseur  $\delta^*$  telle que, par définition,  $q_p - q_v = \rho_E U_E \delta^*$ . On pose :

$$\delta^*(x) = \int_0^{\infty} \left(1 - \frac{\rho U}{\rho_E U_E}\right) dy \quad (2.15)$$

L'appellation « épaisseur de déplacement » fait référence à l'interprétation physique de cette grandeur qui représente la distance dont il conviendrait de déplacer la paroi pour conserver le même débit en fluide visqueux qu'en fluide parfait.

#### *Épaisseur de quantité de mouvement*

L'écoulement d'un fluide *réel* en paroi se traduit également par un déficit de quantité de mouvement par rapport à ce qu'il serait en fluide *parfait*. On définit de manière analogue une épaisseur dite de quantité de mouvement  $\theta$  :

$$\theta(x) = \int_0^{\infty} \frac{\rho U}{\rho_E U_E} \left(1 - \frac{U}{U_E}\right) dy \quad (2.16)$$

#### *Facteur de forme*

On pourra aussi définir le facteur de forme de la couche limite comme étant le rapport entre les épaisseurs de déplacement et de quantité de mouvement :

$$H = \delta^* / \theta \quad (2.17)$$

Cette grandeur prend des valeurs différentes suivant la nature laminaire ou turbulente de l'écoulement dans la couche limite. Pour une couche limite sur plaque plane, elle passe pratiquement du double au simple (d'environ 2,6 à 1,3).

#### *Calcul pratique*

La couche limite va être déterminée dans une zone où l'écoulement est accéléré, la vitesse de référence à utiliser pour la définition des différentes épaisseurs ne peut donc pas être prise à l'infini. On utilisera la vitesse maximale locale extérieure à la couche limite.

### 2.1.6 Récapitulatif des essais

Le tableau 2.10 répertorie les essais qui ont été réalisés dans les deux souffleries utilisées pour ces travaux.

Échelle	Visualisation pariétale	PIV	Pesée	Pression	Couche limite
1 : 30	30, 45, 60°	45°	-	-	-
1 : 15	30, 60°	45°	[0 ; 90°]	$\Delta\beta = 5^\circ$	0, 15, 30, 45, 60, 90°

TABLE 2.10 – Récapitulatif des essais expérimentaux.

## 2.2 Approche numérique

### 2.2.1 Objectifs des calculs

L'approche numérique occupe une place secondaire dans ces travaux. L'objectif principal est d'aider à la compréhension de l'écoulement autour des trains. L'un des avantages de cette approche est qu'elle permet d'obtenir l'information en tout point du domaine de calcul. Ainsi, les résultats permettront de compléter les analyses qui peuvent être tirées des données expérimentales.

La mise en place des calculs sera faite en s'appuyant sur le rapport de recherche publié par la RSSB [1] ayant pour but d'orienter les simulations numériques réalisées sur les trains en situation de vent traversier<sup>4</sup>. Les recommandations prennent en compte l'ensemble des études réalisées dans ce domaine et permettent de choisir un modèle de turbulence approprié ainsi qu'un domaine de calcul adapté.

### 2.2.2 Choix de la configuration

Dans cette étude, il existe de nombreux paramètres variables. Il a ainsi fallu choisir un nombre restreint de configurations pertinentes. Le choix a été fait d'étudier en détails l'angle de dérapage  $\beta = 45^\circ$ , qui permet comme il a été vu dans l'étude bibliographique de générer un système tourbillonnaire en dérapage similaire à celui obtenu autour des corps élancés. Les deux modèles de train sont étudiés dans deux configurations, avec et sans lignes de toiture. Les conditions expérimentales correspondent aux essais à l'échelle du 15<sup>e</sup> dans la soufflerie SC1.

### 2.2.3 Choix de la modélisation

Les équations de Navier Stokes décrivent le mouvement instantané du fluide considéré. Leur résolution directe (Direct Numerical Simulation) permet la modélisation des écoulements turbulents. Lorsque le nombre de Reynolds augmente, le nombre d'échelles de turbulence à résoudre augmente, et le nombre de points nécessaires à la modélisation des plus petites échelles de la turbulence devient rapidement prohibitif pour un calcul direct. Le nombre de Reynolds de l'écoulement autour d'un train est de l'ordre de 10 millions. Cette valeur est bien trop élevée pour pouvoir utiliser la DNS, nous emploierons donc une modélisation de la turbulence.

#### 2.2.3.1 Approche statistique : méthodes RANS

La modélisation RANS (Reynolds Averaged Navier-Stokes) utilise une description statistique de la turbulence. Les variables décrivant le mouvement, vitesse et pression en écoulement incompressible, sont décomposées en leur moyenne et fluctuation autour de cette moyenne. Cette approche sera adoptée ici car c'est

---

4. Ce document est disponible sur le site de la RSSB à l'adresse suivante : [www.rssb.co.uk](http://www.rssb.co.uk)

une modélisation moins coûteuse en ressources et en temps que les DNS, LES ou approches hybrides.

En moyennant les équations de Navier-Stokes on obtient un problème non fermé : il y a plus d'inconnues que d'équations. Les inconnues de ce problème sont les corrélations doubles des vitesses fluctuantes qui sont les composantes du tenseur des contraintes turbulentes, ou tenseur de Reynolds. La résolution de ce système nécessite des lois de fermeture modélisant ces termes. Parmi les modèles les plus répandus, on distingue les modèles au premier ordre qui relient algébriquement le tenseur de Reynolds au mouvement moyen, et les modèles au second ordre qui utilisent les équations de transport de ces contraintes dans lesquelles les termes inconnus sont modélisés.

Les équations de Navier-Stokes moyennées s'écrivent :

$$\frac{\partial \bar{U}_i}{\partial x_i} = 0 \quad (2.18)$$

$$\frac{\partial \bar{U}_i}{\partial t} + \bar{U}_j \frac{\partial \bar{U}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \overline{u_i u_j}}{\partial x_j} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial \bar{P}}{\partial x_i} + \nu \frac{\partial^2 \bar{U}_i}{\partial x_j \partial x_j} \quad (2.19)$$

Tout l'enjeu de la modélisation turbulente consiste à déterminer une expression des tensions de Reynolds  $\overline{u_i u_j}$ , et plusieurs méthodes sont possibles.

### 2.2.3.2 Les modèles à une équation de transport

La démarche consiste à résoudre une équation de transport afin de déterminer une échelle caractéristique de la turbulence locale, les autres grandeurs turbulentes nécessaires sont obtenues par des relations algébriques. Dans cette classe de modélisation il faut distinguer deux types de modèles, celui de Bradshaw *et al.* (1967)[19], basé sur la résolution d'une équation de transport pour la tension de cisaillement, et les modèles basés sur le concept de la viscosité turbulente, comme celui de Spallart-Almaras, très largement utilisé dans l'industrie aéronautique. Ces modèles ne seront pas utilisés dans cette étude, nous ne développons donc pas les équations ici.

### 2.2.3.3 Les modèles à deux équations

Ces modèles reposent sur le concept de viscosité turbulente proposé par Boussinesq en 1877. Ce concept introduit une relation de linéarité entre le cisaillement turbulent et le gradient transverse. Il a ensuite été généralisé à toutes les contraintes turbulentes :

$$-\tau_{ij} = -\overline{u_i u_j} = \nu_t \left( \frac{\partial \bar{U}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{U}_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} k \delta_{ij} \quad (2.20)$$

Une étude dimensionnelle nous montre que la viscosité turbulente  $\nu_t$  est proportionnelle à  $(u' * l)$ , où  $u'$  et  $l$  désignent respectivement des échelles de longueur et de vitesse représentatives de l'agitation turbulente. La viscosité turbulente peut donc être obtenue par le produit d'une échelle de longueur et d'une échelle de

temps ou toute combinaison multiplicative des deux comme la formule de Prandtl-Kolmogorov :

$$\nu_t = C_\mu l \sqrt{k} \quad (2.21)$$

où  $l$  est l’échelle de longueur des tourbillons porteurs d’énergie. Les modèles à deux équations résolvent une équation de transport pour l’énergie cinétique turbulente  $k$  et une autre pour une grandeur  $X$  qui permet par combinaison multiplicative de remonter à l’échelle de longueur ( $X = k^n l^m$ ).

Il existe de nombreux modèles à deux équations. Parmi les plus répandus, on peut citer le modèle  $k - \epsilon$  ou encore le modèle  $k - \omega$ . C’est ce dernier qui a été retenu pour cette étude. Il existe plusieurs variantes de ce modèle. Menter [69] en a développé deux, un modèle Baseline (BSL) et le modèle Shear Stress Transport (SST). Le modèle BSL a été développé de manière à diminuer la dépendance de la solution à l’écoulement non perturbé en introduisant une fonction permettant le passage d’un modèle  $k - \omega$  classique proche de la paroi à un modèle de type  $k - \epsilon$  dans la région non perturbée. Ce modèle, bien qu’amélioré, prédit toujours mal les décollements par gradient de pression adverse. Celui-ci a été amélioré en travaillant sur l’effet du transport des contraintes de cisaillement. Ces deux modèles sont à peine plus compliqués que le modèle original  $k - \omega$  et consomment à peine plus de ressources. De plus, les décollements qui interviennent sur les trains sont de type gradient de pression adverse. Nous retiendrons donc le modèle  $k - \omega - SST$  pour la modélisation de la turbulence.

## 2.2.4 Code de calcul

Le code de calcul employé dans ces travaux est OpenFOAM (Open Field Operation And Manipulation). C’est un logiciel libre constitué de bibliothèques développées dans un langage orienté objet de haut niveau, C++. OpenFOAM résout les équations de Navier Stokes par la méthode des volumes finis. Le domaine de calcul est découpé en volumes élémentaires sur lesquels sont intégrées les équations. La figure 2.32 présente la procédure de résolution des équations de Navier Stokes, d’après Duprat [39]<sup>5</sup>.

## 2.2.5 Domaine de calcul

Les frontières du domaine de calcul doivent être suffisamment éloignées du corps étudié pour s’affranchir des effets de bord. Le domaine de calcul est le même pour les 4 configurations et est présenté sur la figure 2.33.

---

5. Le manuscrit est disponible à l’adresse suivante en tant qu’archive ouverte : <https://tel.archives-ouvertes.fr/tel-00540181>

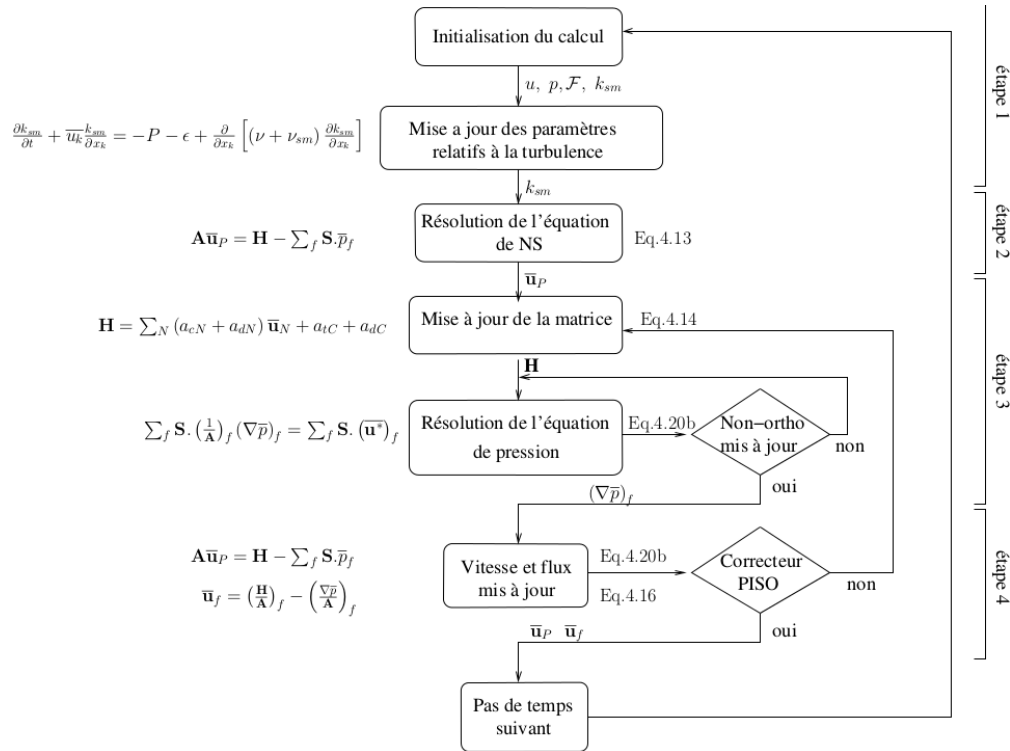


FIGURE 2.32 – Procédure de résolution des équations de Navier Stokes par OpenFOAM, d’après Duprat [39].

## 2.2.6 Maillage

Les maillages sont tous conçus de la même manière. La figure 2.34a présente le maillage à la surface du véhicule et la figure 2.34b le maillage autour des lignes de toiture lorsque le véhicule en est équipé. Le maillage est non structuré.

Le maillage dans le sillage du train doit être suffisamment fin pour bien capturer la dynamique tourbillonnaire, il est donc raffiné dans la zone sous le vent proche du train comme l’illustre la figure 2.34e. Les maillages comportent entre 6 M et 8 M de mailles.

## 2.2.7 Conditions aux limites

Pour résoudre les équations de Navier-Stokes, des conditions aux limites sont nécessaires à la surface de la géométrie considérée et aux frontières du domaine. Une condition initiale est aussi imposée dans le volume d’étude.

La condition de paroi permet de modéliser l’influence de la paroi en modifiant l’écoulement dans le premier volume de contrôle situé contre la paroi. La vitesse à la paroi est fixée à zéro, c’est la condition de non-glissement. Le gradient de pression normal à la paroi est aussi supposé négligeable. Des lois de paroi sont utilisées pour le calcul des grandeurs turbulentes.

La vitesse est imposée à 45 m/s en entrée afin de se placer dans les mêmes

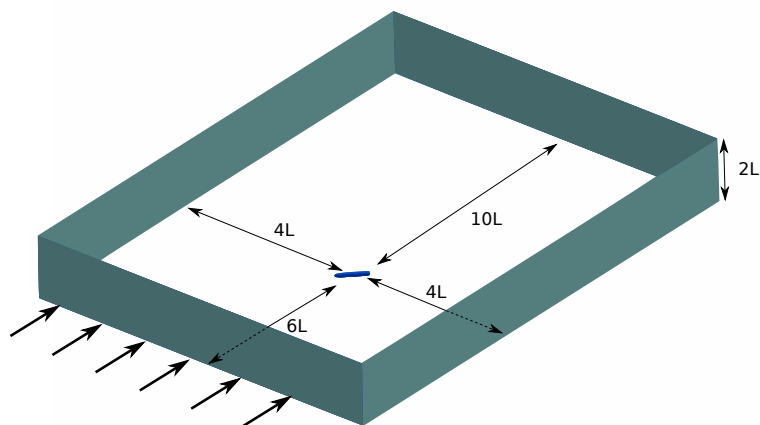


FIGURE 2.33 – Principales dimensions du domaine de calcul.  $L$  est la longueur du train et  $L=10D$  où  $D$  est la largeur commune aux deux trains.

conditions que les essais à l'échelle du 15<sup>e</sup> et le gradient de pression est supposé nul. Le taux de turbulence est fixé à 2%.

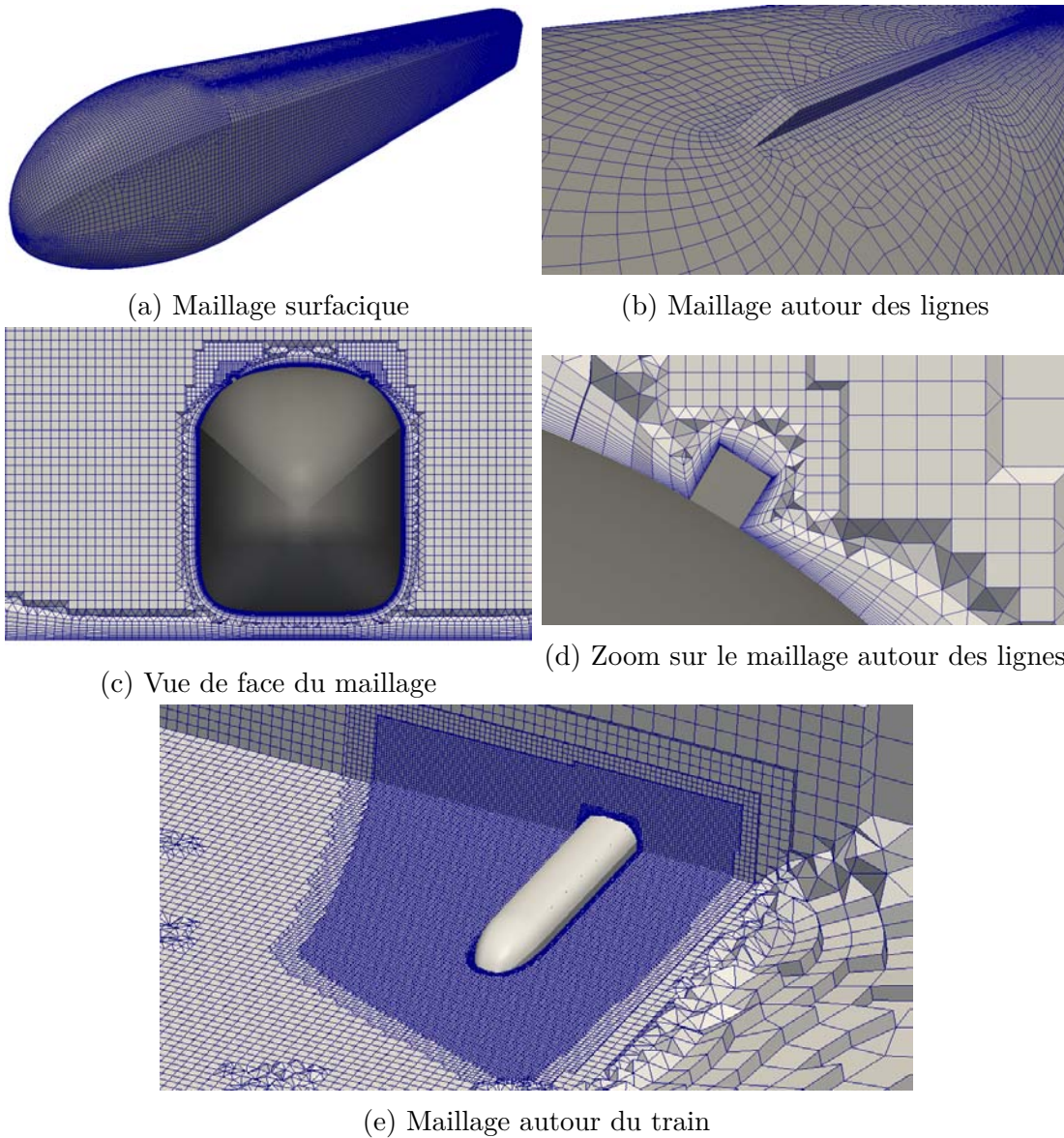


FIGURE 2.34 – Maillage utilisé pour les calculs CFD. Le cas présenté est celui du modèle régional équipé de lignes de toiture mais est valable pour les 4 configurations. L'écoulement va de droite à gauche.



## 2.3 Techniques d'analyse

L'analyse des données expérimentales et numériques est basée sur l'étude des coefficients d'efforts aérodynamiques, du champ de pression régnant à la surface du corps et des champs de vitesse.

### 2.3.1 Analyse des champs de vitesse

Dans cette étude, les champs de vitesse obtenus par mesures PIV sont bidimensionnels et décorrelés en temps. Nous nous intéresserons essentiellement à des grandeurs moyennées dans le temps. La mise en évidence des structures tourbillonnaires est effectuée par de critères locaux tels que la vorticité, les critères  $Q$ ,  $\lambda_2$  ou encore  $\Gamma_1$  et  $\Gamma_2$ . Certains de ces critères pourront aussi être utilisés pour mettre en évidence les structures tourbillonnaires de l'écoulement sur les résultats numériques.

**Vorticité :** La vorticité est définie comme étant le rotationnel de la vitesse, c'est une quantité li e à la vitesse angulaire subie localement par le fluide.

$$\vec{\omega} = \text{rot}\vec{V} \quad (2.22)$$

Dans le cas des champs PIV bidimensionnels, on s'intéressera à la composante de vorticité normale au plan. Si on considère le plan  $(O,y,z)$ , cette composante est donc la suivante :

$$\Omega_x = \frac{d\bar{V}}{dz} - \frac{d\bar{W}}{dy} \quad (2.23)$$

La vorticité seule ne peut pas être utilis e pour identifier une structure tourbillonnaire car elle met aussi en évidence les zones de cisaillement. Elle donne toutefois des informations sur l'intensité tourbillonnaire et le sens de rotation. La détection des structures est effectu e à l'aide de critères dédiés.

**Fonctions  $\Gamma_1$  et  $\Gamma_2$  :** Le critère d'identification  $\Gamma_1$  a été introduit par Michard [67] et est obtenu de la manière suivante :

$$\Gamma_1(P) = \frac{1}{s} \int_{M \in S} \frac{(P\vec{M} \wedge \vec{U}_M) \cdot \vec{z}}{\|P\vec{M}\| \cdot \|\vec{U}_M\|} dS \quad (2.24)$$

Cette fonction permet de localiser le centre des structures tourbillonnaires pour lesquels elle atteint son maximum, entre 0,9 et 1.

Le critère  $\Gamma_2$  est basé sur le critère pr c dent et tient compte de la vitesse de convection locale autour du point P (Michard [70]).

$$\Gamma_2(P) = \frac{1}{s} \int_{M \in S} \frac{(P\vec{M} \wedge (\vec{U}_M - \vec{U}_P)) \cdot \vec{z}}{\|P\vec{M}\| \cdot \|\vec{U}_M - \vec{U}_P\|} dS \quad (2.25)$$

La nature de l'écoulement peut être class e comme suit :

- $|\Gamma_2| < 2/\Pi$  : l'écoulement est localement dominé par la déformation
- $|\Gamma_2| = 2/\Pi$  : écoulement cisaillé pur
- $|\Gamma_2| > 2/\Pi$  : écoulement localement dominé par la rotation

**Critère Q :** Le critère d'identification Q, introduit par Hunt [54] est le second invariant du tenseur des gradients de vitesse, c'est-à-dire :

$$Q = \frac{1}{2}(\Omega_{ij}\Omega_{ij}) - (S_{ij}S_{ij}) \quad (2.26)$$

avec  $\Omega_{ij} = \frac{1}{2}(u_{i,j} - u_{j,i})$  et  $S_{ij} = \frac{1}{2}(u_{i,j} + u_{j,i})$ ,  $\Omega$  représente le terme de rotation et S le terme de déformation. Les zones tourbillonnaires de l'écoulement sont donc repérées par des valeurs positives du critère Q.

**Le critère  $\lambda_2$  :** Le critère  $\lambda_2$  a été développé par Jeong et Hussain [55]. C'est la seconde valeur propre réelle du tenseur  $S^2 + \Omega^2$  :

$$\lambda_2 = \frac{\partial \bar{U}_x}{\partial y} \frac{\partial \bar{U}_y}{\partial x} - \frac{\partial \bar{U}_x}{\partial x} \frac{\partial \bar{U}_y}{\partial y} \quad (2.27)$$

$\lambda_2 < 0$  indique un minimum de pression, exprimant la probabilité de la présence d'une structure tourbillonnaire.

### 2.3.2 Analyse des champs de pression - calculs d'efforts : intégration et projections

La force exercée par le fluide sur la surface du corps peut être décomposée en une composante normale, correspondant à l'effort de pression P, et une composante tangentielle qui est l'action du frottement. L'utilisation d'un des calculs réalisés dans ces travaux a permis de montrer que cette dernière est de l'ordre de 1 % par rapport aux efforts de pression, elle ne sera pas étudiée ici. La valeur locale de la pression permet de connaître les charges auxquelles la structure est soumise. Son intégration sur la surface du corps permet de connaître les efforts globaux auxquels le corps est soumis. Dans ces travaux, les efforts aérodynamiques globaux sont obtenus à l'aide d'une balance aérodynamique. Les champs de pression seront donc utilisés pour analyser la répartition locale d'efforts sur le train.

Les outils développés ci-dessous seront employés dans le chapitre 4 afin de comprendre l'effet des lignes de toiture sur les efforts aérodynamiques.

**Projection de la pression sur les axes** La pression normale à la paroi obtenue au point  $i$ ,  $p_i$ , est intégrée sur l'élément de surface  $dl$  et projetée suivant les axes  $y$  et  $z$  comme l'illustre la figure 2.35.

$$C_{f_{y_i}} = p_i \times dl \times \vec{n} \cdot \vec{z} \quad \text{et} \quad C_{f_{z_i}} = p_i \times dl \times \vec{n} \cdot \vec{y} \quad (2.28)$$

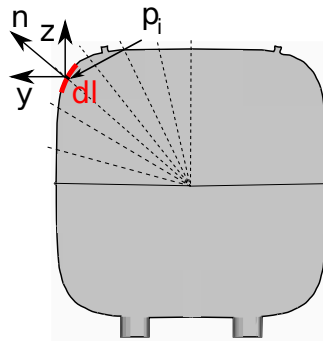


FIGURE 2.35 – Projection de la pression sur les axes y et z.

Ces coefficients représentent la distribution d'effort latéral et de portance à la surface du train respectivement. Cette information est ponctuelle. Il peut être intéressant de l'intégrer pour établir le lien entre la répartition de pression locale et les efforts aérodynamiques globaux.

### Intégration partielle de la distribution d'efforts sur chaque couronne

Afin de faciliter l'analyse de la répartition de pression et d'efforts associés, la section du train est divisée en quatre zones présentées sur la figure 2.36.

L'intégration de la pression par quart de train est obtenue en faisant la somme des coefficients de distribution d'efforts :

$$C_{F_y, longi}(quart) = \sum_{i \in quart} C_{f_{y_i}} \quad \text{et} \quad C_{F_z, longi}(quart) = \sum_{i \in quart} C_{f_{z_i}} \quad (2.29)$$

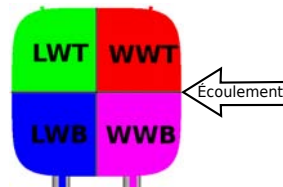


FIGURE 2.36 – Découpage de la section constante du train en quatre zones afin de faciliter l'analyse. WWT : WindWard Top (coté supérieur au vent), WWB : WindWard Bottom (coté inférieur au vent), LWT : LeeWard Top (coté supérieur sous le vent) et LWB : LeeWard Bottom.

Ce coefficient est obtenu pour chacune des couronnes de pression, et permet ainsi l'étude de la répartition d'efforts par quart de train pour chacune des positions longitudinales étudiées.

### Intégration par quart de train de la distribution d'efforts sur toute la longueur

On peut enfin intégrer ce coefficient le long du train en suivant le découpage illustré par la figure 2.37 afin d'obtenir la contribution de chacun des

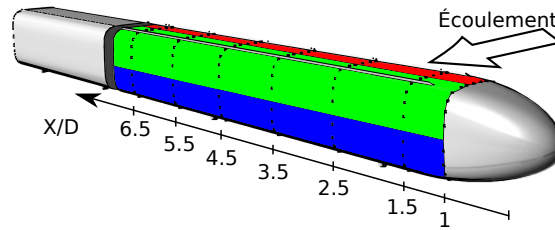


FIGURE 2.37 – La distribution d'efforts par quart de couronne est intégrée sur toute la longueur du train.

quarts du train à l'effort latéral. Cette contribution est obtenue en faisant la somme des coefficients donnés par l'équation 2.29 :

$$C_{F_y}(quart) = \sum C_{f_y,longi} \quad et \quad C_{F_z,longi}(quart) = \sum C_{f_z,longi} \quad (2.30)$$

En faisant ce calcul pour l'ensemble de la plage angulaire étudiée, on peut ainsi confronter les courbes d'efforts globales aux courbes d'efforts par quart de train afin d'identifier la cause locale des modifications d'efforts globaux provoquées par la modification des appendices.



# Chapitre 3

## Caractérisation de l'écoulement autour de trains simplifiés à toiture lisse

L'objectif de ces travaux est d'étudier l'impact de lignes de toiture sur le comportement aérodynamique de deux modèles de trains. Dans un premier temps, nous présentons dans ce chapitre une analyse détaillée de l'écoulement autour des deux modèles sélectionnés sans appendices en toiture. Une bonne compréhension de cet écoulement de référence est nécessaire pour appréhender dans un second temps l'effet des lignes de toiture sur la physique de l'écoulement.

La topologie de l'écoulement propre à chaque modèle de train est présentée en se basant sur les différentes techniques de visualisation et sur les résultats obtenus par simulation numérique. Cette étude détaillée des phénomènes physiques qui régissent l'écoulement permet d'interpréter la répartition de pression autour des trains. La compréhension de ce champ de pression est primordiale car elle permet de comprendre l'évolution des courbes d'efforts avec le dérapage. Le travail mené dans ce chapitre permet ainsi de faire ressortir les liens entre les efforts aérodynamiques globaux et la topologie de l'écoulement.

### Sommaire

---

<b>3.1</b>	<b>Structure globale de l'écoulement . . . . .</b>	<b>66</b>
3.1.1	Étude de l'écoulement autour du modèle de train idéalisé	66
3.1.2	Influence des conditions expérimentales . . . . .	79
3.1.3	Effet de la forme du train sur la topologie de l'écoulement	82
3.1.4	Synthèse . . . . .	86
<b>3.2</b>	<b>Étude de la répartition de pression autour des trains .</b>	<b>87</b>
3.2.1	Étude du champ de pression autour du modèle idéalisé .	87
3.2.2	Effet de la forme du train sur la répartition de pression	92
<b>3.3</b>	<b>Efforts aérodynamiques s'exerçant sur les trains . . . .</b>	<b>95</b>
<b>3.4</b>	<b>Conclusion . . . . .</b>	<b>103</b>

---

### 3.1 Structure globale de l'écoulement

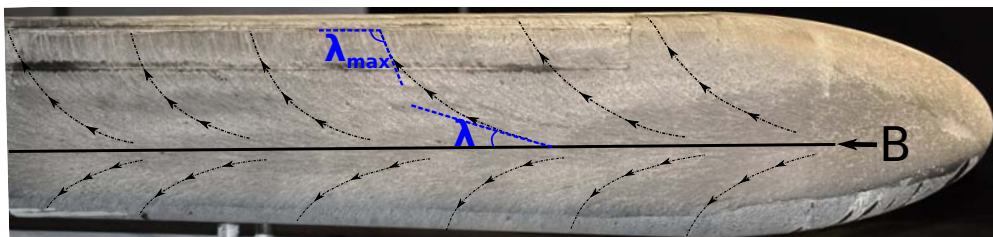
L'organisation générale de l'écoulement autour d'un train a été présentée dans l'analyse bibliographique. L'écoulement autour du modèle de train idéalisé a en particulier déjà été étudié par voies expérimentale et numérique. Nous vérifions ici que l'écoulement obtenu dans les conditions expérimentales de ces travaux est conforme aux études précédentes. Nous étudions ensuite l'influence de la forme du train sur la topologie de l'écoulement.

L'étude est basée sur des visualisations pariétales, tomoscopies laser et vélocimétrie par images de particules. Si aucune précision n'est apportée concernant l'angle de dérapage, les observations sont valables pour toute valeur de  $\beta$ .

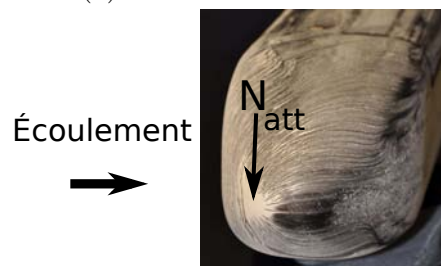
#### 3.1.1 Étude de l'écoulement autour du modèle de train idéalisé

Dans ce premier paragraphe, nous focalisons notre attention sur les résultats obtenus dans la soufflerie bois sur le modèle de train idéalisé à l'échelle du 30<sup>e</sup>.

La figure 3.1a présente l'écoulement sur la face au vent pour un angle de dérapage  $\beta = 30^\circ$ .



(a) Écoulement au vent



(b) Écoulement sur le nez du train

FIGURE 3.1 – Visualisation pariétale de l'écoulement au vent sur le modèle idéalisé,  $\beta = 30^\circ$ , maquette à l'échelle du 30<sup>e</sup>.

La ligne de bifurcation, notée  $B$  sur la figure 3.1a, part du nœud d'attachement  $N_{att}$  (figure 3.1b) et s'étend sur toute la longueur du train. Comme rapporté par Mair [68], elle n'est pas située à une position angulaire  $\theta = 0^\circ$  comme elle le serait dans le cas d'un corps isolé, elle est décalée vers le sol. L'angle entre les lignes de frottement et l'axe du corps, noté  $\lambda$  sur la figure 3.1a, évolue le long d'une ligne

de frottement. Il est nul au niveau de la ligne de bifurcation et augmente près du sol et du toit. Sa valeur est supérieure à celle de l'angle de dérapage, à  $\beta = 30^\circ$   $\lambda_{max} = 70^\circ$  et à  $60^\circ$  de dérapage  $\lambda$  évolue très rapidement vers  $90^\circ$ . Cet angle est important puisqu'il correspond à l'angle d'attaque des lignes de toiture dont l'impact sera étudié dans le chapitre 4.

Le spectre pariétal sur le toit du train présente un écoulement attaché lors du passage de la face au vent au toit (figure 3.2). Le décollement sur le toit a lieu à l'approche de la face sous le vent suivant la ligne de séparation  $S1$ .



FIGURE 3.2 – Spectre pariétal sur le toit du modèle de train idéalisé,  $\beta = 30^\circ$ .

Nous avons vu dans l'étude bibliographique (chapitre 1) que le régime d'écoulement dépend du nombre de Reynolds. Chiu [24] a établi la classification des régimes d'écoulement suivante :

- (i) Régime sous critique, séparation laminaire sans recollement
- (ii) Régime critique, séparation laminaire avec recollement intermittent
- (iii) Régime postcritique, séparation turbulente et bulbe de recirculation laminaire sur le toit du train
- (iv) Régime transcritique, séparation turbulente sans décollement sur le toit

Dans le cas présent, il n'y a pas de séparation sur le toit du train avant le décollement dans le coin supérieur sous le vent suivant  $S1$ . Le régime d'écoulement obtenu lors de ces essais est donc transcritique et correspond bien au régime d'écoulement d'un train à pleine échelle. Dans les travaux de Mair [68], pour un même nombre de Reynolds ( $4 \times 10^5$ ), l'écoulement est postcritique et un fil de transition est placé sur la face au vent afin de supprimer le bulbe de recirculation laminaire. L'obtention du régime transcritique dans les essais réalisés dans la soufflerie bois peut être attribuée à la présence d'irrégularités sur le toit du train (rainures accueillant les lignes de toiture) qui peuvent provoquer la transition de la couche limite vers la turbulence. Une bande de carborundum est toutefois placée sur la face au vent et sur le nez du train afin d'obtenir une couche limite turbulente sur l'ensemble du train et de se rapprocher ainsi de l'écoulement autour d'un train circulant dans des conditions réelles.

Les figures 3.3a et 3.3b présentent le spectre sur la face au vent et sur le toit du modèle idéalisé à  $45^\circ$  de dérapage obtenu par simulation numérique. L'écoulement est attaché sur la face au vent et le spectre pariétal est très proche de celui obtenu par voie expérimentale. L'écoulement décolle en passant le quart supérieur au vent suivant la ligne de séparation  $S$ . Le réattachement de l'écoulement n'est pas systématique, il a lieu sur la partie avant du train mais pas sur la partie arrière. Ce régime d'écoulement correspond au régime critique. Hemida [49] obtient aussi



ce décollement<sup>1</sup>. Sous le modèle, figure 3.3c, l'écoulement ne décolle pas lorsqu'il passe de la face au vent à la face côté sol. Le décollement intervient près de la face sous le vent. Le régime d'écoulement sous le train est donc transcritique. Ce résultat est en accord avec les travaux de Mair [68] qui a montré que la présence du sol a pour effet de réduire la valeur du nombre de Reynolds critique du côté le plus proche du sol.

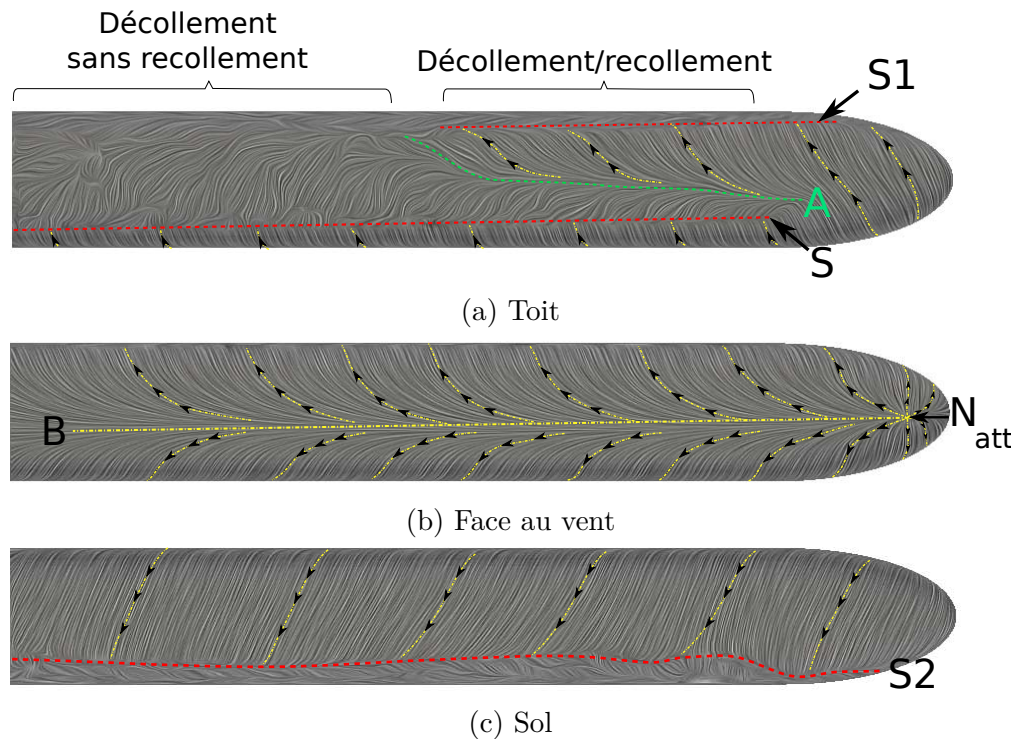


FIGURE 3.3 – Spectre pariétal sur le modèle idéalisé à 45° de dérapage obtenu par simulation numérique.

L'analyse bibliographique (chapitre 1) a permis de mettre en évidence la dualité de l'écoulement dans le sillage du train suivant l'angle de dérapage. Pour rappel :

- Pour les angles de dérapage inférieurs à 50°, l'écoulement est de type corps élancé. Le sillage se compose de structures tourbillonnaires contrarotatives fixes dans l'espace et dans le temps.
- Pour les angles de dérapage proches de 90°, l'écoulement est massivement décollé et fortement instationnaire.
- Pour les angles de dérapage situés autour de 60°, les deux régimes d'écoulement sont présents dans le sillage. Près du nez du train, l'écoulement est de type corps élancé. La composante de vitesse longitudinale n'est pas suffisamment grande pour amener les effets tridimensionnels sur toute la face sous le vent. Loin du nez, l'écoulement est alors massivement décollé.

1. Ce décollement est visible sur la figure 3.5 qui sera étudiée par la suite.

Nous allons étudier le sillage du modèle idéalisé aux angles de dérapage 30, 45 et 60° afin d'étudier ces différents régimes d'écoulement.

$\beta = 30^\circ$  La figure 3.4 présente l'écoulement dans le sillage du modèle idéalisé à 30° de dérapage obtenu par tomoscopie laser. La figure 3.5 est issue d'un calcul LES réalisé par Hemida [51] et présente ce même écoulement à 35° de dérapage par le biais de lignes de courant projetées dans des plans à différentes positions longitudinales.

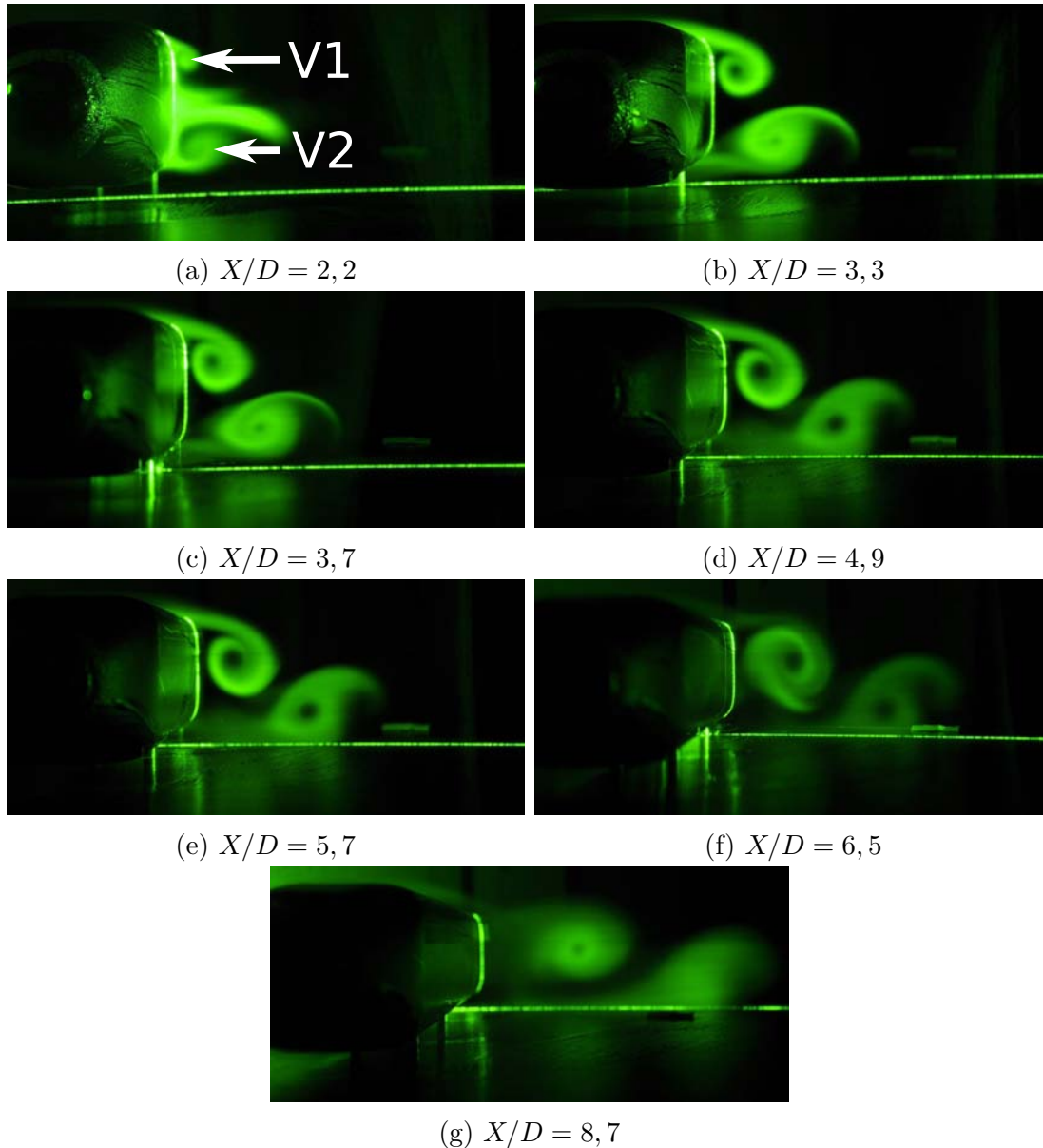


FIGURE 3.4 – Topologie de l'écoulement dans le sillage du modèle idéalisé à 30° de dérapage.

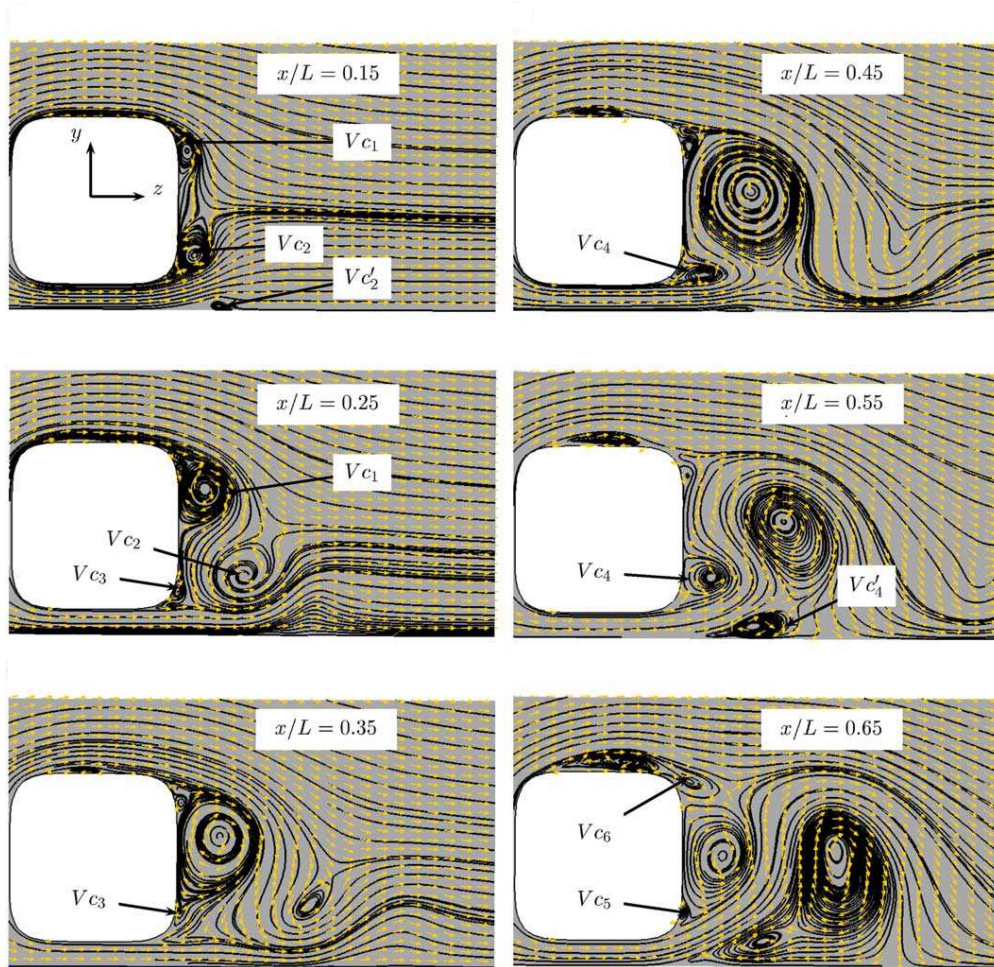


FIGURE 3.5 – Développement des structures tourbillonnaires dans le sillage du modèle idéalisé à  $35^\circ$  de dérapage, d'après Hemida [51].  $X/L = 0,1 \times X/D$ .

Deux structures tourbillonnaires contrarotatives, notées  $V1$  et  $V2$  sur la figure 3.4a, prennent naissance près du nez côté toit et côté sol respectivement. Ces mêmes structures sont observées par Hemida [49] et sont notées  $Vc_1$  et  $Vc_2$  sur la figure 3.5. Elles possèdent une forte cohérence spatiale, on ne constate pas d'éclatement tourbillonnaire le long du train. La structure  $V2$  qui prend naissance côté sol s'éloigne rapidement de la surface du train. Elle est convectée dans le sillage suivant la direction de l'écoulement amont comme l'illustre la vue du dessus présentée sur la figure 3.6a.

Le cliché présenté sur la figure 3.6b réalisé en orientant la canne à fumée vers le nez met en évidence la structure tourbillonnaire  $V2''$ . Les structures  $V2$  et  $V2''$  sont contrarotatives et forment un doublet dans lequel  $V2$  est alimenté par l'écoulement passant sous le train,  $V2''$  par l'écoulement contournant le nez.

La structure tourbillonnaire  $V1$  qui prend naissance côté toit reste en interaction avec la paroi jusqu'à  $X/D=6$ . Le cœur de  $V1$  descend et la structure remplit progressivement tout l'espace sous le vent comme l'illustre la figure 3.6c qui pré-

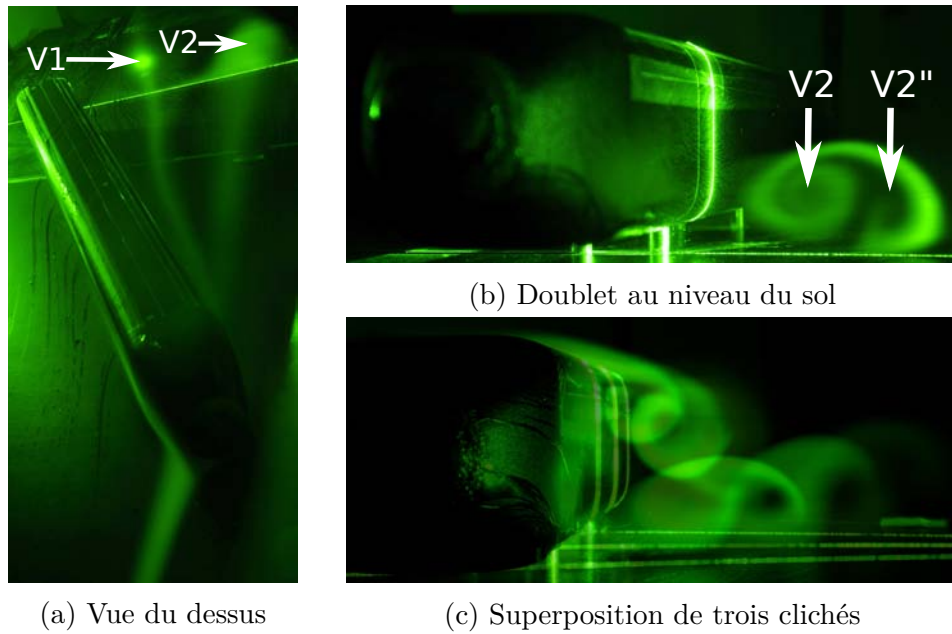


FIGURE 3.6 – Visualisation de l'écoulement par tomoscopie laser,  $\beta = 30^\circ$ .

sente la superposition de trois clichés réalisés pour trois positions longitudinales différentes. La LES met en évidence une structure tourbillonnaire notée VC4 sur la figure 3.5 qui remplace V2 côté sol au delà de  $X/L=0,45$ . Cette structure est fortement instationnaire [51], c'est pourquoi on ne l'observe pas avec la tomoscopie laser qui donne une image moyenne de l'écoulement. La figure 3.7 présente les structures tourbillonnaires du sillage pour une même position  $X/D$  et deux injections de fumée différentes : sur la figure 3.7a, la canne à fumée est dirigée vers le nez du train, sur la figure 3.7b vers la face au vent. Lorsque l'écoulement contourne le train par le nez, il vient alimenter le cœur des structures tourbillonnaires alors que ces zones restent sombres lorsque la canne à fumée est orientée vers la face au vent. Le cœur des structures tourbillonnaires est donc principalement alimenté par la composante de vitesse longitudinale.

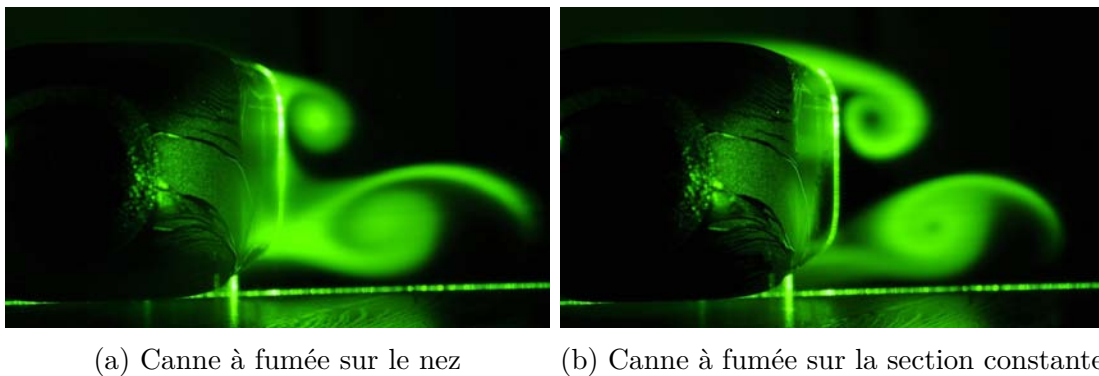


FIGURE 3.7 – Tomoscopie laser dans le sillage du modèle idéalisé à  $30^\circ$  de dérapage.

Le tourbillon V2 s'éloigne plus rapidement que le tourbillon V1 en raison de son interaction avec le sol. En effet, l'interaction entre une structure tourbillonnaire et une paroi induit une vitesse comme l'illustre la figure 3.8. La vitesse induite par V2 tend donc à l'éloigner de la surface du train.

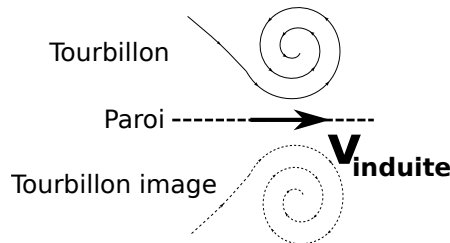


FIGURE 3.8 – Illustration de la vitesse induite par un tourbillon en interaction avec une paroi.

L'analyse détaillée du spectre pariétal permet de préciser les observations faites à partir des tomoscopies laser. L'interaction des structures tourbillonnaires avec la paroi est visible sur le spectre pariétal sous le vent présenté sur la figure 3.9. Le spectre pariétal obtenu par Copley [29] est aussi présenté.

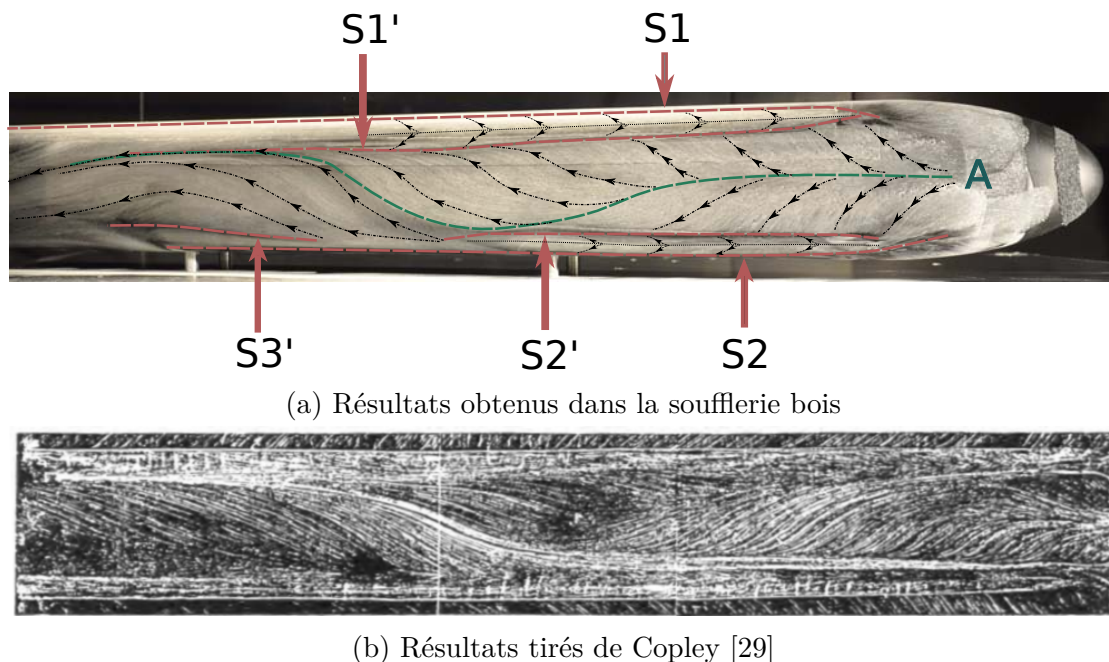


FIGURE 3.9 – Spectre pariétal sous le vent, modèle idéalisé au  $30^\circ$ ,  $\beta = 30^\circ$ .

L'écoulement décolle lorsqu'il passe du toit à la face sous le vent suivant la ligne de séparation  $S1$  et s'enroule pour donner naissance à la structure tourbillonnaire

V1 décrite précédemment. On observe un décollement secondaire suivant la ligne de séparation  $S1'$ . Entre ces deux lignes de séparation, il y a un tourbillon secondaire noté  $V1'$ . De la même manière, il y a une séparation de l'écoulement lorsqu'il passe du sous-bassement à la face sous le vent (ligne de séparation  $S2$ ). On observe aussi une ligne de séparation secondaire notée  $S2'$ , et le tourbillon secondaire entre ces deux lignes est noté  $V2'$ . Les structures principales se rejoignent suivant la ligne d'accumulation notée  $A$ .  $A$  descend car la structure  $V1$  alimentée par le haut grossit. Cette ligne d'accumulation rencontre la ligne de séparation  $S2$  à  $X/D=3,5$ , la structure  $V2$  n'est plus alimentée et s'éloigne de la paroi. Une structure tourbillonnaire  $V3$  se forme entre le train et la structure  $V1$ , la ligne d'accumulation remonte. Cette structure est présente sur les résultats LES de la figure 3.5 sur les plans situés à  $X/L=0,45$  et  $0,55$  et est notée  $Vc4$ . Les mesures PIV à  $\beta = 45^\circ$  permettront de la mettre en évidence. La ligne de séparation  $S3'$  traduit la présence d'un tourbillon secondaire  $V3'$ . Le spectre pariétal obtenu dans la soufflerie bois est bien similaire à celui obtenu par Copley [29] présenté sur la figure 3.9b.

Les structures dites secondaires,  $V1'$ ,  $V2'$  et  $V3'$  déduites de l'analyse du spectre pariétal sont similaires aux tourbillons secondaires autour d'ailes delta présentés sur la figure 3.10. La structure tourbillonnaire principale génère un gradient de pression adverse sur la paroi. Sous l'action de ce gradient de pression, la couche limite qui se développe sous le tourbillon primaire décolle et donne naissance à une structure secondaire. On parle alors de *tourbillon induit*. Les deux structures sont contrarotatives.

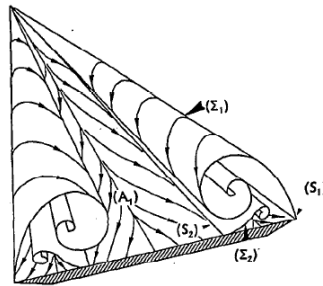
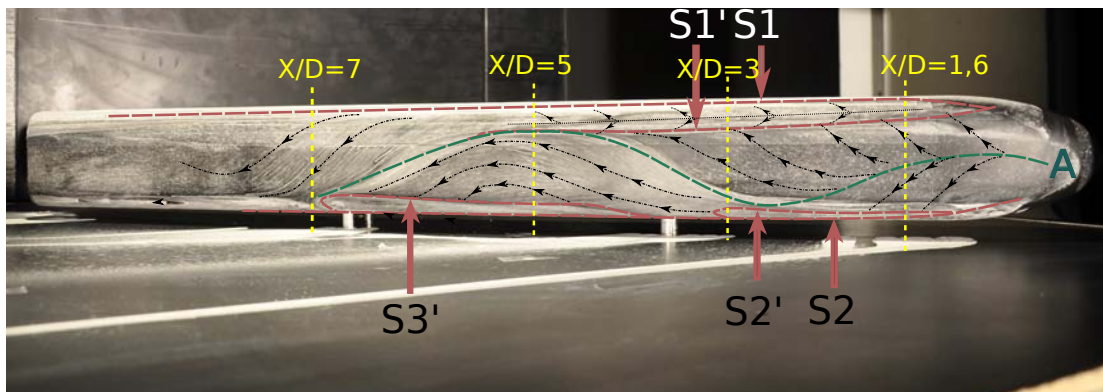


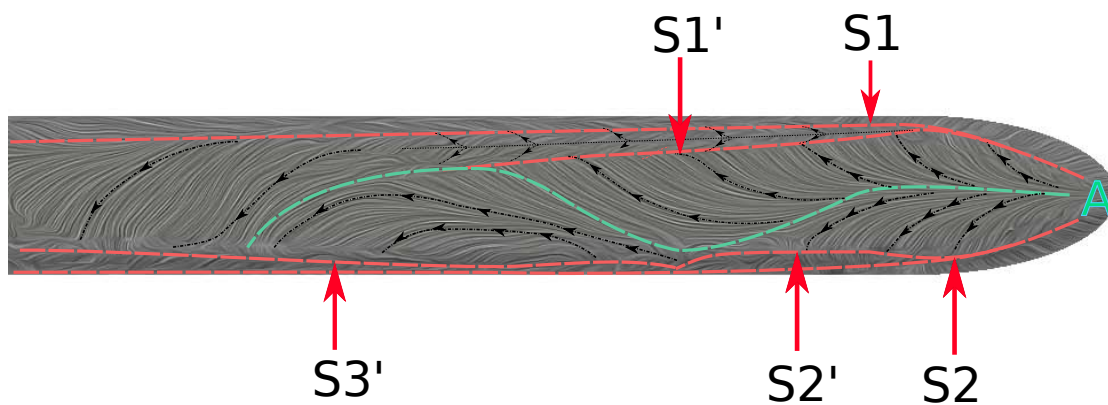
FIGURE 3.10 – Topologie de l'écoulement sur une aile delta en incidence, d'après Détery(1999) [32].

$\beta = 45^\circ$  À  $45^\circ$  de dérapage, la composante de vitesse longitudinale est plus faible qu'à  $30^\circ$ . Sur le spectre pariétal (figure 3.11a) on retrouve bien les différentes lignes de séparation et d'accumulation identifiées précédemment. L'organisation générale du sillage reste la même que pour les angles de dérapage plus faibles mais les structures tourbillonnaires en dérapage sont plus proches du nez du train. La figure 3.11b présente le spectre pariétal issu des résultats numériques. On retrouve les mêmes lignes de séparation et d'accumulation que sur les résultats expérimentaux. La position de ces lignes est sensiblement la même. Nous sommes toujours

en présence d'un écoulement de type corps élancé, ce qui est en accord avec les travaux de Copley [29] qui met en évidence cette topologie sur la plage angulaire [20; 50°].



(a) Résultats expérimentaux à l'échelle du 30<sup>e</sup>



(b) Résultats numériques

FIGURE 3.11 – Spectre pariétal sur la face sous le vent du modèle idéalisé à  $\beta = 45^\circ$ . La position des plans de mesure PIV est matérialisée par des lignes pointillées jaunes sur la figure a.

Les mesures PIV réalisées à différentes positions longitudinales dans le sillage permettent de mettre en évidence les structures tourbillonnaires déduites de l'analyse des spectres. 4 plans ont été étudiés, leurs positions sont reportées sur la figure 3.11a :

- Plan 1,  $X/D=1,6$
- Plan 2,  $X/D=3$
- Plan 3,  $X/D=5$
- Plan 4,  $X/D=7$

La figure 3.12 présente l'écoulement moyen dans ces plans. Le champ de vitesse est représenté par des vecteurs et les structures tourbillonnaires de l'écoulement sont mises en évidence par des contours de rotationnel. La taille des vecteurs augmente avec la vitesse. La figure 3.13 présente des profils de vitesse obtenus à une distance

$Y/D=0,1$  de la surface du train dans le sillage pour les résultats expérimentaux et les simulations numériques afin de comparer les débits dans le sous-bassement et en partie haute.

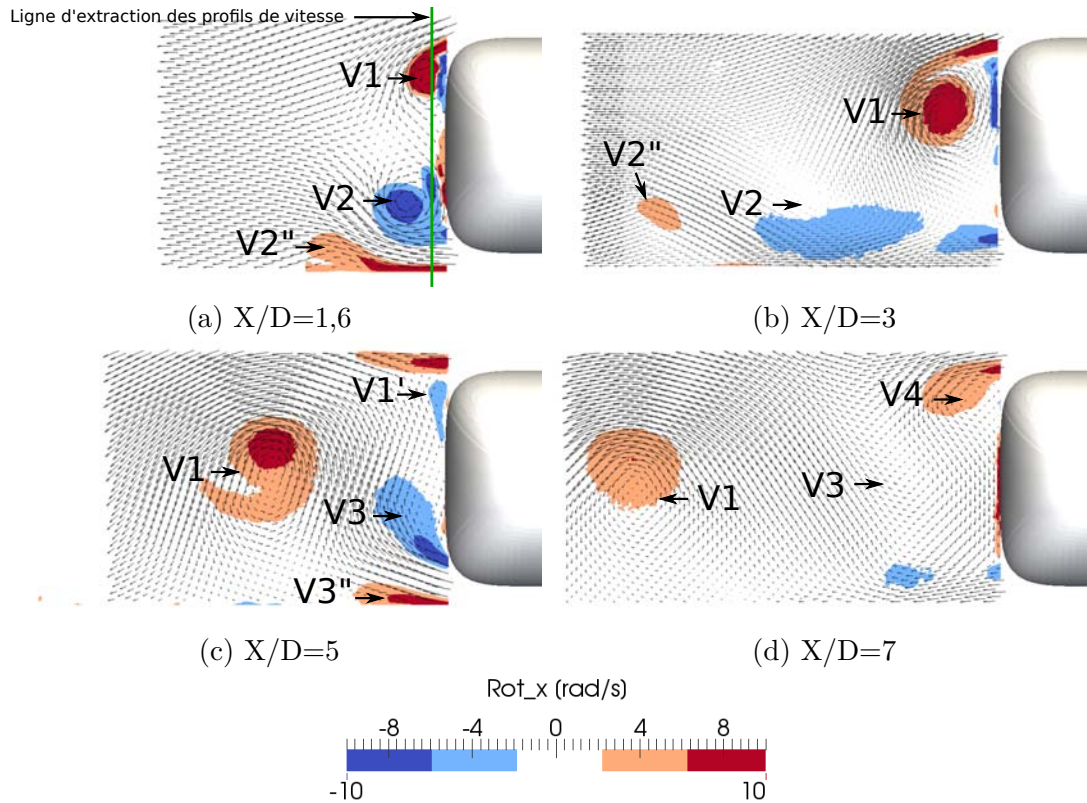


FIGURE 3.12 – Mesures PIV dans le sillage du modèle idéalisé à  $45^\circ$  de dérapage. Le champ de vitesse est matérialisé par des vecteurs et les structures tourbillonnaires de l'écoulement mises en évidence par contour de rotationnel.

**$X/D=1,6$**  Les couches cisillées provenant du décollement de l'écoulement sur le toit (ligne de séparation  $S1$ ) et le sous-bassement ( $S2$ ) s'enroulent pour former les structures tourbillonnaires contrarotatives  $V1$  et  $V2$  respectivement. Près du sol, la structure  $V2''$  identifiée grâce à la tomoscopie laser est mise en évidence. L'écoulement dans ce plan est similaire à celui obtenu à  $35^\circ$  par Hemida [49] à la position  $X/D=1,5^2$  (figure 3.5).

Le profil de vitesse vertical à  $y/D=0,1$  de la surface du train (figure 3.13a) met en évidence un écoulement accéléré dans les couches cisillées issues du sous-bassement ( $z/D=0,025$ ) et du toit ( $z/D=0,22$ ). La simulation numérique est en accord avec les résultats expérimentaux en partie haute, en partie basse la vitesse est légèrement surévaluée. Entre les structures  $V1$  et  $V2$ , la composante de vitesse dans le plan est très faible comme l'illustre le profil de vitesse autour de  $z/D=0,13$ . Il y a un décalage entre les profils expérimentaux et numériques entre les couches cisillées.

2. On rappelle que  $L=10D$ .



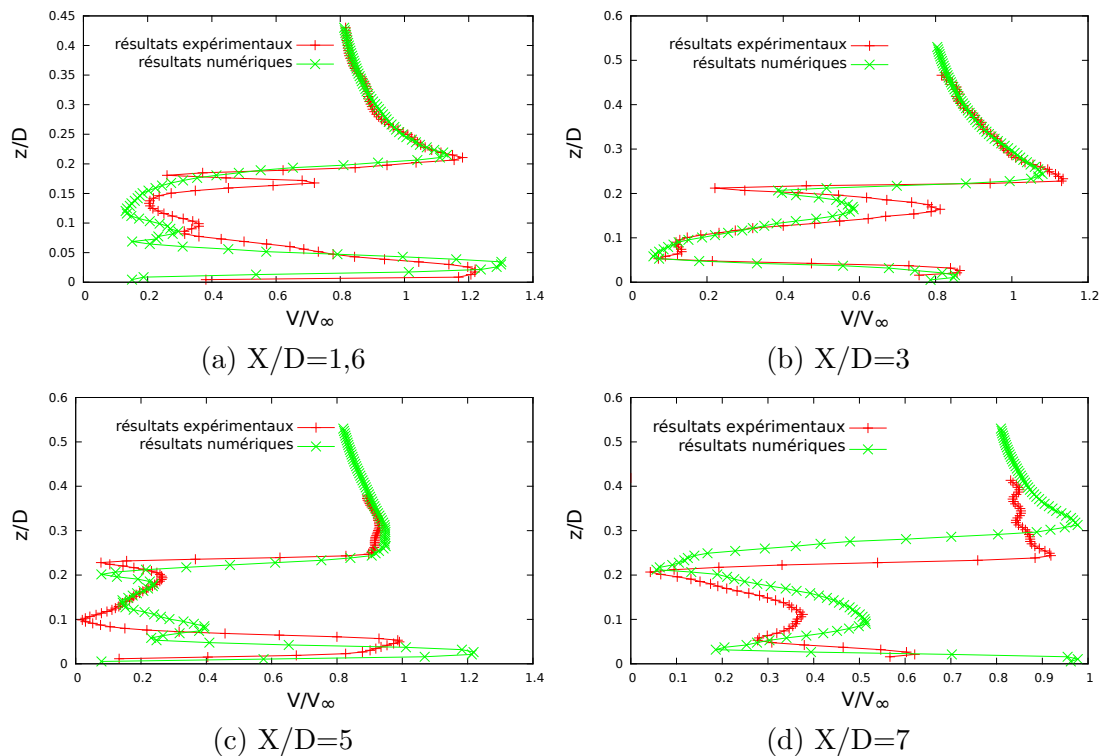


FIGURE 3.13 – Comparaison des profils de vitesse (norme de la vitesse dans le plan) entre les résultats expérimentaux et numériques suivant une ligne située à  $0,1D$  de la surface du train (voir ligne verte figure 3.12a).

**X/D=3** Dans le second plan, les structures  $V2$  et  $V2''$  se sont éloignées de la surface du train. La structure tourbillonnaire  $V1$  s'est développée, son cœur s'est éloigné de la paroi et est descendu en direction du sol. Les résultats sont très proches de ceux obtenus à  $X/L=0,35$  pour un dérapage de  $35^\circ$  (figure 3.5).

Les vitesses maximales dans les couches cisillées à  $y/D=0,1$  de la surface du train obtenues par simulation numérique sont fidèles aux résultats numériques (figure 3.13b). Des différences entre les profils sont observées autour de  $z/D=0,16$ .

**X/D=5** Les structures  $V2$  et  $V2'$  sont sorties du champ d'observation.  $V1$  s'est éloignée de la surface du train. La structure induite  $V1'$  est suffisamment développée pour être résolue par les mesures PIV.  $V3$  prend naissance dans la partie basse du train et remplace la structure  $V2$ . Une structure  $V3''$  similaire à  $V2''$  est observée sur le sol. La comparaison avec les résultats de Hemida [49] à  $X/L=0,55$  est satisfaisante. On retrouve les mêmes structures tourbillonnaires. Dans ses travaux,  $V3$  est appelée  $Vc4$ , et  $V3''$   $Vc4'$ .

La vitesse obtenue par simulation numérique est supérieure aux résultats expérimentaux près du sol sur le profil de vitesse à  $0,1D$  la surface du train (figure 3.13c). Côté toit, la vitesse dans la zone cisillée est bien simulée. Des

différences sont observées entre les zone cisillées.

**X/D=7** Le cœur de la structure V1 se situe à plus de 2D de la surface du train et la structure n'est plus alimentée par l'écoulement contournant le train. V3 s'est éloignée de la surface et la structure V4 est présente dans la partie haute de l'écoulement. Sur les résultats numériques, la vitesse maximale obtenue en partie basse du train est supérieure à celle obtenue dans les résultats expérimentaux à 0,1D de la surface du train (figure 3.13d). En partie haute, les résultats divergent plus largement. La vitesse maximale est obtenue à une hauteur supérieure dans le cas numérique. On retrouve le fait que l'écoulement décolle en passant de la face au vent au toit du train sans recoller sur celui-ci sur les résultats numériques (voir figure 3.3a).

La figure 3.14 présente le critère Q dans les 4 plans expérimentaux ainsi qu'un isocontour de ce même critère dans l'espace, issu de la simulation numérique. Cette représentation met bien en évidence un écoulement de type corps élancé. La simulation numérique prédit bien l'évolution de la structure tourbillonnaire V1 issue du toit dans les trois premiers plans de mesure. Dans le dernier plan, son cœur est décalé vers le haut dans les résultats numériques.

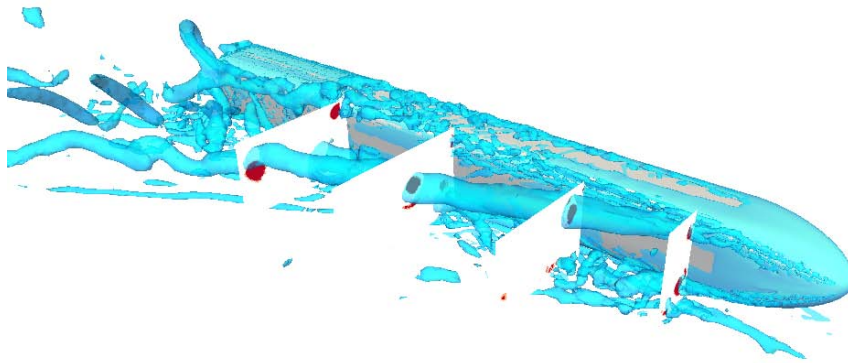


FIGURE 3.14 – Critères Q dans 4 plans du sillage du modèle idéalisé au 30° (rouge) et isocontours du critère Q dans l'espace issus des simulations numériques.

$\beta = 60^\circ$  Le spectre pariétal sur la face sous le vent obtenu à 60° de dérapage est présenté sur la figure 3.15. La figure 3.16 présente l'écoulement dans le sillage par tomoscopie laser dans trois plans.

Les effets tridimensionnels induits par le nez du train s'exercent sur une distance plus faible qu'à 45° de dérapage. On retrouve les mêmes lignes d'accumulation et de séparation S1, S2 et A que pour les angles plus faibles mais elles sont situées plus près du nez du train. Entre les lignes de séparation S1 et S2 les structures tourbillonnaires principales V1 et V2 se forment toujours. À 1,5D du nez du train, la tomoscopie laser met en évidence ces deux structures dans le sillage

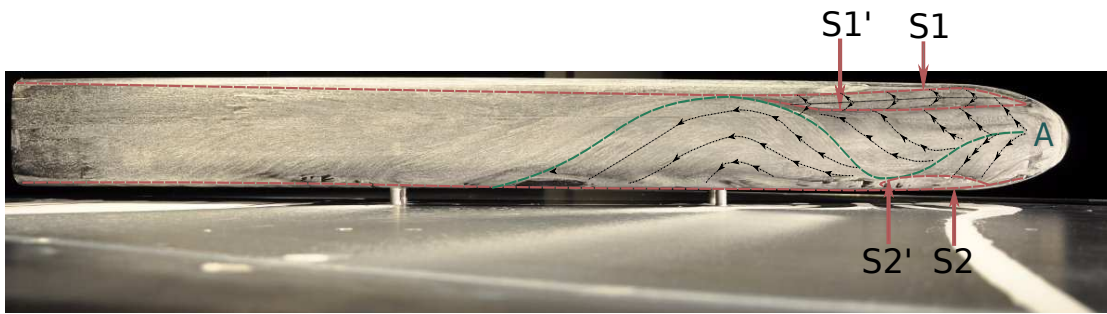


FIGURE 3.15 – Tomoscopie laser à  $\beta = 60^\circ$ .

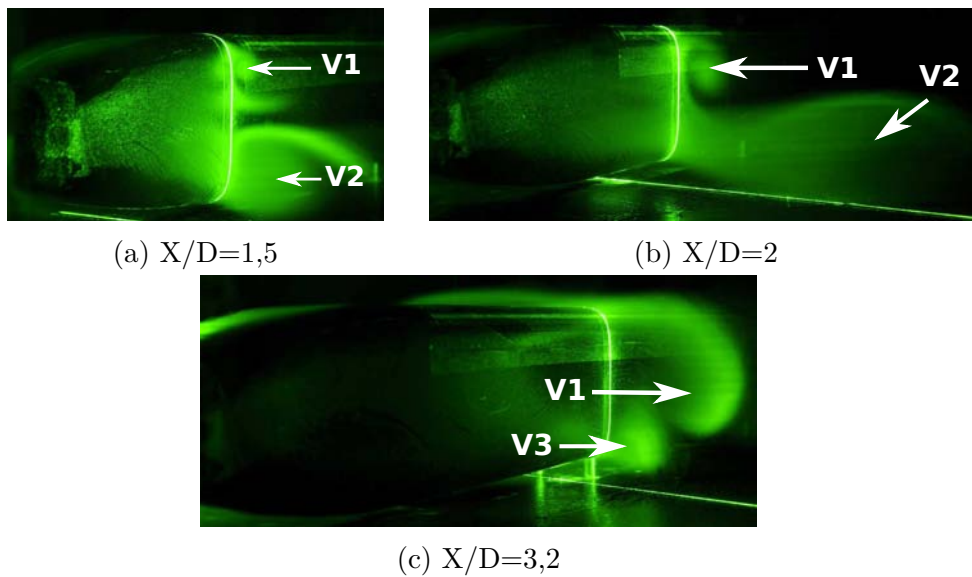


FIGURE 3.16 – Tomoscopie laser à  $\beta = 60^\circ$ .

(figure 3.16a). Dès  $X=2D$ , la structure  $V2$  n'est plus en interaction avec la paroi du train (figure 3.16b). Sur le plancher, on peut voir sa trace qui montre qu'elle s'éloigne en s'alignant avec la direction de l'écoulement. Une structure  $V3$  issue du sous-bassement remplace  $V2$  et est observée à  $3,2D$  (figure 3.16c). À cette position, la structure  $V1$  s'est développée et s'éloigne de la paroi. Les lignes de séparation et d'accumulation déduites de cette analyse sont conformes aux observations faites par Chiu [26] schématisées sur la figure 3.17.

Ainsi, sur l'avant du train, l'écoulement est bien de type corps élancé. Les structures sont stables dans l'espace et dans le temps. Au delà de  $X/D = 5$  la tomoscopie laser ne permet plus d'identifier de structures cohérentes dans le sillage. Les lignes de frottement ne permettent plus non plus de distinguer une organisation précise de l'écoulement. Chiu [26] a mis en évidence un lâcher tourbillonnaire instationnaire dans le sillage du train (voir chapitre 1) grâce à une analyse des signaux de pression.

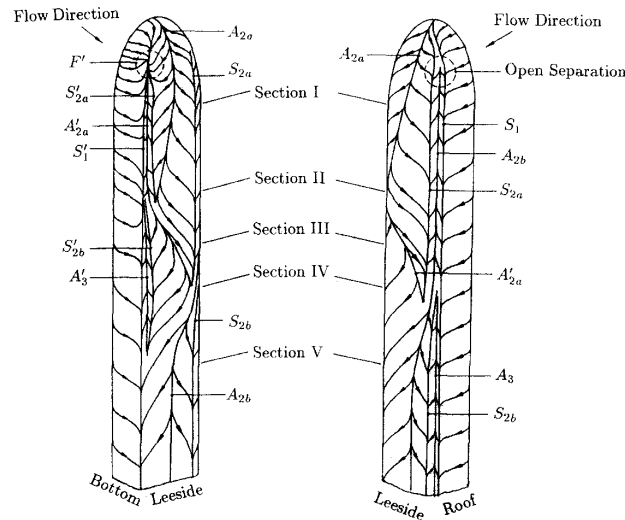


FIGURE 3.17 – Topologie de l'écoulement pariétal à  $60^\circ$  de dérapage, d'après Chiu [26].

$\beta > 60^\circ$  Les essais à l'échelle du  $30^e$  n'ont pas été réalisés au delà de  $60^\circ$  de dérapage. Cependant, étant donné l'accord entre les résultats obtenus dans cette campagne et ceux présentés par les auteurs ayant étudié ce modèle de train, on peut s'appuyer sur leurs observations pour des valeurs de dérapage supérieures à celles que nous avons étudiées. Pour les angles supérieurs à  $60^\circ$ , les effets tridimensionnels se rapprochent du train à mesure que la composante de vitesse longitudinale diminue. L'écoulement massivement décollé occupe ainsi progressivement toute la longueur du train sous le vent comme le rapportent Chiu [26] et Copley [29]. Le spectre fréquentiel met en évidence un lâcher tourbillonnaire instationnaire plus intense pour les angles de dérapage les plus élevés.

Les résultats qui viennent d'être analysés sont issus des essais réalisés sur la maquette à l'échelle du  $30^e$ . Ils consistent essentiellement en une analyse de la topologie de l'écoulement. Les mesures quantitatives de pression et d'efforts aérodynamiques ont été réalisées dans une autre soufflerie avec une maquette à l'échelle du  $15^e$  et des conditions expérimentales différentes. Dans le paragraphe qui suit, nous nous intéressons à l'impact de ces conditions expérimentales sur l'organisation générale de l'écoulement afin de pouvoir généraliser les observations précédentes.

### 3.1.2 Influence des conditions expérimentales

Les comparaisons effectuées entre les résultats obtenus avec la maquette à l'échelle du  $30^e$  et les essais rapportés dans la littérature ont mis en évidence une topologie d'écoulement similaire. On s'attend donc à retrouver une organisation d'écoulement semblable entre les essais au  $15^e$  et au  $30^e$  malgré les différences de conditions expérimentales.

Le spectre pariétal sur la face au vent est présenté sur la figure 3.18 dans le cas d'un angle de dérapage de  $30^\circ$  à l'échelle du  $15^e$ . L'écoulement est attachée sur la face au vent et la ligne de bifurcation est décalée vers le sol. Ces résultats sont en accord avec ceux obtenus avec la maquette au  $30^e$ . L'orientation des lignes de frottement est similaire à celle de la figure 3.1a.



FIGURE 3.18 – Spectre pariétal sur la face au vent du modèle idéalisé à l'échelle du  $15^e$ ,  $\beta = 30^\circ$ .

L'analyse du spectre pariétal sur le modèle idéalisé à l'échelle du  $30^e$  a mis en évidence un régime d'écoulement transcritique lors des essais dans la soufflerie bois. Les essais à l'échelle du  $15^e$  sont réalisés avec un nombre de Reynolds supérieur dans la soufflerie Jules Verne ( $Re_{bois} = 4 \times 10^5$  et  $Re_{SC1} = 6 \times 10^5$ ), le régime d'écoulement devrait donc être transcritique cette fois aussi. C'est bien ce que révèle le spectre pariétal sur le toit présenté sur la figure 3.19. En effet, il n'y a pas de séparation de l'écoulement dans le coin supérieur au vent, le décollement intervient dans le coin supérieur sous le vent suivant la ligne de séparation S1.

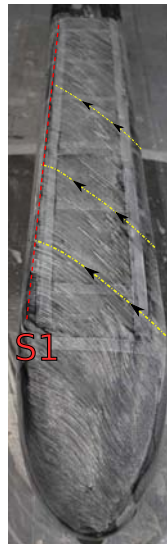


FIGURE 3.19 – Spectre pariétal sur le toit du train à l'échelle du  $15^e$  à  $30^\circ$  de dérapage. Du scotch a été placé sur les rainures qui accueilleront les lignes de toiture afin de limiter l'impact de la discontinuité de surface sur l'écoulement. L'écoulement vient de la droite.

La figure 3.20 présente le spectre pariétal sous le vent pour un angle de dérapage

de  $30^\circ$ . On retrouve bien les lignes de séparation S1 et S2, et la ligne d'attachement A, traduisant la présence des structures tourbillonnaires contrarotatives V1 et V2 dans le sillage du train. On observe aussi les lignes de séparation secondaires S1' et S2' illustrant la présence des structures induites. Les spectres pariétaux obtenus dans des conditions expérimentales différentes sont donc très proches.

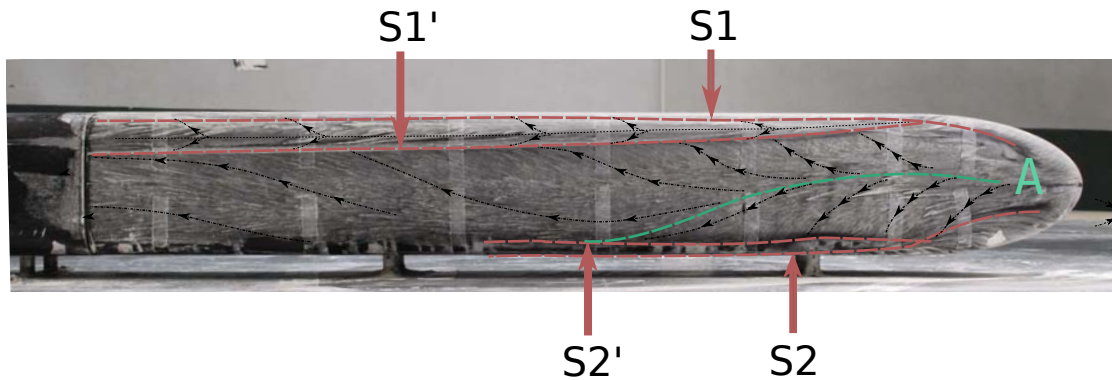


FIGURE 3.20 – Spectre pariétal sur la face sous le vent du modèle idéalisé à  $30^\circ$  de dérapage à l'échelle du  $15^e$ . L'organisation du sillage est la même que pour les essais à l'échelle du  $30^e$ .

La figure 3.22 présente le champ de vecteurs dans un plan PIV à  $3,5D$  du nez du train pour les essais au  $15^e$  et à  $3D$  pour les essais au  $30^e$ . Les figures 3.21a et 3.21b présentent les champs de vitesse dans les deux plans (vecteurs) ainsi que les contours de rotationnel. La structure cohérente V1 est largement développée près de la surface du modèle dans les deux cas. Son cœur se situe plus loin dans le sillage à  $3,5D$ , traduisant son éloignement avec la position longitudinale.



(a) Essais au  $15^e$ ,  $X/D=3,5$ .

(b) Essais au  $30^e$ ,  $X/D=3$ .

FIGURE 3.21 – Comparaison des champs de vitesse dans le sillage du modèle idéalisé entre les deux expériences.

Les résultats issus de la simulation numérique sont superposés aux résultats expérimentaux sur les profils de vitesse verticaux à  $0,1D$  de la surface du train (figures 3.22a et 3.22b) et montrent un bon accord dans le cas des essais au  $15^e$ <sup>3</sup>.

3. Rappel : les conditions d'entrée des simulations numériques correspondent aux conditions expérimentales des essais à l'échelle du  $15^e$ .

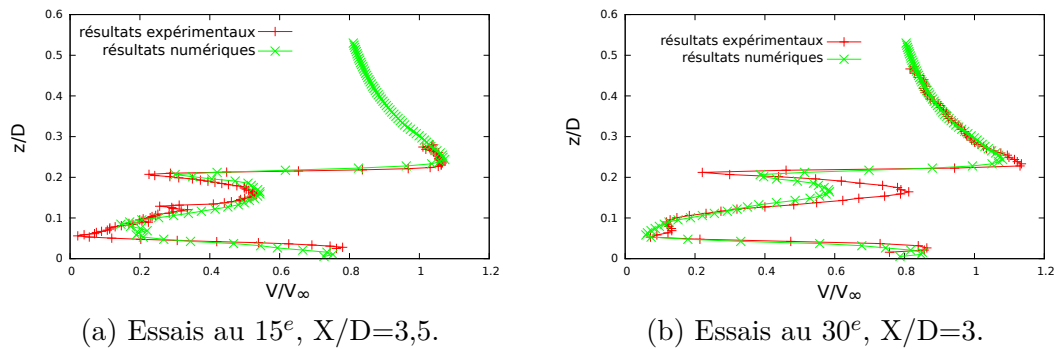


FIGURE 3.22 – Comparaison des profils de vitesse dans le sillage du modèle idéalisé ( $y/D=0,1$ ) entre les deux expériences superposés aux profils de vitesse numériques.

Le spectre pariétal sous le vent à 60° de dérapage est présenté sur la figure 3.23. Les lignes de frottement sont similaires à celles obtenues précédemment. Près du nez, elles traduisent la présence d'un écoulement de type corps élancé. Au delà de 4,5D, l'écoulement est massivement décollé. Les traces d'enduit visqueux traduisent le caractère instationnaire de l'écoulement dans cette zone, elles sont déposées lors de la montée en vitesse et illustrent bien le fait qu'il n'y a pas un frottement régulier tel que celui observé à l'avant du train.

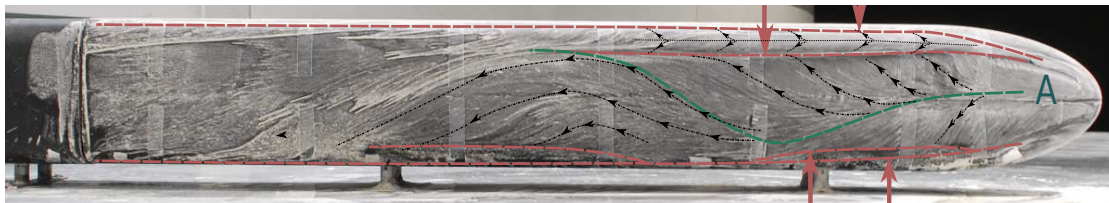


FIGURE 3.23 – Spectre pariétal sur la face sous le vent du modèle de train idéalisé à 60° de dérapage, maquette à l'échelle du 15<sup>e</sup>.

**Bilan** Malgré les différences entre les deux configurations expérimentales, les observations concernant la topologie de l'écoulement restent valides pour les essais à l'échelle du 15<sup>e</sup>.

### 3.1.3 Effet de la forme du train sur la topologie de l'écoulement

Jusqu'à présent, nous nous sommes intéressés à l'écoulement autour du modèle de train idéalisé. La section constante de ce modèle possède deux plans de symétrie et ne présente pas de discontinuité géométrique. Les trains réels présentent de manière générale une partie basse différente de la partie haute et une section constante pouvant présenter des discontinuités. Nous allons maintenant nous intéresser au

modèle de train régional qui possède une forme plus réaliste. La figure 3.24 présente la superposition des sections constantes des deux modèles de train.

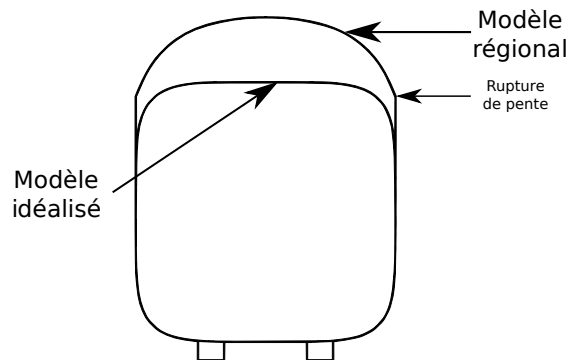


FIGURE 3.24 – Superposition des sections constantes du modèle idéalisé (toit plat sans discontinuité) et du train régional (toit arrondi et rupture de pente).

Les deux maquettes sont présentées en détail dans le chapitre 2, nous rappelons ici les différences majeures entre ces modèles :

- Partie basse : la partie basse du train est celle du modèle idéalisé, elle est commune aux deux modèles.
- Partie haute : le toit du modèle idéalisé est plat et la surface ne présente aucune discontinuité, alors que le modèle régional présente un toit arrondi avec une rupture de pente entre le toit et les faces latérales.
- Hauteur du train : la hauteur du modèle idéalisé est égale à sa largeur,  $H_{ID} = D$  alors que la hauteur du modèle régional vaut  $H_{Regio} = 4/3 \times D$ .
- Nez : le nez du modèle idéalisé est symétrique et sans discontinuité, le modèle régional possède un nez faisant la jonction entre la partie haute et la partie basse, il est dissymétrique, et la rupture de pente est conservée jusqu'à son extrémité (nez du train).

Sur la face au vent du modèle idéalisé, nous avons vu que l'écoulement est attaché quel que soit l'angle de dérapage considéré. Sur le modèle régional, la rupture de pente entre la face plane au vent et la partie courbe provoque un décollement de l'écoulement suivi par un recollement, illustré par la figure 3.25. Cette séparation est observée à  $30^\circ$  et à  $60^\circ$  de dérapage.

L'écoulement est attaché sur le toit du train. Le décollement de l'écoulement passant du toit à la face sous le vent est à une position  $\theta_{S_1}$  fixe sur le modèle idéalisé. Cette position angulaire est la même à  $30^\circ$  et à  $60^\circ$  de dérapage.

Sur le toit du modèle régional, le spectre pariétal révèle une évolution de la position angulaire de la ligne de séparation  $\theta_{S_1}$  le long du train (figure 3.26), ce qui n'est pas le cas sur le modèle idéalisé. À  $30^\circ$  de dérapage,  $\theta_{S_1}$  diminue avec la distance au nez, la ligne de séparation « remonte » sur le toit. À  $60^\circ$ , la variation de la position de la ligne est plus marquée. À  $3,5D$  du nez, la ligne de séparation remonte rapidement sur le toit.

La rupture de pente sous le vent provoque le décollement de l'écoulement à



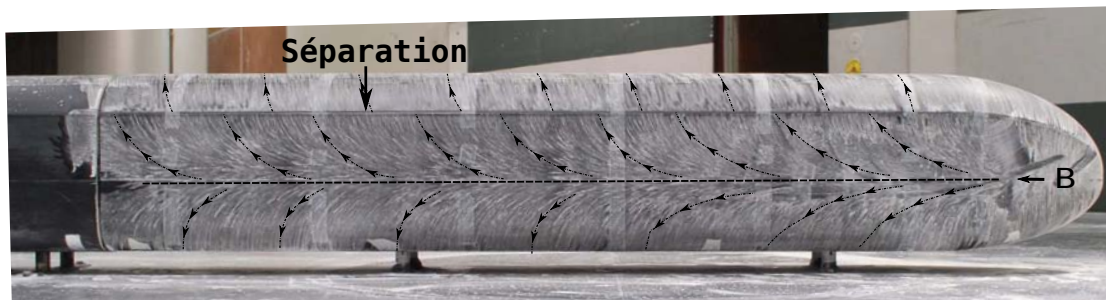
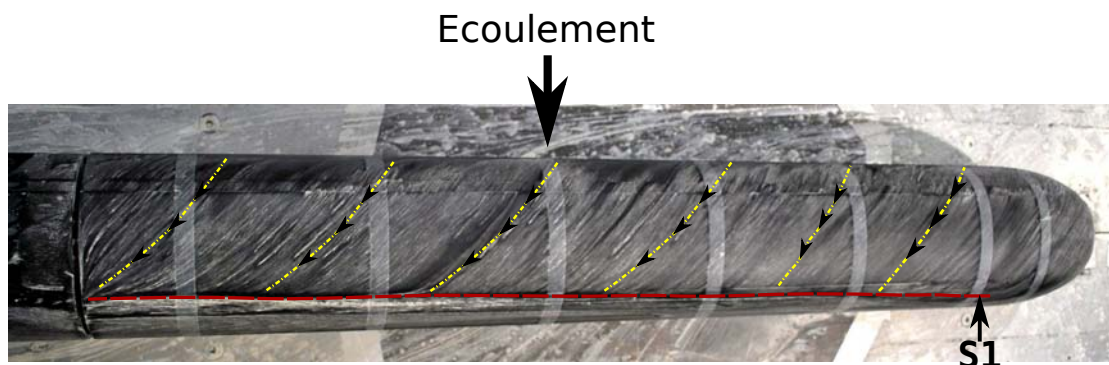
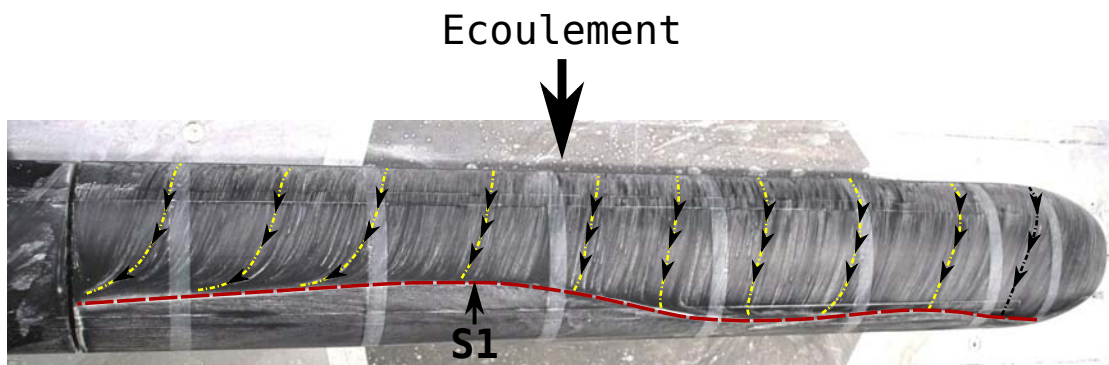


FIGURE 3.25 – Spectre pariétal sur la face au vent du modèle de train régional,  $\beta = 60^\circ$ . La rupture de pente provoque un décollement de l'écoulement.



(a)  $\beta = 30^\circ$



(b)  $\beta = 60^\circ$

FIGURE 3.26 – Spectre pariétal sur le toit du modèle de train régional. La position angulaire de la ligne de séparation S1 évolue le long du train.

$\beta = 30^\circ$  sur le nez (figure 3.27a) alors qu'à  $\beta = 60^\circ$ , la séparation intervient pour une position angulaire inférieure (figure 3.27b).

La figure 3.28 présente le spectre pariétal sur la face sous le vent du modèle régional à  $30^\circ$  et  $60^\circ$  de dérapage. Comme pour le modèle idéalisé, la structure tourbillonnaire V2 située près du sol s'éloigne pour une position longitudinale plus faible que V1, issue du toit. À mesure que V2 s'éloigne, V1 remplit progressivement

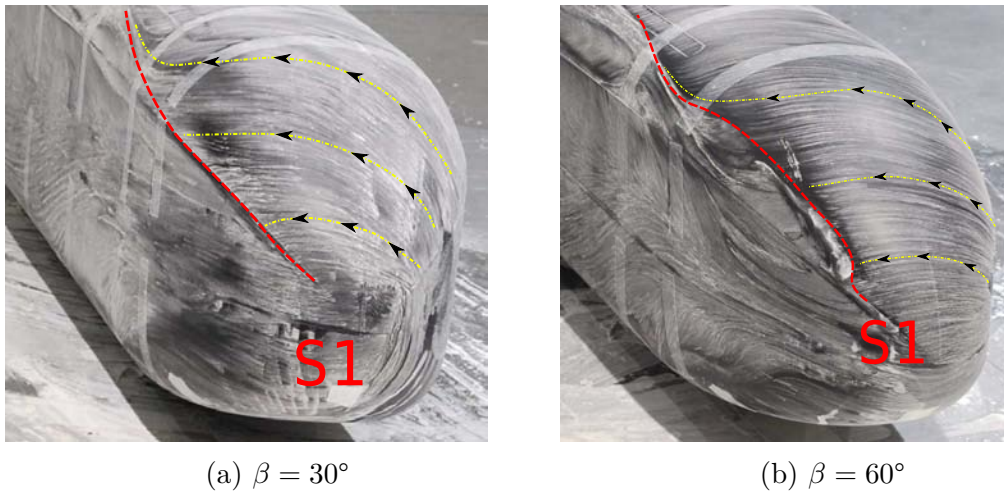


FIGURE 3.27 – Spectre pariétal sur le nez du nez du train régional, sous le vent. A  $30^\circ$  de dérapage, l'écoulement décolle au niveau de la rupture de pente sous le vent alors qu'il décolle pour une position angulaire inférieure à  $\beta = 60^\circ$ .

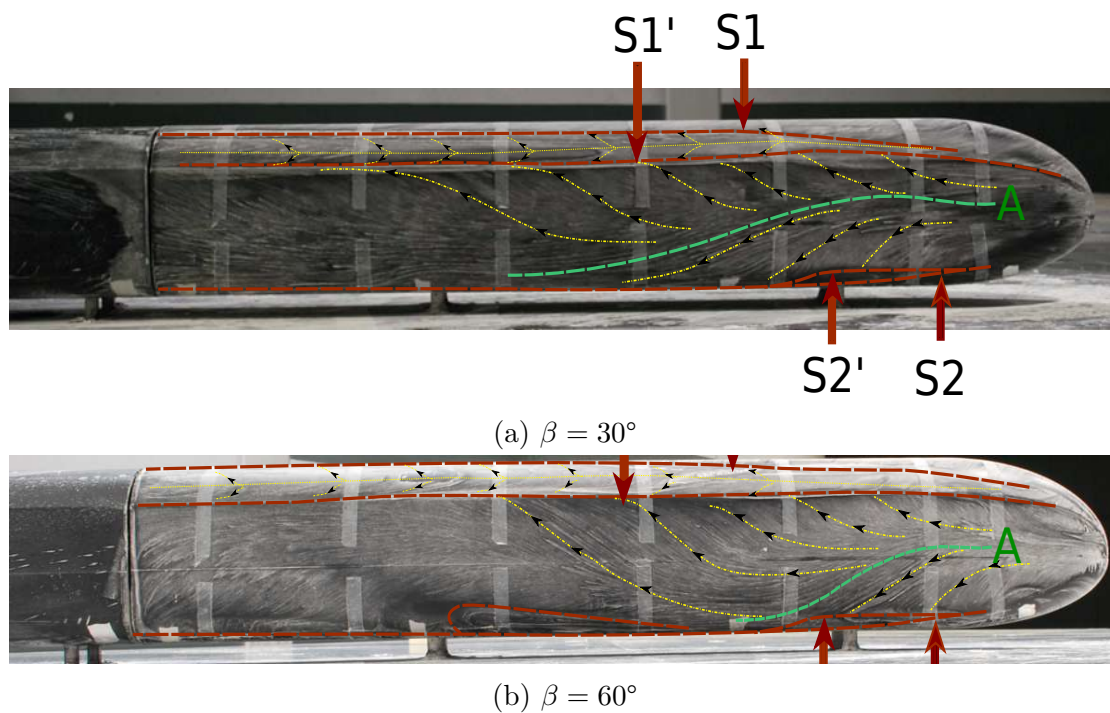


FIGURE 3.28 – Spectre pariétal sur la face sous le vent du modèle régional.

l'espace sous le vent. La ligne de séparation secondaire  $S1'$  coïncide avec la rupture de pente. Le décollement secondaire est donc fixé géométriquement. La ligne de séparation s'étend sur toute la longueur du train. La plage angulaire comprise entre les deux lignes de séparation est plus importante que sur le modèle idéalisé, la taille de la structure secondaire  $V1'$  prenant naissance sous la structure principale  $V1$

est donc plus importante sur le modèle régional.

À  $60^\circ$  de dérapage, la position angulaire de la ligne de séparation S1 évolue rapidement après  $X/D=3,5$ . Cette position correspond à la distance à laquelle la structure tourbillonnaire V1 s'éloigne de la surface du train. La ligne de séparation S1 remonte sur le toit du train. Au delà de cette position longitudinale, les lignes de frottement ne permettent plus de discerner de structure cohérente.

Les mesures PIV réalisées à  $45^\circ$  de dérapage à  $X/D=3$  permettent de comparer la structure du sillage dans les deux cas (figure 3.29). La structure tourbillonnaire V1 est présente dans les deux cas. Son cœur se situe à une hauteur supérieure et plus près de la surface du train dans le cas du modèle régional. Elle remonte de  $0,25D$  environ. La structure est plus proche de la surface du train sur le modèle régional,  $0,75D$  contre  $0,5D$  sur le modèle idéalisé. Si on rapporte ce déplacement à la hauteur du train, sur le modèle idéalisé  $H=D$ , le déplacement vaut  $0,5H$ . Sur le modèle régional,  $H/D=4/3$ , le déplacement est donc de  $0,56H$ , le déplacement relatif à la hauteur reste donc proche dans les deux cas. Sur le modèle idéalisé, la structure tourbillonnaire V1 impacte l'écoulement jusqu'à  $Z/D=-0,5$  alors que sur le modèle régional sont influence reste cantonnée à la partie supérieure sous le vent. L'influence de la structure tourbillonnaire sur la répartition de pression sera donc différente entre les deux trains.

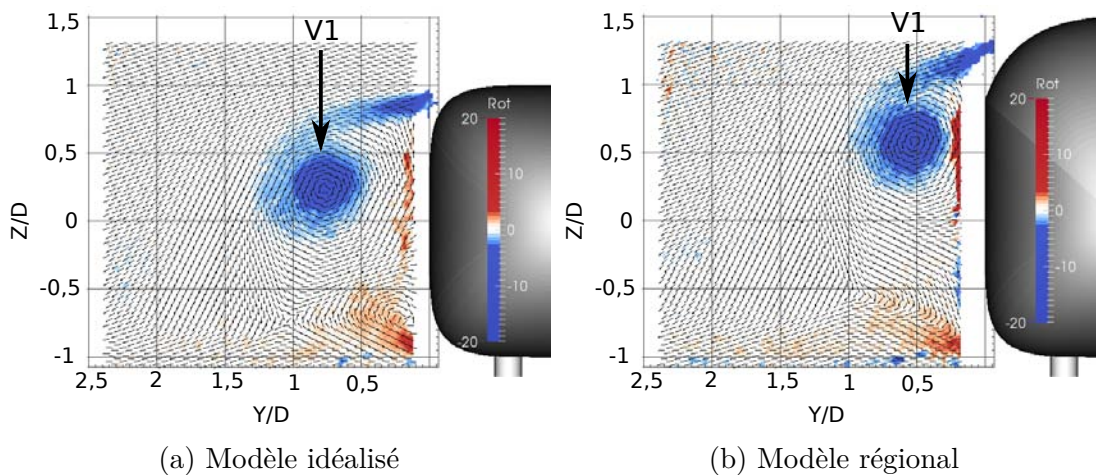


FIGURE 3.29 – Mesures PIV dans le sillage des deux modèles de trains à l'échelle du  $15^e$ ,  $\beta = 45^\circ$ ,  $X/D=3,5$ .

### 3.1.4 Synthèse

L'analyse détaillée de la topologie de l'écoulement autour du modèle idéalisé a mis en évidence une organisation similaire à celle rapportée par les auteurs précédents ayant travaillé sur ce modèle. Concernant le modèle régional, la partie haute du train, en particulier sa forme arrondie ainsi que la rupture de pente, impacte naturellement l'écoulement à la surface du véhicule en fixant géométriquement

certains décollements. L'organisation générale de l'écoulement dans le sillage du modèle régional reste toutefois sensiblement la même que celle du train idéalisé même si la position des structures tourbillonnaires est modifiée.

## 3.2 Étude de la répartition de pression autour des trains

Dans cette partie, nous explicitons le lien entre la topologie de l'écoulement et la répartition de pression statique pariétale autour du train. Cette répartition de pression traduit les efforts aérodynamiques autour du train. Ce lien est donc primordial puisqu'il permet de relier la topologie d'écoulement aux efforts aérodynamiques s'appliquant sur les maquettes.

Comme dans le paragraphe 3.1, nous analysons tout d'abord les résultats obtenus sur le modèle idéalisé. L'influence de la forme du train sera étudiée en s'appuyant sur la répartition de pression autour du modèle régional. Nous rappelons que les mesures de pression ont été faites sur les maquettes à l'échelle du 15<sup>e</sup>, les résultats exploités dans ce paragraphe sont donc issus des essais effectués dans la soufflerie Jules Verne.

La figure 3.30 rappelle la répartition des prises de pression sur les deux modèles de train.

### 3.2.1 Étude du champ de pression autour du modèle idéalisé

La figure 3.31 présente la répartition de pression autour du modèle idéalisé pour 3 angles de dérapage, 30, 60 et 90°. Pour rappel, à 30° de dérapage, l'écoulement est de type corps élancé dans le sillage, à 90° il est massivement décollé, et 60° est un angle auquel les deux régimes cohabitent dans le sillage.

Les figures de gauche, 3.31a, 3.31c et 3.31e présentent la répartition de pression en fonction de la position angulaire  $\theta$ . Les figures de droite, 3.31b, 3.31d et 3.31f présentent la répartition de pression à ces mêmes angles pour différentes positions longitudinales par déformation de la surface. Une déformation vers l'extérieur représente un différentiel de pression statique négatif (dépression) par rapport à l'écoulement non perturbé.

Comme l'observait Chiu [26], la répartition de pression à 90° de dérapage près du nez est dominée par 4 pics dépressionnaires notés A, B, C et D sur les figures 3.31a et 3.31b. Le pic dépressionnaire A correspondant à l'accélération lors du contournement du coin supérieur au vent est observé à  $\theta = 50^\circ$  pour chacune des stations étudiées. Il s'intensifie entre les deux premières stations illustrant la diminution du rayon de courbure. De la même manière, on observe un pic dépressionnaire D à  $\theta = 310^\circ$  lié au contournement du coin inférieur au vent. L'intensité de cette dépression est plus faible que celle observée dans le quart supérieur car

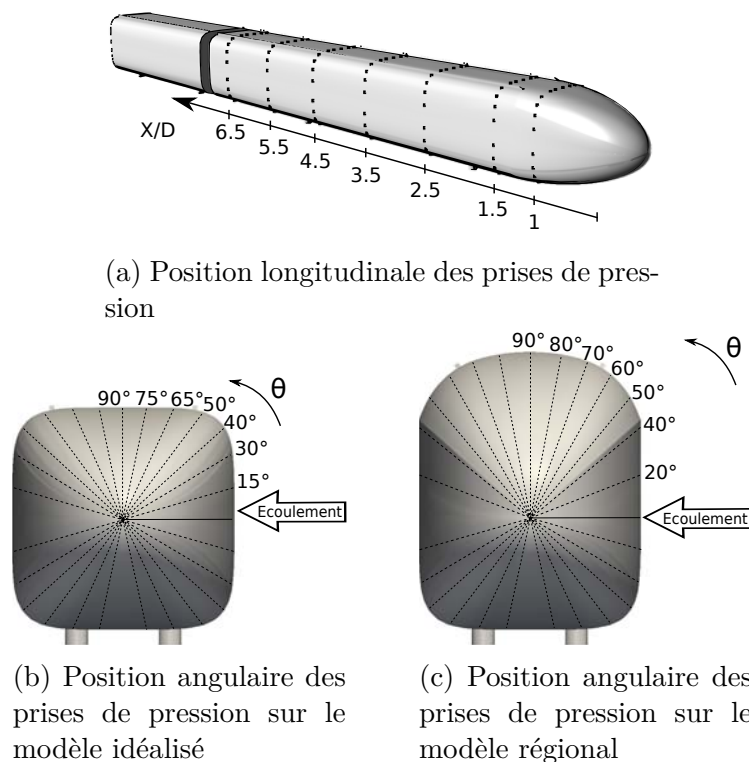


FIGURE 3.30 – Répartition des prises de pression sur les maquettes.

la vitesse est limitée par la couche limite sur le sol et le débit sous le train limité par la garde au sol. Les pics dépressionnaires B et C correspondent respectivement au contournement des coins supérieurs et inférieurs sous le vent. La position angulaire de B augmente entre les deux premières sections (de  $\theta = 105^\circ$  à  $\theta = 115^\circ$ ) traduisant le passage du nez à la section constante. L'intensité de ces trois derniers pics diminue avec la position longitudinale.

Les pics A, B, C et D sont observés à tous les angles de dérapage. Ils ne sont pas liés aux structures tourbillonnaires du sillage. En effet, Copley [29] obtient une répartition de pression très proche des résultats expérimentaux près du nez du train avec une approche de type fluide parfait à  $25^\circ$  de dérapage, figure 3.32.

L'intensité de la dépression A diminue avec l'angle de dérapage. À  $90^\circ$  de dérapage,  $C_{P_A}$  se situe autour de  $-2,5$ , à  $30^\circ$  de dérapage  $C_{P_A} = -1$ . La diminution de la dépression est liée à la diminution de la composante de vitesse transversale qui est la composante accélérée lors du contournement du coin.

À  $90^\circ$  de dérapage, la répartition de pression sur la face sous le vent devient uniforme au delà de  $X/D=2,5$  formant une pression de base. Le coefficient de pression vaut  $-0,45$ , la face sous le vent est en dépression. À  $60^\circ$  de dérapage, elle est uniforme au delà de  $4,5D$ . La valeur de la pression de base est la même qu'à  $90^\circ$  de dérapage. L'apparition d'un plateau de pression sous le vent correspond à l'établissement du régime d'écoulement massivement décollé dans le sillage du train. Ce résultat est en accord avec l'analyse des visualisations pariétales réalisée

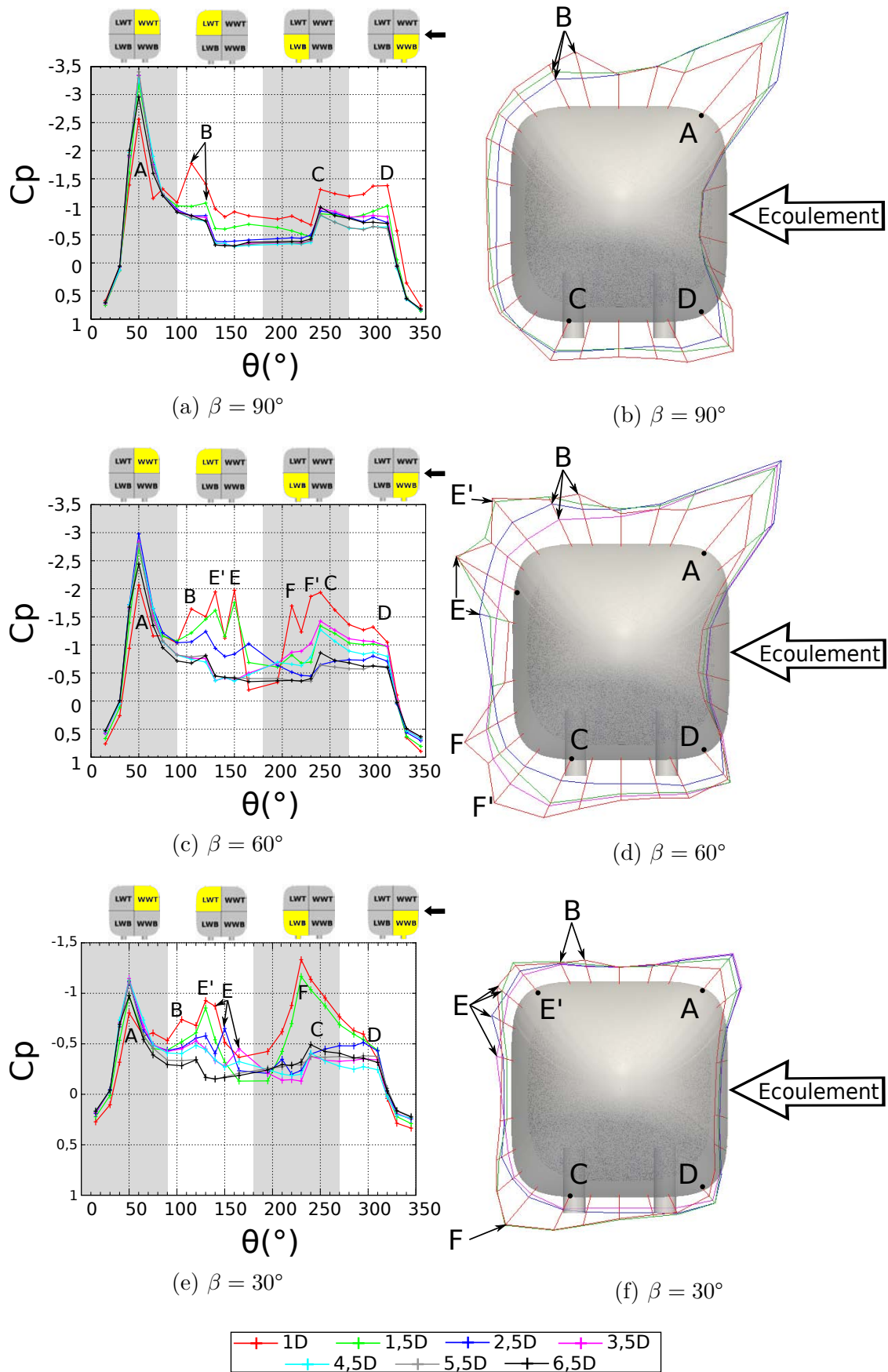


FIGURE 3.31 – Répartition de pression autour du modèle idéalisé.

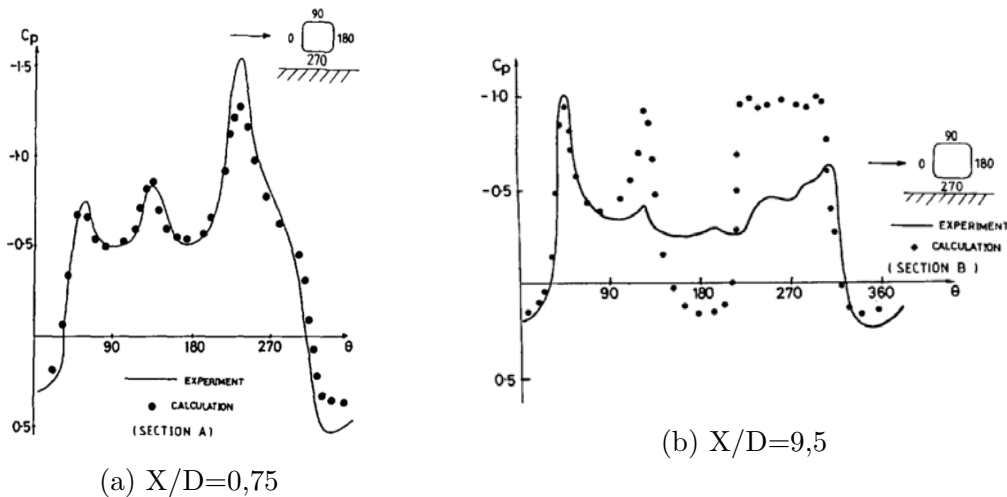


FIGURE 3.32 – Répartition de pression autour du modèle idéalisé à 25° de dérapage, d'après Copley [29].

dans le paragraphe précédent.

La figure 3.33 présente une comparaison entre la répartition de pression à la position longitudinale  $X/D=6,5$  et les résultats de Chiu [26] à 60° et à 90° de dérapage.

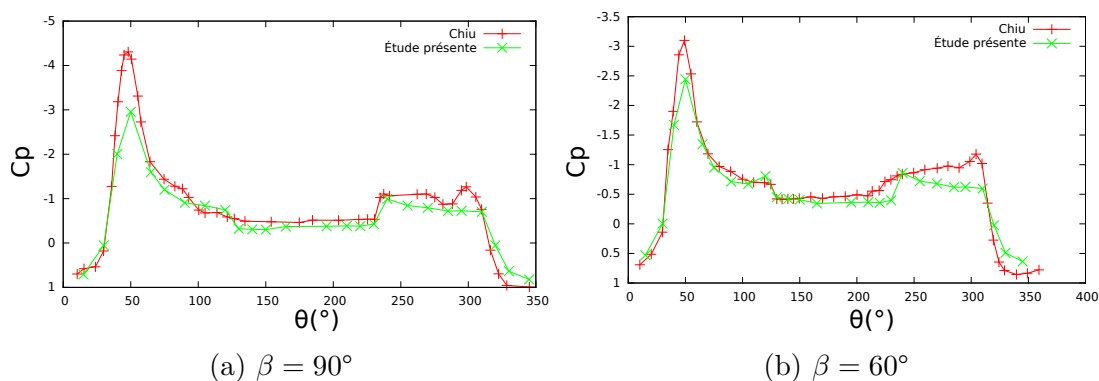


FIGURE 3.33 – Comparaison des résultats expérimentaux avec ceux de Chiu [26].

Le pic dépressionnaire A est plus intense dans les essais de Chiu. La valeur de la pression de base sur la face sous le vent est très proche. La répartition de pression sous le train est différente. Cette différence est liée à la présence d'une couche limite sur le sol dans nos essais. En effet, l'épaisseur de la couche limite dans la soufflerie Jules Verne est de l'ordre de 1/3 de la hauteur du train alors que son développement est très limité dans les essais de Chiu grâce à l'emploi de deux trains, l'un étant l'image de l'autre. La pression obtenue avec la couche limite épaisse limite le débit sous le train et conduit donc à une pression supérieure dans nos essais.

Près du nez, des pics dépressionnaires supplémentaires notés E et F sont observés à  $60^\circ$  et  $30^\circ$  de dérapage sur la face sous le vent. Ces pics dépressionnaires sont causés par les structures tourbillonnaires V1 et V2 respectivement. En effet, une structure tourbillonnaire est une zone de basse pression. Sa présence à proximité d'une paroi modifie donc la pression à la surface du corps. La figure 3.34 illustre cette influence des structures cohérentes sur la répartition de pression autour du modèle idéalisé à  $45^\circ$  de dérapage. Les lignes de courant obtenues dans le plan situé à  $X/D=2,5$  sont issues de la simulation numérique. Celui-ci est coloré par la pression, les zones de basse pression étant bleues. La répartition de pression autour du corps est présentée par déformation de la section. La ligne colorée continue est issue de la simulation, la ligne blanche représente les résultats expérimentaux.

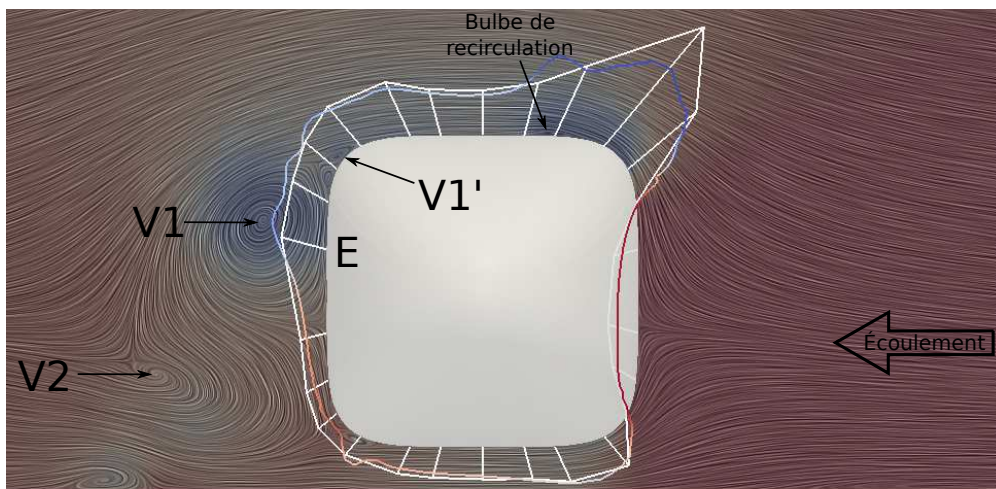


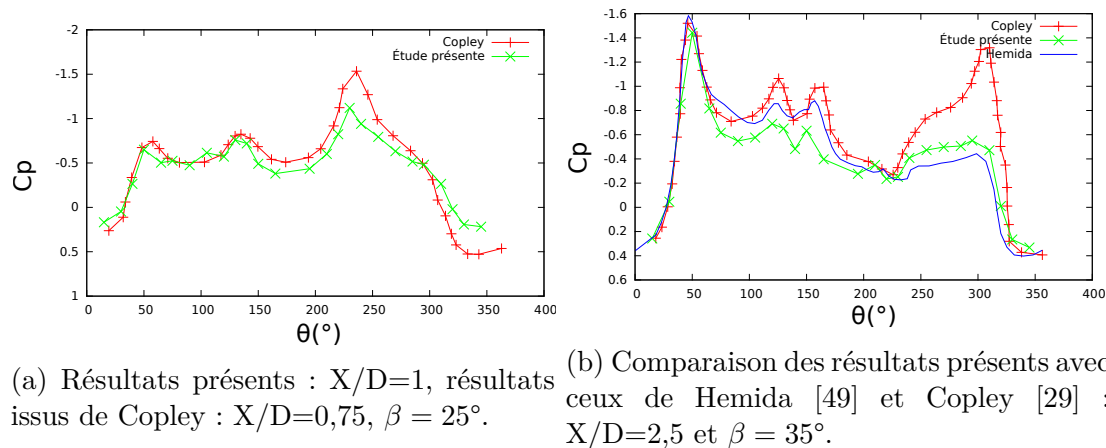
FIGURE 3.34 – Influence des structures tourbillonnaires sur la répartition de pression. Résultats numériques et contours de pression expérimentaux, modèle idéalisé,  $\beta = 45^\circ$ .

La structure tourbillonnaire V1 située près de la surface du train dans la partie supérieure sous le vent modifie la pression autour du train, on retrouve la dépression notée E. La structure tourbillonnaire V2 n'est plus en interaction avec la paroi du train, elle n'influe pas sur la répartition de pression. Son influence se limite donc à la zone proche du nez du train. Les structures secondaires provoquent aussi des dépressions comme l'illustre l'interaction de V1' avec la paroi. La structure tourbillonnaire V2 s'éloigne rapidement de la surface du train, le pic dépressionnaire associé (F) n'est observé que sur les 2 premières couronnes. La structure V1 descend suivant  $z$  lorsque l'on s'éloigne du nez du train, on retrouve ce déplacement sur la position du pic dépressionnaire E associé. Entre la zone cisailée et la structure tourbillonnaire principale, la structure secondaire imprime une dépression notée E'. La faible discrétisation spatiale en prises de pression rend toutefois difficile un suivi précis de ces dépressions sur les résultats expérimentaux.

Les résultats obtenus par Copley [29] à  $0,75D$  pour  $\beta = 25^\circ$  sont très proches des résultats présents à  $1D$ . Les positions angulaires des dépressions sont les mêmes



et les niveaux de pression sont proches malgré quelques écarts notables en partie inférieure ( $\theta > 150^\circ$ ) notamment (figure 3.35a). La figure 3.35b présente les répartitions de pression obtenues par Copley [29] et Hemida [51]. Le pic dépressionnaire A est obtenu dans les 3 situations et la valeur de la dépression est sensiblement la même. Des différences importantes sont notées dans la partie basse de l'écoulement notamment. La pression est surévaluée dans les essais réalisés dans la soufflerie climatique et la simulation numérique de Hemida par rapport à Copley à cause de la différence de couche limite sur le sol.



(a) Résultats présents :  $X/D=1$ , résultats issus de Copley :  $X/D=0,75$ ,  $\beta = 25^\circ$ .

(b) Comparaison des résultats présents avec ceux de Hemida [49] et Copley [29] :  $X/D=2,5$  et  $\beta = 35^\circ$ .

FIGURE 3.35 – Comparaison des résultats expérimentaux avec la littérature pour les faibles angles de dérapage.

On retrouve bien l'influence de la forme du véhicule sur la répartition de pression dans les zones attachées de l'écoulement. Dans les zones décollées, c'est la topologie du sillage, massivement décollé ou composé de structures tourbillonnaires en dérapage, qui se traduit respectivement sur la répartition de pression en paroi par une pression de base ou des pics dépressionnaires. Si l'on s'intéresse à l'influence de la forme du train sur la répartition de pression, on s'attend à ce que celle-ci soit différente en partie haute dans la zone attachée de l'écoulement alors que la répartition de pression en partie basse au vent devrait être similaire à celle du modèle idéalisé. Sous le vent, le sillage se composant du même type de structures tourbillonnaires, on s'attend à retrouver une répartition de pression proche de celle observée sur le modèle idéalisé.

### 3.2.2 Effet de la forme du train sur la répartition de pression

La figure 3.36 présente la répartition de pression autour du modèle régional aux mêmes angles de dérapage que ceux présentés sur le modèle idéalisé. La figure 3.37 présente une comparaison de la répartition de pression entre les deux modèles de train.

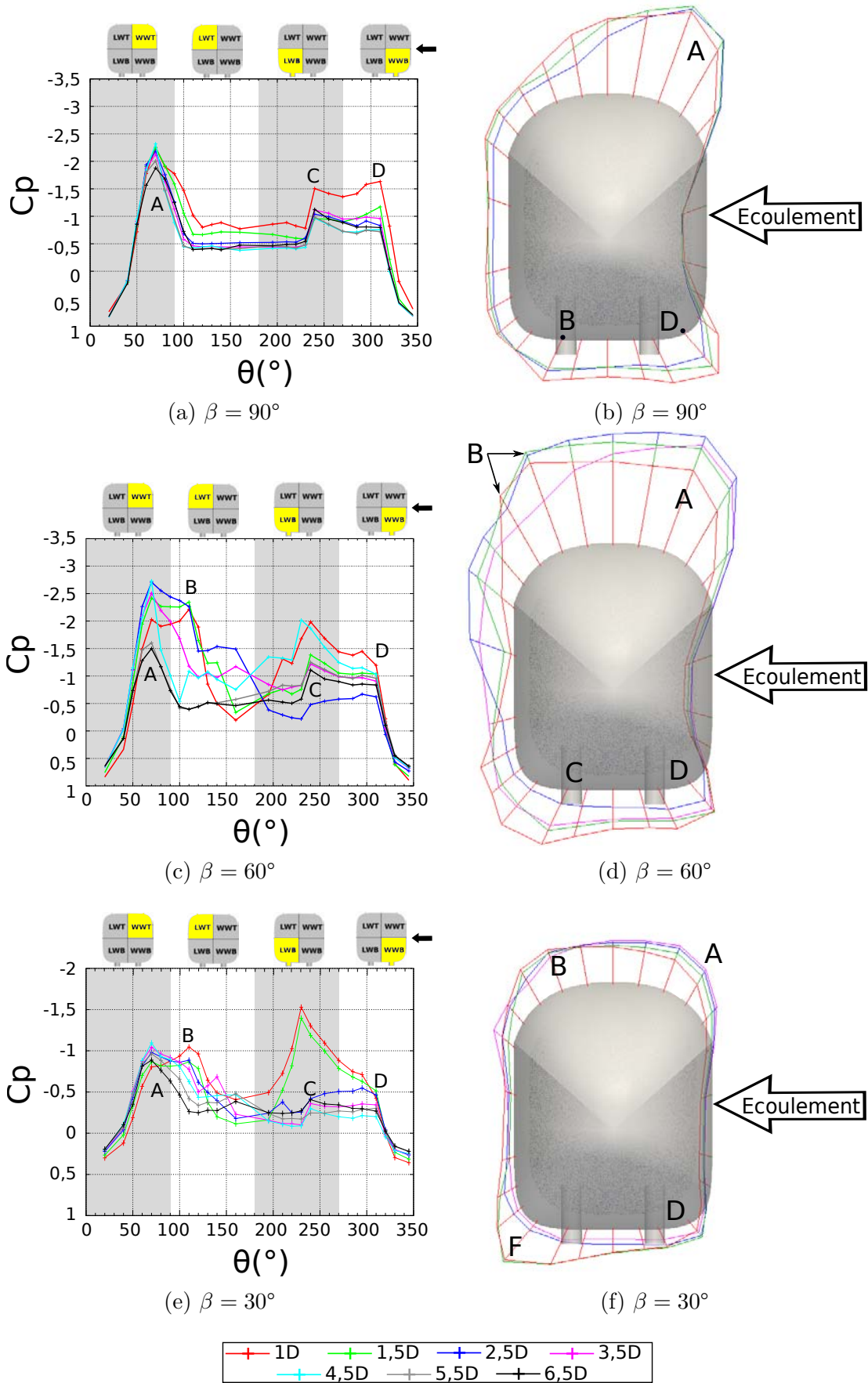


FIGURE 3.36 – Répartition de pression autour du modèle régional.

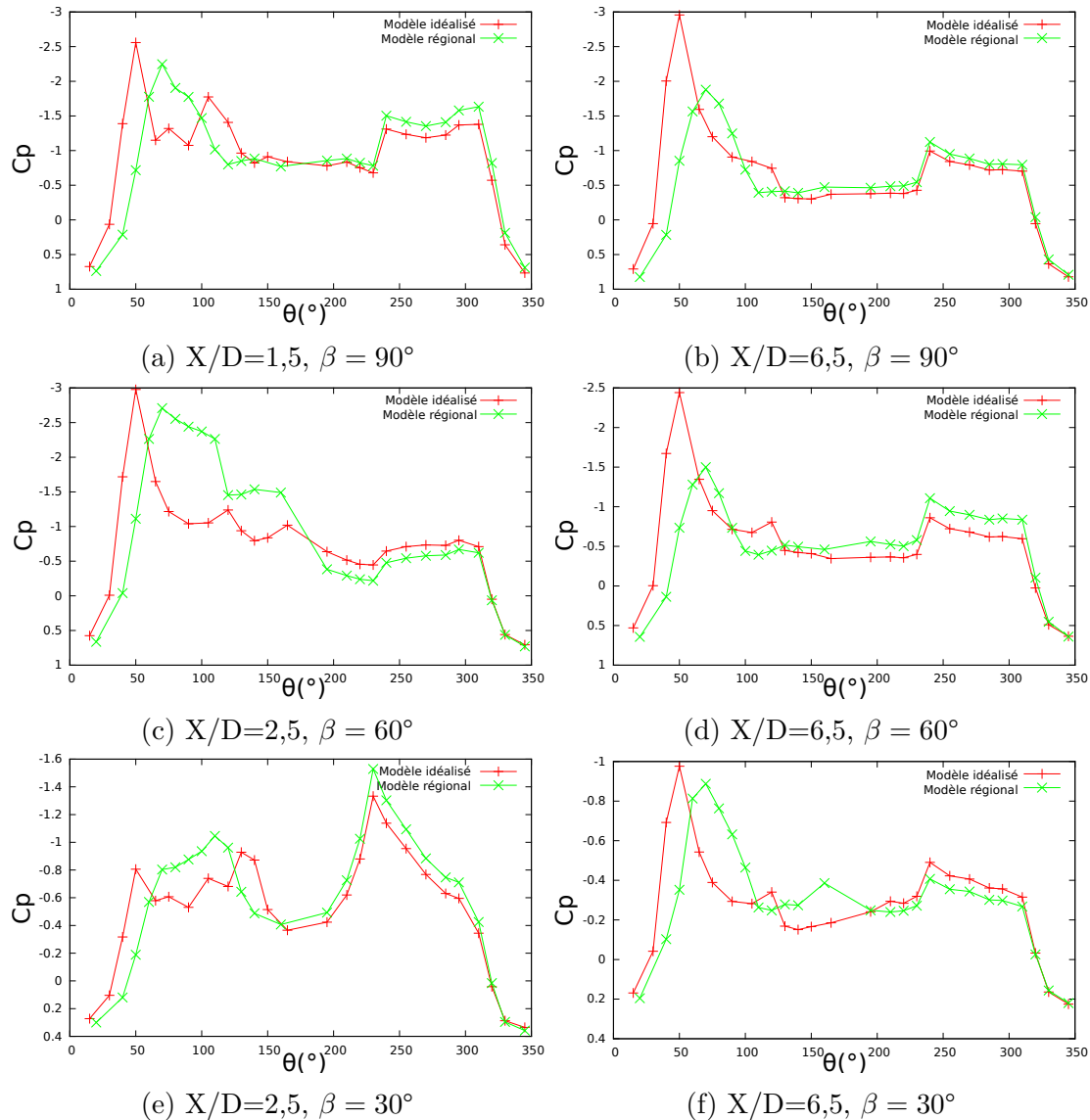


FIGURE 3.37 – Comparaison de la répartition de pression sur les deux modèles de train.

À  $90^\circ$  de dérapage, on observe la dépression notée A dans le coin supérieur au vent. La dépression maximale est obtenue à une position angulaire supérieure à celle du modèle idéalisé ( $\theta_{C_{p,max}}(Id) = 50^\circ$  et  $\theta_{C_{p,max}}(Régio) = 70^\circ$ ). L'intensité maximale de la dépression est inférieure sur le modèle régional ( $C_{p,max}(Id) = -3,4$  et  $C_{p,max}(Régio) = -2,3$ ). Ce pic de pression est directement lié au minimum de rayon de courbure sur le train. Celui-ci est plus grand sur le modèle régional, et sa valeur minimum obtenue à une position angulaire  $\theta$  supérieure, ce qui explique bien les différences obtenues sur la répartition de pression. On peut noter que sur le modèle régional, la plage angulaire de la zone dépressionnaire A est supérieure à celle observée sur le modèle idéalisé, le pic dépressionnaire est ici plus étalé.

Cela a une influence sur les efforts qui résultent de l'intégration de la pression à la surface du train. On n'observe pas le pic dépressionnaire B avec cette forme de toit. Pour les angles de dérapage plus faibles,  $60^\circ$  et  $30^\circ$ , la dépression reste importante sur tout le toit pour les couronnes les plus proches du nez ( $X/D=1,5$  et  $2,5$ ) et est maximale juste avant le décollement (B). Pour les sections les plus éloignées ( $X/D=6,5$ ), la répartition de pression est plus proche de celle obtenue à  $90^\circ$  de dérapage.

Dans la partie basse du train, la forme étant identique pour les deux modèles, on retrouve bien une répartition de pression similaire entre les deux trains mais le niveau de pression est différent.

Sous le vent, on retrouve bien une pression de base constante au delà de  $2,5D$  à  $\beta = 90^\circ$ , correspondant au régime d'écoulement massivement décollé. À  $60^\circ$ , on observe ce plateau de pression au delà de  $4,5D$ . Le niveau de pression est le même que pour le modèle idéalisé,  $C_p = -0,45$ . La position angulaire de la ligne de séparation S1 au delà de laquelle la pression est constante est plus faible sur le modèle régional,  $\theta_{S1,régio} \simeq 105^\circ$  et  $\theta_{S1,id} \simeq 130^\circ$ . Ce résultat est en accord avec l'analyse du spectre pariétal sur le toit du train à  $60^\circ$  de dérapage qui a mis évidence que la ligne de séparation remonte sur le toit du train lorsque l'on s'éloigne du nez. La position de la ligne de séparation côté sol S2 n'est pas affectée.

Les pics dépressionnaires E et F correspondant à l'interaction des structures tourbillonnaires V1 et V2 avec la paroi sont moins prononcés et plus difficiles à mettre en évidence que dans le cas du modèle idéalisé.

### 3.3 Efforts aérodynamiques s'exerçant sur les trains

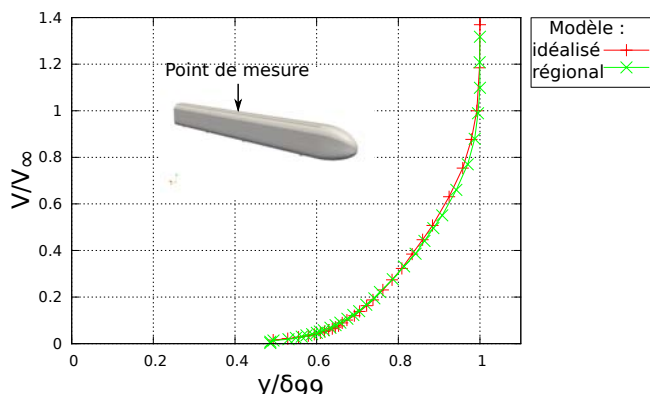
#### Comparaison de la couche limite sur les modèles à des trains réels

Afin d'évaluer la pertinence de la couche limite modélisée sur les maquettes de train, l'épaisseur de la couche limite a été mesurée sur le toit en vue d'être comparée à des résultats sur des modèles réels. La figure 3.38 présente les profils de vitesse obtenus sur le toit des deux modèles de train à  $0^\circ$  de dérapage à  $5,5D$  du nez. Le tableau 3.1 présente les principales caractéristiques de ces couches limite.

	$\delta_{99}$ (mm)	$\delta^*$ (mm)	$\theta$ (mm)	H
Modèle idéalisé	16,1	2,27	1,70	1,33
Modèle régional	17,2	2,55	1,86	1,37

TABLE 3.1 – Principales caractéristiques de la couche limite sur les deux maquettes de train à  $0^\circ$  de dérapage.

Les profils sont similaires sur les deux trains et les épaisseurs obtenues sont très proches. Paradot [74] rapporte une épaisseur de couche limite  $\delta_{99} = 28 \text{ mm}$  sur la paroi latérale d'une rame de TGV Duplex à la même échelle de reproduction ( $15^e$ ).


 FIGURE 3.38 – Profils de vitesse sur le toit des maquettes à  $0^\circ$  de dérapage.

Bernard [17] rapporte une épaisseur de couche limite de 20 cm à 6 m de l'extrémité amont du turbotrain<sup>4</sup>, soit  $0,067D$  à  $X/D=2$  et 55 cm à 21 m soit  $0,18D$  à  $X/D=7$  si on considère une grandeur caractéristique  $D=3\text{m}$ . Dans les essais présents, les épaisseurs de couche limite valent  $\delta_{99}(id)/D = 0,08$  et  $\delta_{99}(régio)/D = 0,086$ . La couche limite générée sur les modèles de train semble donc moins épaisse que celles obtenues sur des trains réels, que ce soit à échelle réelle ou échelle réduite. Ce résultat peut être attribué aux différences géométriques entre les trains réels qui possèdent un pantographe, des cavités ou encore des césures entre les véhicules et les deux modèles employés dans ces travaux qui ont une surface lisse et continue.

Le moment de renversement évalué par rapport au rail sous le vent permet d'évaluer le risque de renversement d'un train. Ce moment de renversement est fortement influencé par la composante d'effort latéral et par la portance. Nous étudions ici l'évolution de ces efforts avec le dérapage ainsi que celle du moment de renversement par rapport au rail sous le vent (figure 3.39). Ces efforts et moments sont obtenus à l'aide de la balance dynamométrique présentée dans le chapitre 2.

## Effort latéral

L'évolution de l'effort latéral avec l'angle de dérapage est présentée sur la figure 3.39a. Pour les deux trains, l'effort est bien nul lorsque l'écoulement est aligné avec le train puis présente une partie croissante suivie d'une partie décroissante. L'angle pour lequel on observe un maximum est appelé angle critique et vaut ici  $65^\circ$  pour le modèle idéalisé, et  $60^\circ$  pour le modèle régional. Sur toute la plage angulaire, le coefficient d'effort latéral est supérieur dans le cas du modèle régional.

Les courbes possèdent la même forme que celles obtenues pour des trains réels comme l'illustre la figure 3.40. Sur cette courbe, les coefficients d'efforts aérodynamiques sont tous adimensionnés avec la même surface de référence  $S = 10\text{m}^2$ . Les niveaux d'efforts obtenus sur les deux modèles utilisés dans ces travaux sont infé-

4. Train fonctionnant avec une turbine à gaz développé par la SNCF en 1967.

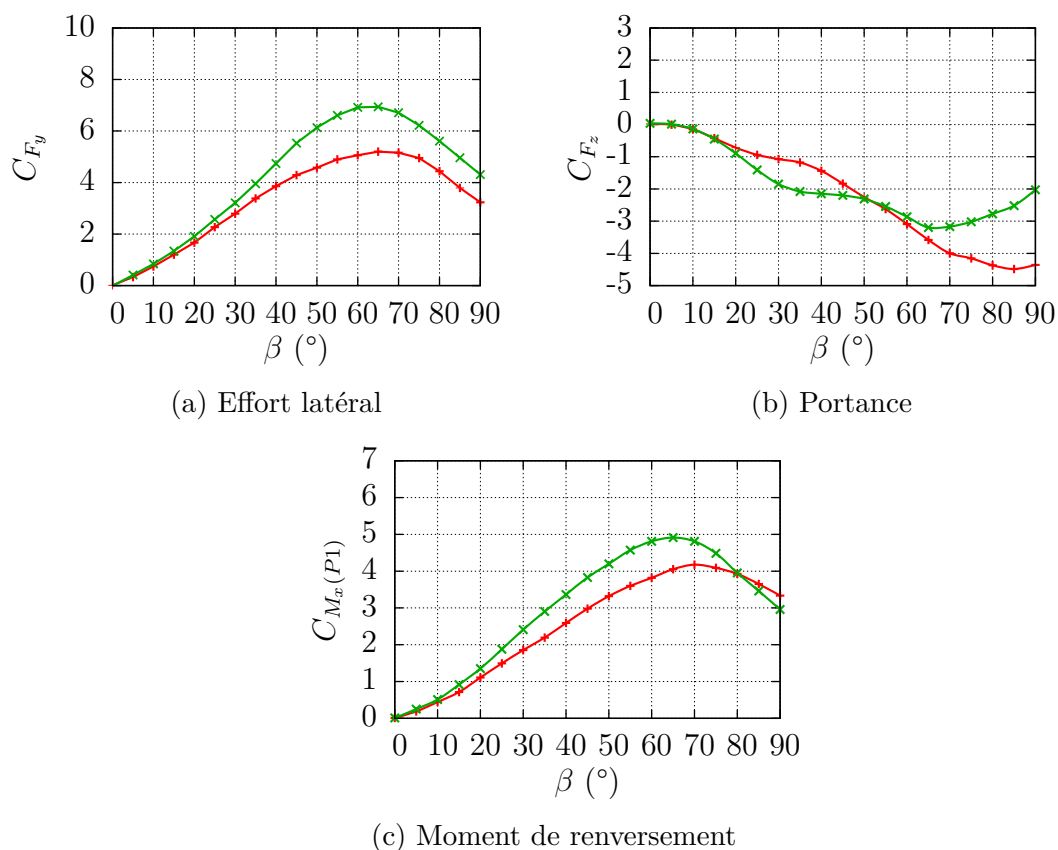


FIGURE 3.39 – Évolution des coefficients d'efforts et du moment de renversement par rapport au rail sous le vent pour les deux trains étudiés. Modèle : + idéalisé, × régional.

rieurs à ceux obtenus sur les trains réels. Cette différence s'explique en partie par la configuration du sous-bassement qui impacte largement les efforts. Copley [29] a montré qu'en présence des bogies, le pic dépressionnaire situé en partie basse côté au vent (noté D dans le paragraphe précédent) est fortement atténué. Cette dépression, qui contribue de manière négative à l'effort latéral serait donc inférieure avec un sous-bassement plus réaliste, ce qui conduirait à une augmentation de l'effort latéral. Le but étant ici d'étudier l'impact des lignes de toiture sur les efforts aérodynamiques, c'est l'effet relatif entre les deux configurations de toit qui nous intéresse. Cette différence de niveau n'est donc pas préjudiciable pour cette étude.

Le changement d'évolution de l'effort latéral est attribué au changement de régime dans le sillage du train [25]. En effet, les efforts aérodynamiques résultent de la répartition de pression sur le train. L'évolution de la pression dans la zone attachée de l'écoulement est monotone (figure 3.41a) alors qu'elle ne l'est pas dans le sillage (figure 3.41b). Ces deux courbes sont représentatives des évolutions de pression dans ces zones.

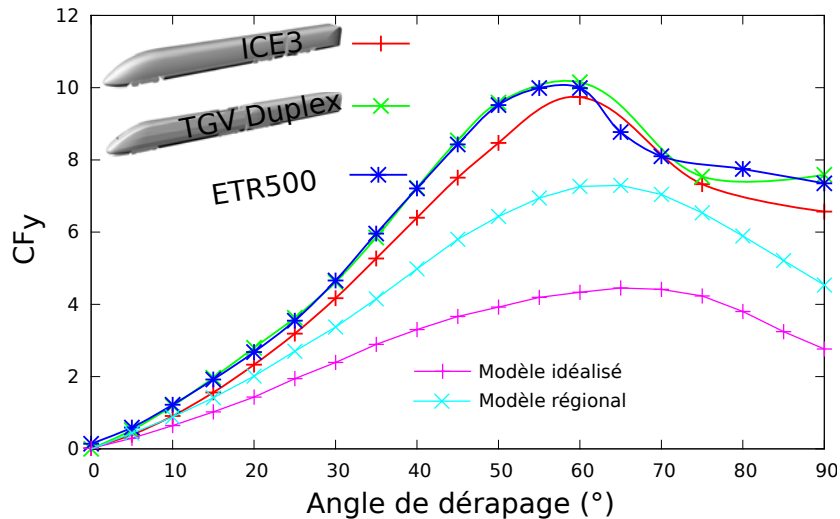


FIGURE 3.40 – Évolution de l'effort latéral avec l'angle de dérapage des trois trains de référence employés dans la norme EN-14067-6:2010 [2].

La prise de pression située à  $\theta = 165^\circ$  est située dans une zone où les deux régimes d'écoulement sont observés suivant l'angle de dérapage (écoulement de type corps élancé ou massivement décollé). De 0 à  $60^\circ$ , la dépression causée par la structure tourbillonnaire V1 augmente avec le dérapage. Au delà de  $60^\circ$ , elle s'éloigne de la surface du train à une position longitudinale plus faible (plus près du nez) et son influence sur la répartition de pression en paroi diminue. À  $90^\circ$  de dérapage, le niveau de pression rejoint celui de la pression de base ( $C_p = -0,45$ ). Cette pression de base est supérieure à la pression imprimée par les structures tourbillonnaires observées aux angles de dérapage plus faibles, la contribution à l'effort latéral de la face sous le vent est donc moins importante lorsque l'écoulement est massivement décollé.

L'intégration de la répartition de pression sur la surface du train et sa projection suivant l'axe  $y$  permettent d'analyser la contribution à l'effort latéral des différentes parties du train. Le calcul détaillé de l'intégration de la pression est présenté dans le chapitre 2. La figure 3.42 présente l'évolution de la contribution à l'effort latéral évaluée sur chaque quart de train pour les deux modèles de train.

La contribution à l'effort latéral des quarts supérieur et inférieur au vent est respectivement négative et positive. Cette différence vient de l'intensité du pic dépressionnaire A correspondant au contournement du coin supérieur au vent, qui est supérieure à celle du pic D observé dans le coin inférieur.

La courbe d'évolution de la contribution à l'effort latéral des quarts sous le vent présente un angle critique correspondant au changement de régime d'écoulement dans le sillage. Sur le modèle idéalisé, la contribution des quarts supérieur et inférieur sous le vent est sensiblement la même alors que sur le modèle régional, la contribution du quart supérieur contribue plus largement à augmenter l'effort latéral. Ce comportement peut être attribué à la différence de la position de la

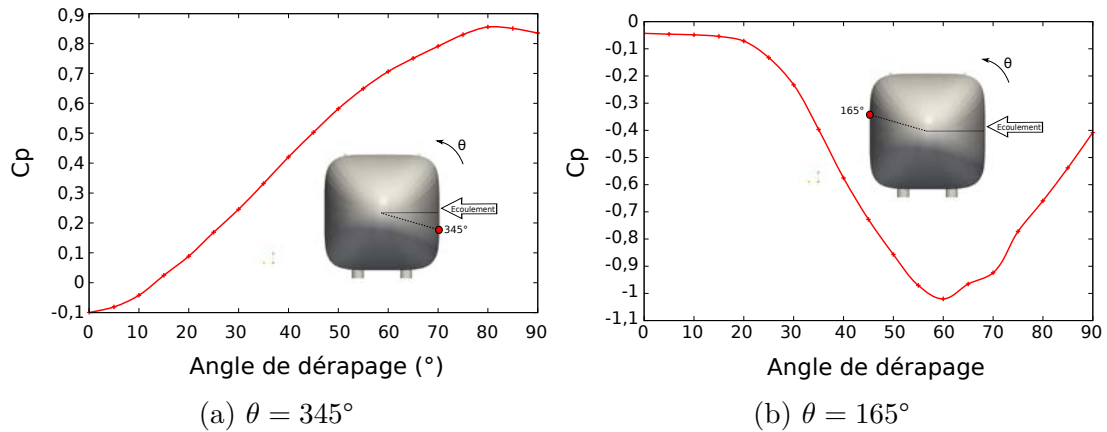


FIGURE 3.41 – Évolution de la pression avec le dérapage pour différentes prises de pression à  $X/D=2$ .

structure tourbillonnaire V1 issue du toit entre les deux trains. En effet, elle se situe plus haut dans le cas du modèle régional et son influence sur la partie basse du train est très faible.

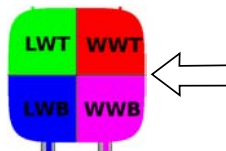
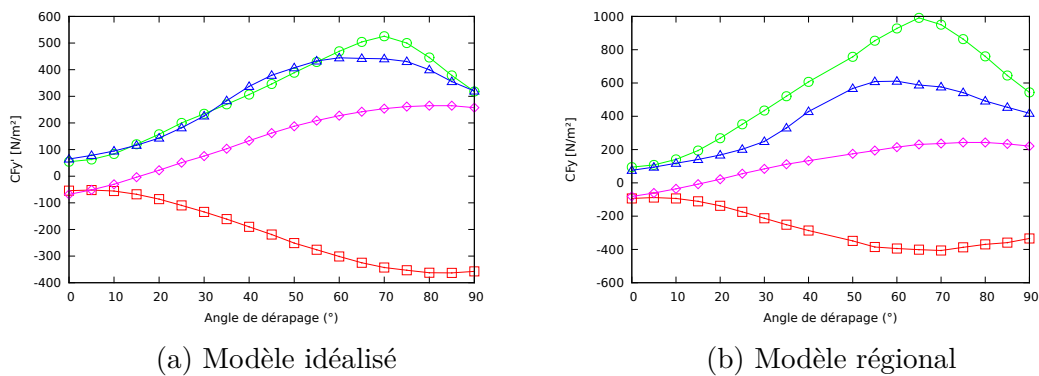


FIGURE 3.42 – Contribution à l'effort latéral des différents quarts de train.

### Portance

L'évolution de la portance avec le dérapage est présentée sur la figure 3.39b pour les deux modèles de train. On observe une différence de comportement entre les deux trains. En effet, dans le cas du modèle idéalisé, la courbe  $-C_{Fz} = f(\beta)$  est croissante jusqu'à  $85^\circ$  et décroît entre  $85$  et  $90^\circ$ . L'évolution obtenue avec le modèle régional est croissante jusqu'à  $\beta = 65^\circ$  et décroissante au delà. Pour les faibles angles de dérapage,  $\beta < 50^\circ$ , la portance est supérieure avec le modèle



régional, puis la valeur obtenue avec le modèle idéalisé devient supérieure jusqu'à  $90^\circ$  de dérapage.

Puisque la répartition de pression en partie basse du train est sensiblement la même pour les deux modèles, la différence de portance est liée à la répartition de pression sur le toit du train.

- À  $30^\circ$  de dérapage, le niveau de dépression sur le toit du modèle régional est constant et vaut en moyenne  $C_p = -1$  (figure 3.36e). Sur le modèle idéalisé, le rayon de courbure plus faible conduit à des pics dépressionnaires plus prononcés dans les coins supérieurs au vent et sous le vent. Leur intensité se situe autour de  $C_p = -1$  et le coefficient de pression est autour de  $-0,5$  sur le reste du toit (figure 3.31e). La portance résultant de ces répartitions de pression est donc supérieure sur le modèle régional.
- À  $60^\circ$  de dérapage, la portance est très proche pour les deux trains.
- À  $90^\circ$  de dérapage, le niveau de dépression sur le toit du modèle régional chute dès  $\theta = 105^\circ$  alors qu'il est maintenu jusqu'à  $\theta = 130^\circ$  sur le toit du modèle idéalisé. Cette différence de comportement est en fait liée à la position de la ligne de séparation S1 sur le toit des trains. En effet, le spectre pariétal a mis en évidence un écoulement attaché sur tout le toit du modèle idéalisé. La dépression sur le toit du train augmente alors avec le dérapage (figure 3.43a). Sur le modèle régional, la position angulaire de la ligne de séparation dépend de l'angle de dérapage. Pour les angles de dérapage élevés en particulier, le décollement intervient plus en amont qu'aux faibles angles, et dans la zone décollée, la dépression est moins marquée que dans la zone attachée. Ainsi, pour une prise située à  $\theta = 100^\circ$  sur le modèle régional (figure 3.43b), la dépression augmente avec le dérapage entre  $0$  et  $60^\circ$  traduisant un écoulement attaché. Au delà de cet angle, la prise de pression se situe dans une zone décollée de l'écoulement, la pression réaugmente alors et tend progressivement vers  $C_P = -0,45$ , valeur de la pression de base à  $90^\circ$  de dérapage.

Ainsi, l'angle critique sur la courbe d'évolution de la portance avec le dérapage dans le cas du modèle régional est liée à l'évolution de la position de la ligne de séparation S1 avec le dérapage.

La figure 3.44 présente l'évolution de la portance pour les trois trains de référence de la norme EN 14067-6:2010. L'évolution de la portance dans le cas du modèle régional est proche de celle obtenue sur le TGV Duplex mais les niveaux d'effort sont inférieurs. Les modèles simplifiés ne possèdent pas de bogies, le blocage sous les maquettes est donc inférieur à ce qu'il serait sur un train réel. Copley [29] a montré qu'en présence des bogies, le blocage étant supérieur sous le train, le niveau de pression augmente. La force de succion sous le train est alors inférieure et le niveau de portance augmente. Cette différence de configuration peut expliquer les différences de niveau observées entre les portances obtenues sur les trains commerciaux et les modèles simplifiés utilisés dans notre étude.

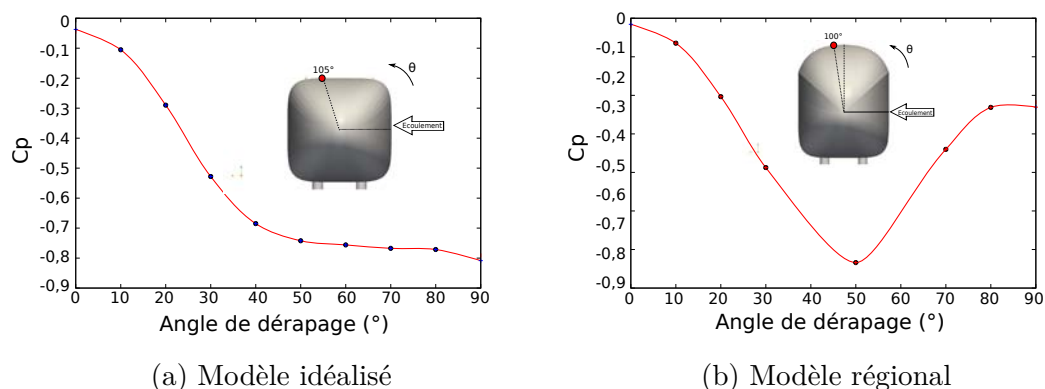


FIGURE 3.43 – Comparaison de l'évolution de la pression avec le dérapage pour des prises situées sur le toit des trains.

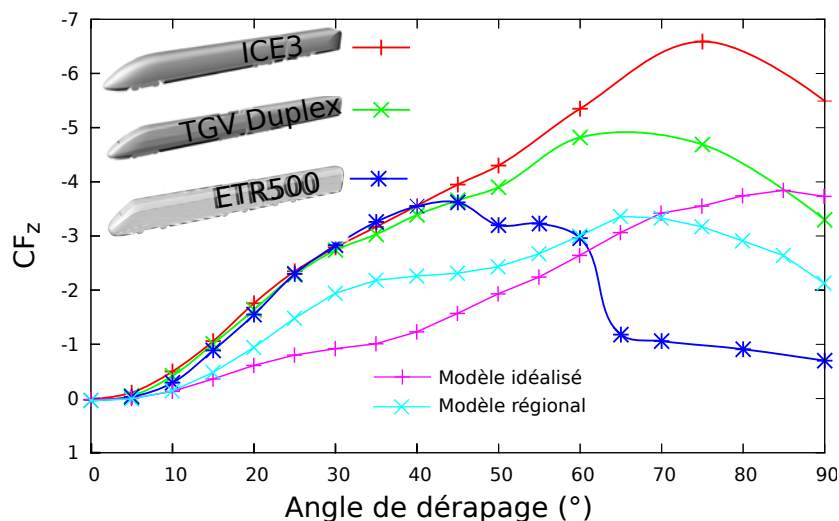


FIGURE 3.44 – Évolution de la portance avec l'angle de dérapage des trois trains de référence employés dans la norme EN 14067-6:2010 [2].

### Moment de renversement

L'évolution avec le dérapage du moment de renversement par rapport au rail sous le vent (point P1) est présentée sur la figure 3.39c. La forme des courbes est proche de celle de l'évolution de l'effort latéral, mais l'écart relatif entre les deux trains est plus faible sur le moment de renversement. L'effort latéral est plus grand sur le modèle régional mais la portance est supérieure sur le modèle idéalisé. Ces deux efforts contribuent à augmenter le moment de renversement, la portance supérieure dans le cas du modèle idéalisé compense donc partiellement l'effort latéral supérieur sur le modèle régional, l'écart entre les courbes de moment de renversement est alors plus faible.

### Sensibilité au nombre de Reynolds

Une indépendance des résultats vis-à-vis du nombre de Reynolds est nécessaire afin de s'assurer de la validité des résultats à des vitesses plus élevées. La figure 3.45 présente l'effet du nombre de Reynolds sur les efforts aérodynamiques sur les deux modèles de train. Seul l'effort de portance sur le modèle régional est sensible au nombre de Reynolds dans la gamme de vitesse étudiée. Au delà de 50° de dérapage, la portance ( $-C_{F_z}$ ) est supérieure pour les nombres de Reynolds les plus faibles.

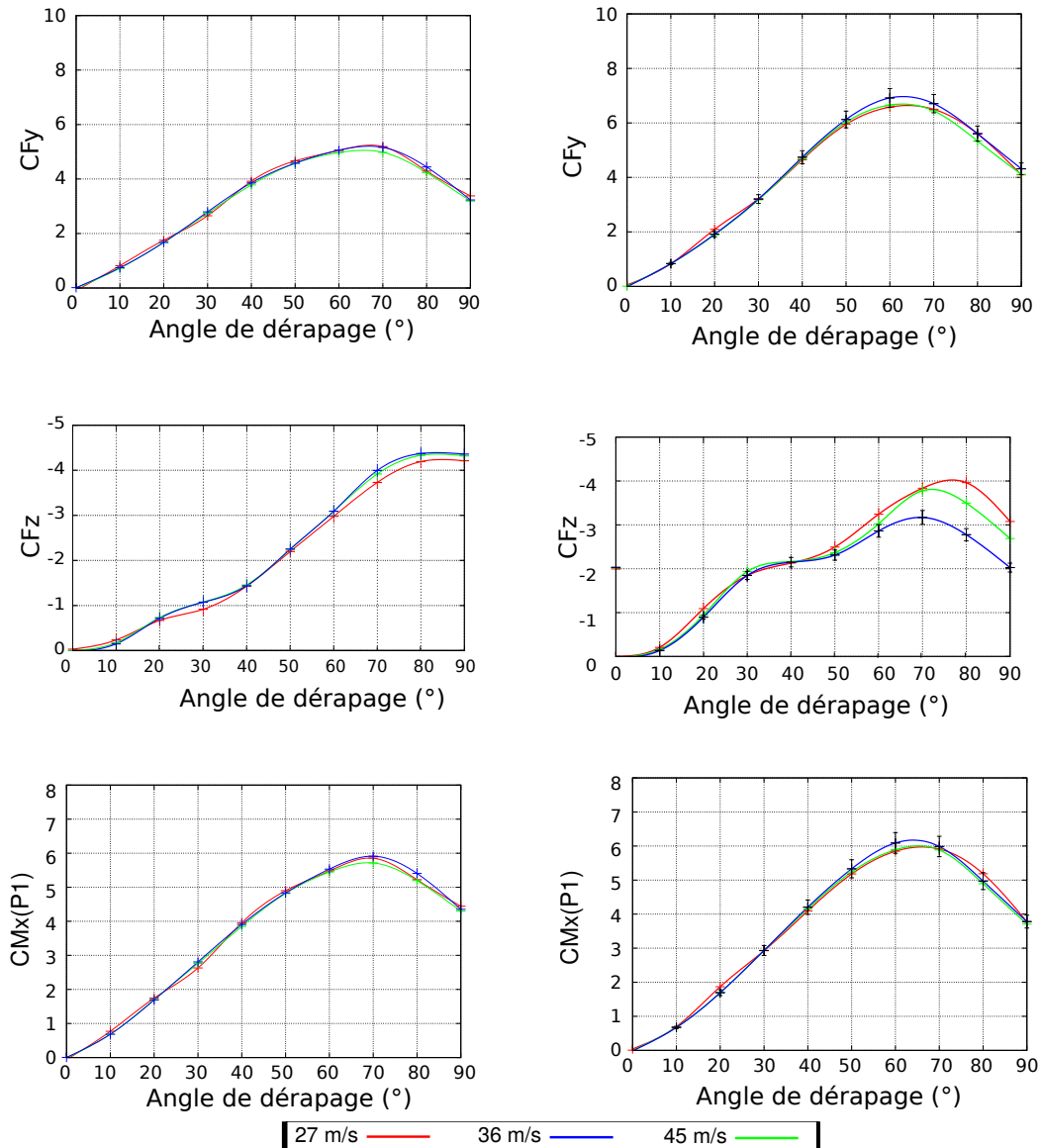


FIGURE 3.45 – Effet du nombre de Reynolds sur les efforts et moment, à gauche sur le modèle idéalisé, à droite sur le modèle régional.

L'analyse de la répartition de pression autour du modèle de train régional a mis

en évidence une sensibilité au nombre de Reynolds sur le toit conduisant à une dépression supérieure pour les petites vitesses (figures 3.46a et 3.46b). Ceci est observé aussi bien sur la partie au vent que sous le vent du toit. Cette sensibilité augmente avec le dérapage et devient significative au delà de  $50^\circ$ , ce qui coïncide bien avec la sensibilité de la portance au nombre de Reynolds. La forme arrondie du toit du modèle régional lui confère une plus grande sensibilité aux effets de Reynolds que le modèle idéalisé.

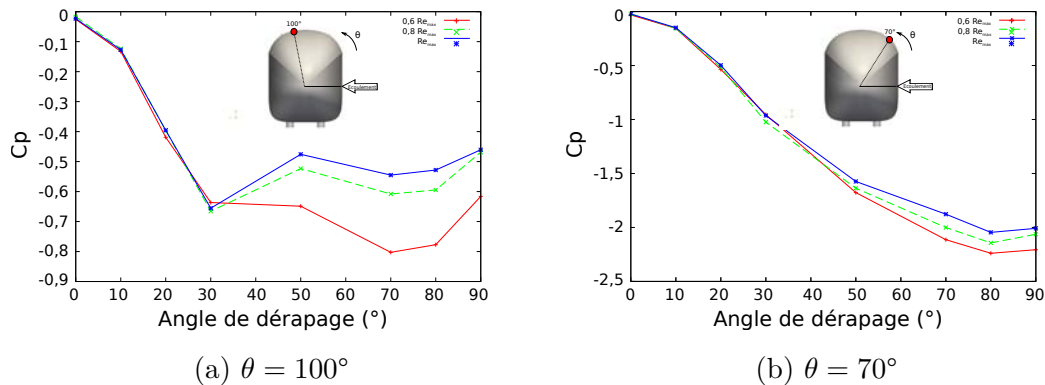


FIGURE 3.46 – Évolution de la pression avec le dérapage pour des prises de pression situées sur le toit du modèle régional.

### 3.4 Conclusion

L'écoulement autour des deux modèles de train a été étudié en détail dans ce chapitre, et le lien avec les efforts aérodynamiques a été explicité.

Nous avons bien mis en évidence deux régimes d'écoulement dans le sillage du modèle de train idéalisé, conformément aux études précédentes. Pour les angles de dérapage modérés, nous avons montré que le sillage est composé de structures tourbillonnaires en dérapage fixes dans l'espace et dans le temps. Cette organisation correspond à un régime de type corps élancé. Lorsque l'angle de dérapage augmente suffisamment, les structures tourbillonnaires ne restent plus en interaction avec la paroi sur toute la longueur du train. En effet, l'angle entre ces structures et le corps augmente avec le dérapage. Lorsque celui-ci est suffisamment élevé, les structures s'éloignent de la surface du train. Nous avons alors mis en évidence un écoulement massivement décollé. Plus le dérapage augmente, plus les structures tourbillonnaires en dérapage s'éloignent à une position longitudinale proche du nez. L'écoulement devient ainsi progressivement massivement décollé dans l'ensemble du sillage. Cette organisation du sillage est retrouvée dans les deux souffleries utilisées lors de ces travaux, et correspond aux observations faites par les auteurs ayant étudié ce modèle. Elle semble donc peu dépendante des conditions expérimentales.

Nous avons aussi montré que l'organisation de l'écoulement dans le sillage du modèle régional est la même que celle du modèle idéalisé. Nous avons toutefois mis en évidence une différence de la position des structures tourbillonnaires issues du toit dans le régime d'écoulement de type corps élancé. Cette différence est en partie liée à la différence de la position de la ligne de séparation sur le toit des trains.

Nous avons mis en évidence que la répartition de pression dans la zone attachée de l'écoulement dépend directement de la forme du train. Celle-ci est caractérisée par des pics dépressionnaires qui contribuent largement aux efforts aérodynamiques. Ces dépressions sont liées à l'accélération de l'écoulement contournant les coins, qui sont des zones de faible rayon de courbure. Les rayons de courbure des deux modèles de trains étant différents, les efforts aérodynamiques liés à la zone attachée diffèrent entre les deux trains.

Nous avons établi un lien précis entre la répartition de pression sur la face sous le vent et le régime d'écoulement dans le sillage des trains. Nous avons mis en évidence de fortes dépressions provoquées par la présence des structures tourbillonnaires à proximité de la surface du train. Lorsque l'écoulement est massivement décollé, la pression sur la face sous le vent est une pression de base uniforme inférieure à la pression infinie amont (dépression). Celle-ci est toutefois supérieure à la pression générée par les structures tourbillonnaires.

L'évolution des efforts aérodynamiques avec le dérapage peut alors être reliée à la topologie de l'écoulement. Nous avons ainsi montré que la forme de la courbe d'évolution de l'effort latéral avec le dérapage dépend directement du régime d'écoulement dans le sillage. En effet, la dépression associée aux structures tourbillonnaires du régime de type corps élancé est plus importante que la pression de base correspondant au régime massivement décollé. Le passage du premier régime au second se traduit alors par une diminution de l'effort latéral. Nous avons mis en évidence que l'effort de portance est directement lié à la topologie de l'écoulement sur le toit du train. Sur le modèle régional en particulier, la modification de la position de la ligne de séparation avec le dérapage se traduit par un angle critique dans la courbe d'évolution de l'effort.

# Chapitre 4

## Analyse de l'impact des lignes de toiture sur l'aérodynamique des trains

Dans ce chapitre, nous analysons l'impact des lignes de toiture sur l'aérodynamique des deux véhicules étudiés. Dans un premier temps, nous mettons en évidence leur effet global sur les efforts aérodynamiques. Afin d'identifier l'origine des modifications d'efforts, nous analysons en détail l'écoulement autour des véhicules équipés de lignes de toiture. La comparaison avec l'écoulement étudié dans le chapitre précédent permet alors de faire ressortir l'impact des lignes de toiture. Le lien entre ces modifications et la répartition de pression autour des véhicules permet alors de relier les phénomènes physiques aux efforts aérodynamiques globaux.

### Sommaire

---

<b>4.1</b>	<b>Impact global des appendices de toiture sur les efforts aérodynamiques . . . . .</b>	<b>106</b>
4.1.1	Effet de l'échelle de reproduction des lignes de toiture . . . . .	106
4.1.2	Influence de l'épaisseur de couche limite sur le train . . . . .	109
4.1.3	Effets du nombre de Reynolds . . . . .	115
<b>4.2</b>	<b>Impact des lignes de toiture sur l'écoulement autour et sur le train . . . . .</b>	<b>116</b>
4.2.1	Changements de topologie provoqués par les lignes de toiture . . . . .	116
4.2.2	Impact des changements de topologie sur la répartition de pression . . . . .	123
4.2.3	Identification des changements de pression à l'origine des modifications efforts . . . . .	128
<b>4.3</b>	<b>Prédiction de l'effet des lignes de toiture sur le risque de renversement . . . . .</b>	<b>146</b>
<b>4.4</b>	<b>Conclusion . . . . .</b>	<b>149</b>

---

## 4.1 Impact global des appendices de toiture sur les efforts aérodynamiques

### 4.1.1 Effet de l'échelle de reproduction des lignes de toiture

Dans un premier temps, nous analysons l'effet global des lignes de toiture sur les coefficients d'efforts aérodynamiques. Les conventions de signe sont rappelées sur la figure 4.1. La figure 4.2 présente les courbes d'évolution des efforts et moments aérodynamiques (effort latéral, portance et moment de renversement) avec le dérapage sur les deux modèles de train. Les efforts obtenus avec un toit lisse, étudiés dans le chapitre 3, sont rappelés et les efforts obtenus avec les lignes de toiture sont présentés. La figure 4.3 met en évidence l'effet des lignes de toiture en présentant l'écart relatif entre les courbes obtenues avec un toit lisse et celles obtenues avec les différentes lignes de toiture.

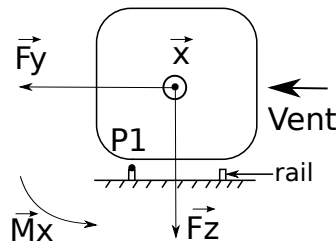


FIGURE 4.1 – Rappel des conventions de signe utilisées.

#### Effort latéral

L'effort latéral est modifié par l'ajout des lignes de toiture mais la forme des courbes d'évolution en fonction du dérapage est conservée (figures 4.2a et 4.2b). La valeur de l'effort augmente sur toute la plage angulaire pour les deux trains. Plus la ligne de toiture est haute, et plus cette augmentation est importante. Le pourcentage d'augmentation ( $\Delta C_{F_y}(Lisse/Bg)$ ) est supérieur sur le modèle idéalisé quelle que soit la taille de la ligne de toiture considérée (figure 4.3a). Sur le modèle idéalisé, une augmentation régulière de l'échelle de reproduction des lignes de toiture conduit à une augmentation régulière des efforts. Il n'y a pas de convergence de l'effet des lignes de toiture avec les différentes échelles de reproduction testées. La valeur de l'angle critique est elle aussi modifiée par l'ajout des lignes de toiture. Sur toiture lisse, il vaut  $65^\circ$ . Avec les lignes de toiture de rapports homothétiques  $2/3$ ,  $1$  et  $4/3$ , il vaut respectivement  $70$ ,  $65$  et  $60^\circ$ . Dans le cas du modèle régional, les lignes de toiture de rapport homothétique  $1$  et  $4/3$  provoquent une augmentation de l'effort du même type que celle observée sur le modèle idéalisé. À  $90^\circ$  de dérapage, il n'y a toutefois plus d'effet de la taille des lignes de toiture. Les lignes de rapport homothétique  $2/3$  provoquent

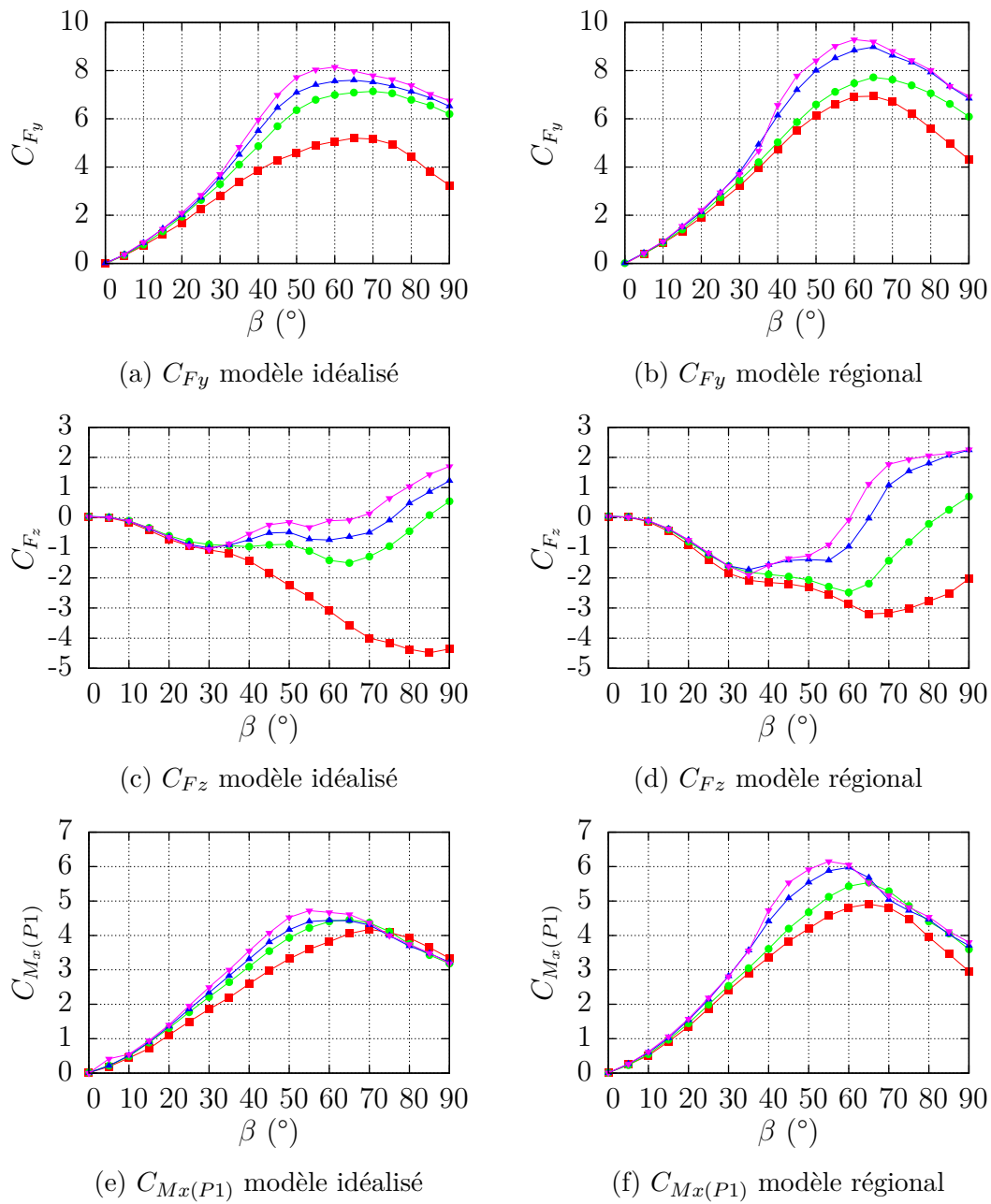


FIGURE 4.2 – Effet des lignes de toiture sur les efforts aérodynamiques,  $\blacksquare$  : toit lisse, rapport homothétique :  $\bullet$  : 2/3,  $\blacktriangle$  : 1,  $\blacktriangledown$  : 4/3.

quant à elles un comportement différent suivant l'angle de dérapage considéré. Avant l'angle critique ( $60^\circ$ ), l'augmentation d'effort par rapport au toit lisse reste constante et de l'ordre de 5 %. Au delà de cet angle, l'effet relatif augmente avec le dérapage et la pente de la courbe  $\Delta C_{Fy}(Lisse/Bg) = f(\beta)$  est la même que celle obtenue avec un toit équipé de lignes de toiture de taille supérieure. Cette échelle de reproduction apparaît comme une limite basse sur le modèle régional conduisant



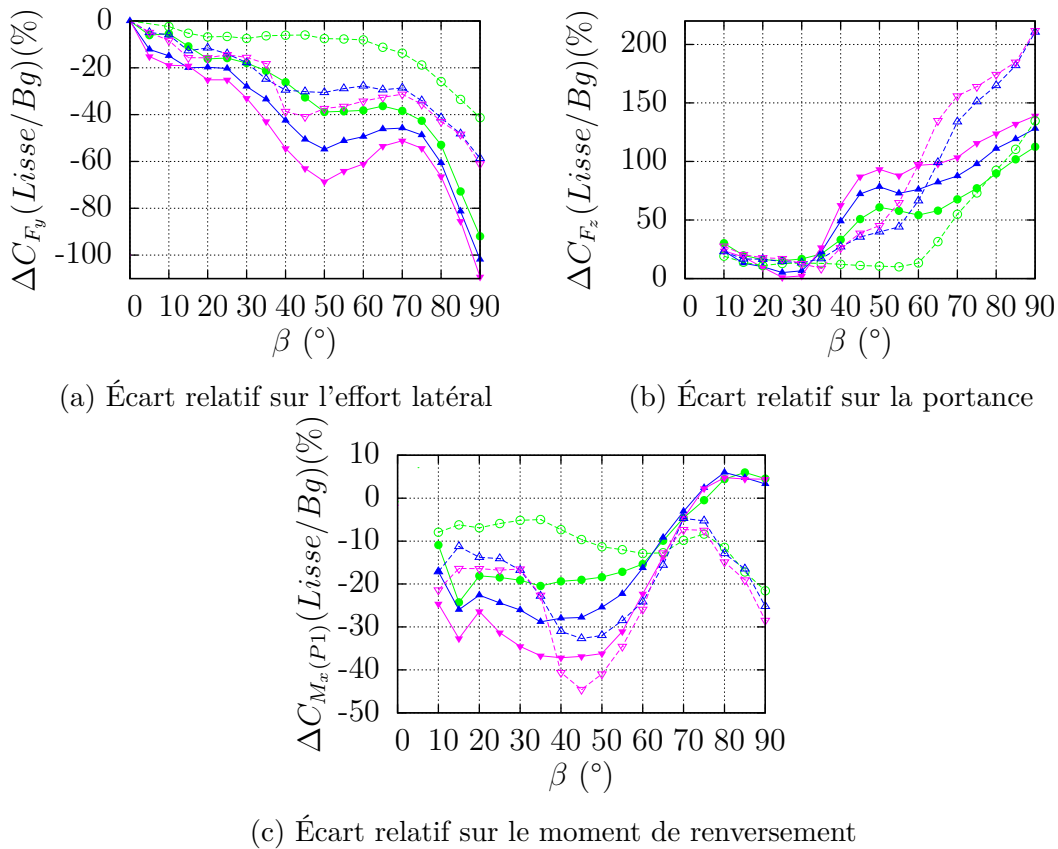


FIGURE 4.3 – Écart relatif entre les efforts avec et sans lignes de toiture. Marqueurs pleins  $\blacksquare$  : train idéalisé, marqueurs vides  $\square$  : train régional, rapport homothétique :  $\bullet$  : 2/3,  $\blacktriangle$  : 1,  $\blacktriangledown$  : 4/3.

à un comportement intermédiaire entre l'évolution sur un train à toiture lisse et un train équipé de lignes de toiture. L'angle critique passe de  $60^\circ$  sur toiture lisse à  $65^\circ$  pour les lignes de toiture de rapport homothétique 2/3 et 1, et vaut  $60^\circ$  pour la ligne la plus haute.

### Portance

En dessous de  $30^\circ$  de dérapage, il n'y a pas d'effet notable des lignes de toiture sur la portance. Au delà de cet angle, on observe une diminution de la portance par rapport au toit lisse (figures 4.2c et 4.2d). Comme pour l'effort latéral, l'effet de la ligne de toiture augmente avec sa taille. Entre  $30$  et  $50^\circ$ , l'écart relatif entre la portance obtenue sur toit lisse et celle obtenue avec des lignes de toiture augmente plus rapidement sur le train idéalisé (figure 4.3b). Entre  $50$  et  $60^\circ$  de dérapage, l'écart relatif se stabilise sur le modèle idéalisé puis il réaugmente jusque  $90^\circ$ . La pente est sensiblement la même pour les 3 lignes. Sur le modèle régional, l'écart relatif augmente rapidement au delà d'une valeur d'angle critique qui dépend de la taille des lignes. Cet angle vaut respectivement  $60$ ,  $55$  et  $50^\circ$  avec les lignes de

toiture de rapport homothétique 2/3, 1 et 4/3. À 90° de dérapage, il n'y a plus d'effet de la taille des lignes de toiture pour les deux lignes les plus hautes. La courbe obtenue avec les lignes de toiture de rapport homothétique 2/3 présente un comportement intermédiaire entre les configurations avec lignes de toiture et sans lignes. Avant 65°, la portance est très proche d'une configuration de toit lisse, l'écart est inférieur à 10 %. Au delà de cet angle, l'écart augmente avec une pente proche de celle des lignes de toiture plus hautes.

### **Moment de renversement**

Le moment de renversement par rapport au rail sous le vent est modifié par l'ajout des lignes de toiture mais la forme des courbes d'évolution en fonction du dérapage est conservée (figures 4.2e et 4.2f). Sur le modèle régional, le moment de renversement est supérieur à celui sur toit lisse sur l'ensemble de la plage angulaire alors que sur le modèle idéalisé, il est supérieur avant 70° et légèrement inférieur au delà. L'angle critique diminue de 15° entre le toit lisse et la ligne la plus haute sur le modèle idéalisé contre 10° sur le modèle régional.

Sur le modèle idéalisé, une augmentation régulière de l'échelle de reproduction des lignes de toiture conduit à une augmentation régulière du moment de renversement pour les angles inférieurs à 70°. Au delà, l'effet des lignes de toiture est le même quelle que soit leur hauteur. Dans le cas du modèle régional, les lignes de toiture de rapport homothétique 2/3 provoquent un comportement intermédiaire suivant l'angle de dérapage tel que celui décrit sur l'effort latéral. Comme pour le modèle idéalisé, il n'y a plus d'effet de la hauteur de la ligne de toiture pour les angles supérieurs à 70°.

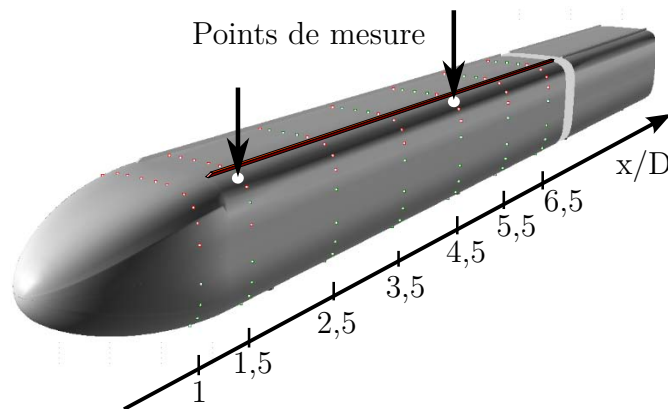
L'effort latéral et la portance contribuent respectivement à augmenter et à diminuer le moment de renversement. La diminution de portance provoquée par les lignes de toiture, compense en grande partie l'augmentation de l'effort latéral, ce qui diminue fortement l'effet d'échelle pour les angles de dérapage les plus élevés.

Dans des conditions normales de circulation, un train peut rencontrer des angles de dérapage effectifs allant jusqu'à 40°. Pour cette valeur de dérapage, l'augmentation du moment de renversement sur le modèle régional, qui est le train se rapprochant le plus d'un modèle réel, se situe entre 10 et 40 %. L'échelle de reproduction de la ligne de toiture apparaît ici comme un paramètre très critique car un mauvais choix de l'échelle de reproduction pourrait conduire à sous-estimer très largement le moment de renversement et par conséquent le risque de basculement du train.

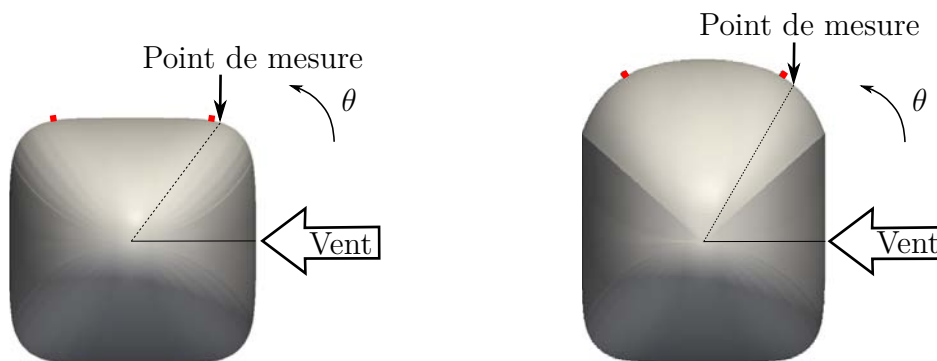
#### **4.1.2 Influence de l'épaisseur de couche limite sur le train**

Nous avons vu dans le chapitre 3 que l'épaisseur conventionnelle de la couche limite sur le toit des maquettes à 0° de dérapage vaut  $0,08D$  et  $0,085D$  à une distance  $X/D = 5,5$  du nez du train pour les modèles idéalisé et régional respec-

tivement. Les lignes de toiture ont une hauteur comprise entre  $0,013D$  (rapport homothétique  $2/3$ ) et  $0,027D$  (rapport homothétique  $4/3$ ). Il apparaît donc pertinent d'évaluer l'épaisseur de la couche limite à la position angulaire  $\theta_{lignes}$  à laquelle ces lignes de toiture sont placées afin de comparer leurs tailles respectives. Le dispositif expérimental mis en œuvre pour cette mesure est présenté en détail dans le chapitre 2. La couche limite a été mesurée à deux stations sur le train,  $1,5$  et  $4,5D$ , afin d'évaluer son évolution longitudinale (figure 4.4a). La position angulaire  $\theta$  correspond à celle de la prise de pression en amont de l'obstacle, la valeur de cette prise de pression statique étant utilisée comme prise de référence. Sur le modèle idéalisé,  $\theta_{mesure} = 50^\circ$  et  $\theta_{ligne} = 57^\circ$ , sur le modèle régional,  $\theta_{mesure} = 60^\circ$  et  $\theta_{ligne} = 65^\circ$  (figures 4.4b et 4.4c). Les profils de couche limite sont donc réalisés en amont de la position des obstacles.



(a) Position longitudinale des points de mesure de la couche limite



(b) Position angulaire de la mesure de couche limite sur le modèle idéalisé.

(c) Position angulaire de la mesure de couche limite sur le modèle régional.

FIGURE 4.4 – Position des points de mesure de couche limite sur les trains.

Les tableaux 4.1 et 4.2 présentent les différents paramètres de la couche limite mesurée sur les deux trains aux deux stations d'étude.

La figure 4.5 présente l'effet de la position longitudinale sur les profils de vitesse pour les deux trains. Les épaisseurs de couche limite augmentent avec la position

		$X/D = 1,5$				$X/D = 4,5$			
Surface	$\beta$	$\delta_{99}$	$\delta^*$	$\theta$	H	$\delta_{99}$	$\delta^*$	$\theta$	H
Lisse	15	0,8	0,18	0,12	1,56	3,2	0,36	0,28	1,25
	30	0,55	0,06	0,05	1,17	1,9	0,13	0,12	1,14
Rugueuse	15	2,7	0,36	0,28	1,30	5,3	0,59	0,47	1,26
	30	2,15	0,21	0,16	1,28	3,95	0,31	0,27	1,14
	60	0,7	0,03	0,03	1,07	1,2	0,05	0,07	0,76

TABLE 4.1 – Les différents paramètres de la couche limite sur le modèle idéalisé, données en mm.

		$X/D = 1,5$				$X/D = 4,5$			
Surface	$\beta$	$\delta_{99}$	$\delta^*$	$\theta$	H	$\delta_{99}$	$\delta^*$	$\theta$	H
Lisse	15	1,55	0,18	0,14	1,25	4,00	0,43	0,35	1,24
	30	2,60	0,13	0,11	1,16	1,65	0,18	0,15	1,18
	60	0,90	0,10	0,08	1,18	1,35	0,05	0,05	1,09
Rugueuse	15	2,25	0,31	0,25	1,26	5,95	0,55	0,45	1,23
	30	2,50	0,25	0,20	1,25	3,35	0,27	0,22	1,18
	60	1,00	0,10	0,09	1,18	1,75	0,13	0,11	1,16

TABLE 4.2 – Les différents paramètres de la couche limite sur le modèle régional, données en mm.

longitudinale, et cet effet est d'autant plus marqué que l'angle de dérapage est faible.

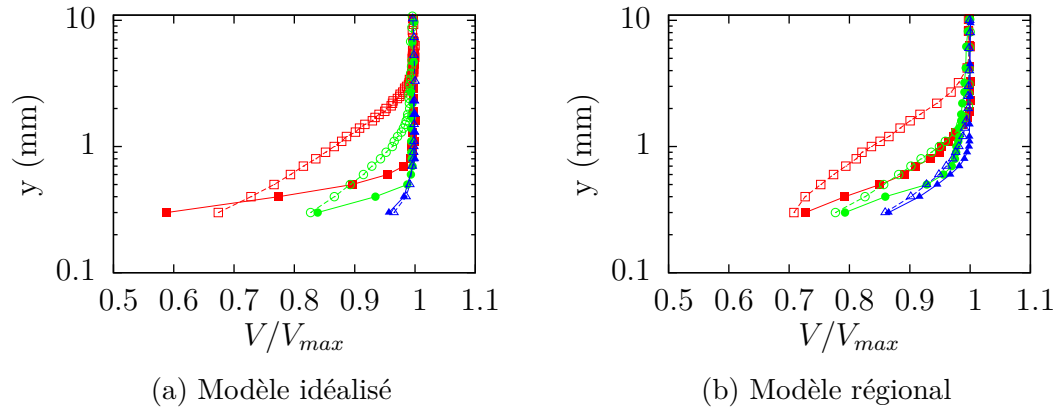


FIGURE 4.5 – Effet de la position longitudinale sur les profils de couche limite. Marqueurs pleins  $\blacksquare$  :  $X/D = 1,5$ , marqueurs vides  $\square$  :  $X/D = 4,5$ ,  $\beta$  :  $\blacksquare$  :  $15^\circ$ ,  $\bullet$  :  $30^\circ$ ,  $\blacktriangle$  :  $60^\circ$ .

En effet, près du nez du train ( $X/D=1,5$ ), la distance parcourue par le fluide à la surface du train est plus faible qu'à  $4,5D$  comme l'illustre la figure 4.6a. L'épaisseur de couche limite augmentant avec la distance parcourue sur le corps,

elle est donc naturellement plus grande à la deuxième station de mesure. Lorsque l'angle de dérapage est élevé, la distance parcourue sur la surface du train est la même pour les deux stations comme l'illustre la figure 4.6b, l'effet de la station sur les épaisseurs de couche limite est alors faible.

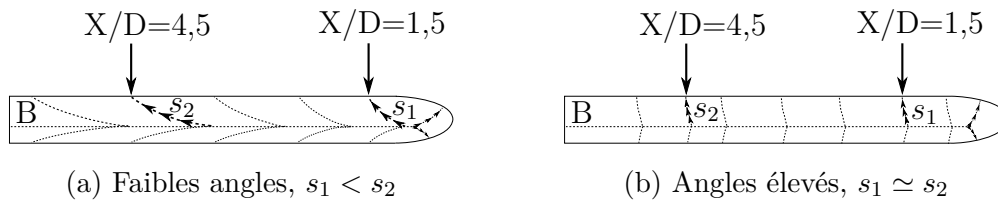


FIGURE 4.6 – Illustration de la différence de distance parcourue sur le train entre les deux stations de mesure de couche limite.  $s$  est la distance parcourue par le fluide à la surface du train entre la ligne de bifurcation et le point de mesure.

La figure 4.7 présente une comparaison des profils obtenus sur les deux trains. L'épaisseur de couche limite est supérieure sur le modèle régional aux deux stations. La différence est plus marquée à  $X/D = 1,5$ . Cette différence d'épaisseur peut s'expliquer par la hauteur plus grande du modèle régional qui implique un parcours plus long du fluide sur le corps, résultant en une augmentation de l'épaisseur. De plus, la rupture de pente sur le côté du modèle régional provoque un décollement de l'écoulement suivi d'un recollement, la couche limite recollée est alors plus épaisse.

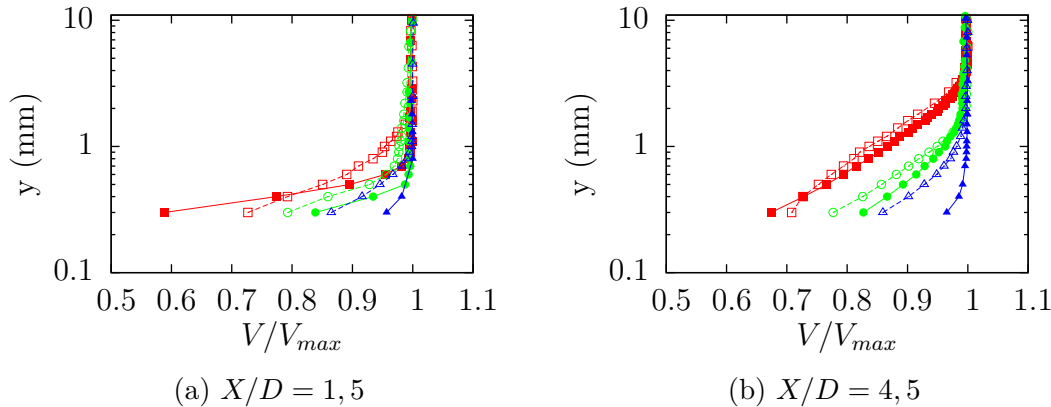


FIGURE 4.7 – Comparaison des profils de couche limite sur les deux trains. Marqueurs pleins  $\blacksquare$  : modèle idéalisé, marqueurs vides  $\square$  : modèle régional,  $\beta$  :  $\blacksquare$  15°,  $\bullet$  : 30°,  $\blacktriangle$  : 60°.

Les mesures de couche limite réalisées sur le train ont montré que son épaisseur conventionnelle est comprise entre 4 mm ( $0,02D$ ) au plus et une épaisseur inférieure à 0,5 mm (la sonde de pression possède une épaisseur de 0,5 mm, nous n'avons donc pas pu mesurer d'épaisseurs plus petites). La hauteur des lignes de toiture est donc du même ordre de grandeur que l'épaisseur de la couche limite sur le train. Le rapport entre ces deux grandeurs semble naturellement être un

paramètre important. Nous avons vu qu'une modification de la hauteur des lignes de toiture entraîne des modifications d'efforts aérodynamiques. Nous étudions à présent l'impact d'une modification de l'épaisseur de la couche limite sur les efforts. Pour cela, une bande rugueuse de 8 cm de largeur composée de billes de verre de 2 mm de diamètre est placée sur la face au vent des trains. L'effet de cette bande rugueuse sur les profils de vitesse est présenté sur la figure 4.8 et les nouvelles épaisseurs sont présentées dans les tableaux 4.1 et 4.2. La bande rugueuse provoque une augmentation des épaisseurs de couche limite. Le facteur de forme de la couche limite ne change pas. L'effet de la rugosité est plus marqué pour la station la plus proche du nez,  $X/D = 1,5$ .

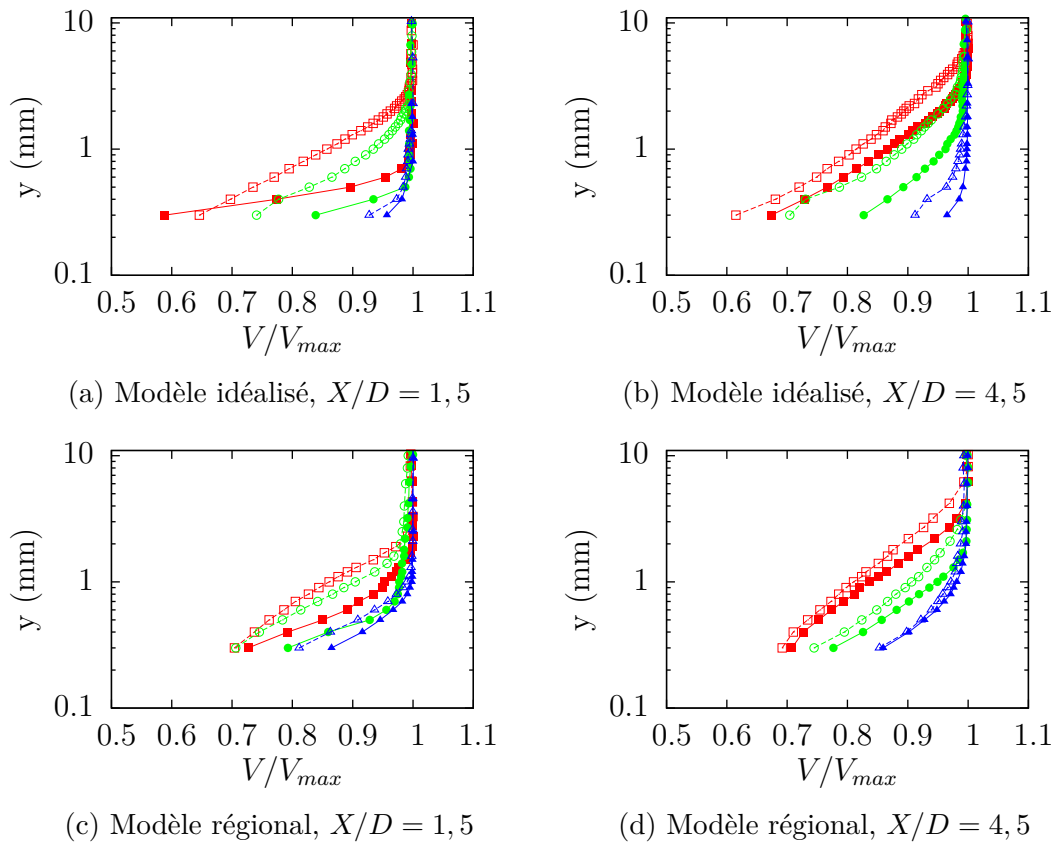


FIGURE 4.8 – Effet de la rugosité sur les profils de vitesse. Marqueurs pleins ■ : surface lisse, marqueurs vides □ : surface rugueuse,  $\beta$  : ■  $15^\circ$ , ●  $30^\circ$ , ▲  $60^\circ$ .

Dans le cas du modèle idéalisé sans lignes de toiture, il n'y a pas de différence notable entre les efforts obtenus sur la maquette lisse et la maquette rugueuse (figure 4.9). Lorsque le modèle est équipé de lignes de toiture, l'ajout de la rugosité provoque une augmentation de l'effort latéral et une diminution de la portance. Ainsi, on constate que pour une ligne de toiture de hauteur donnée, l'ajout d'une bande de rugosité, qui augmente l'épaisseur de la couche limite sur le train, conduit à une augmentation de l'effet de cette ligne de toiture. Ce résultat peut paraître

surprenant en première approximation. On s'attendait en effet à ce qu'avec une couche limite plus épaisse, l'effet des lignes de toiture diminue. L'épaisseur de déplacement représentant la distance dont il conviendrait de déplacer la paroi pour conserver le même débit en fluide visqueux qu'en fluide parfait, une augmentation de cette valeur diminue la hauteur relative de la ligne de toiture. Or, nous avons montré que les variations de l'épaisseur de déplacement restent très faibles (tableaux 4.1 et 4.2) malgré la présence d'une rugosité très importante en surface. Ainsi, ce n'est pas la modification de la couche limite qui explique les modifications d'efforts. On peut en fait attribuer les modifications d'efforts à une modification du taux de turbulence des couches cisailées qui décollent sur la ligne de toiture au vent.

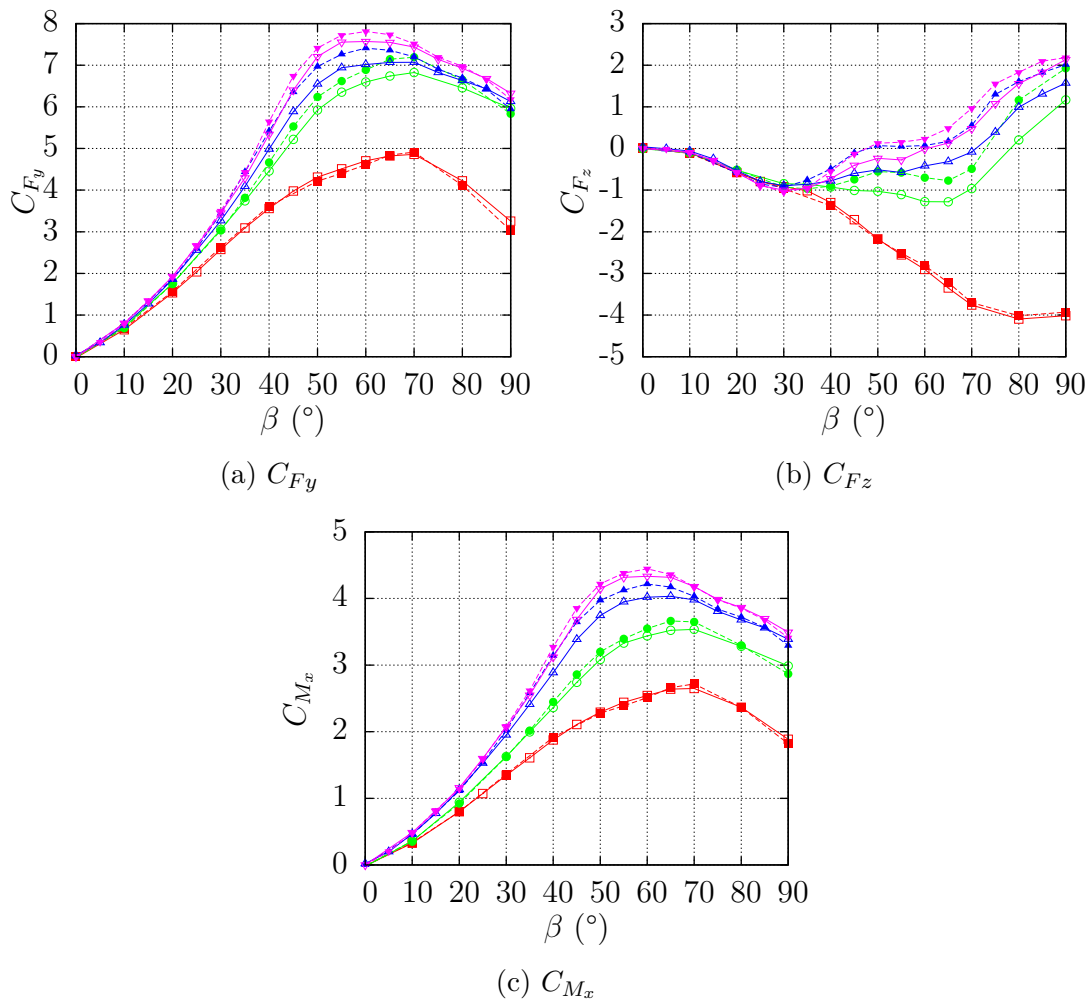


FIGURE 4.9 – Effet de la rugosité sur les coefficients aérodynamiques du modèle idéalisé avec et sans lignes de toiture. Marqueurs vides  $\square$  : maquette lisse, marqueurs pleins  $\blacksquare$  : maquette rugueuse,  $\blacksquare$  : toit sans lignes, rapport homothétique :  $\bullet$  : 2/3,  $\blacktriangle$  : 1,  $\blacktriangledown$  : 4/3.

Sur le modèle régional, l'ajout d'une bande de transition n'a aucun effet notable

sur les efforts aérodynamiques, avec et sans lignes de toiture, les courbes ne sont donc pas présentées.

### 4.1.3 Effets du nombre de Reynolds

Nous avons vu dans le chapitre 1 que le nombre de Reynolds de l'écoulement autour du train lors des essais en soufflerie est inférieur à celui d'un train réel. Afin de nous assurer de la similitude des écoulements, nous étudions donc la dépendance des efforts aérodynamiques au nombre de Reynolds.

La figure 4.10 présente les courbes d'effort latéral et de portance pour les trois vitesses de consigne dans le cas du modèle idéalisé avec un toit équipé de lignes de toiture de rapport homothétique 2/3. Ces courbes sont représentatives de celles obtenues avec des lignes de toiture de taille supérieure.

Sur l'effort latéral, les courbes dépendent du nombre de Reynolds à l'approche de l'angle critique et au-delà. Le coefficient d'effort obtenu est plus faible pour les plus petites vitesses. Pour la portance, les résultats varient avec le nombre de Reynolds dès 20° pour la vitesse la plus faible, et dès 40° pour la vitesse intermédiaire. Les différences sont plus marquées sur la portance que sur l'effort latéral. Ces résultats sont valables pour les autres tailles de lignes de toiture étudiées mais les effets diminuent avec une augmentation de la taille des lignes. L'évolution du moment de renversement n'est pas sensible au nombre de Reynolds dans la plage de vitesses étudiée, les courbes ne sont donc pas présentées ici. Ce résultat s'explique par une compensation fortuite des effets de Reynolds sur la portance et l'effort latéral.

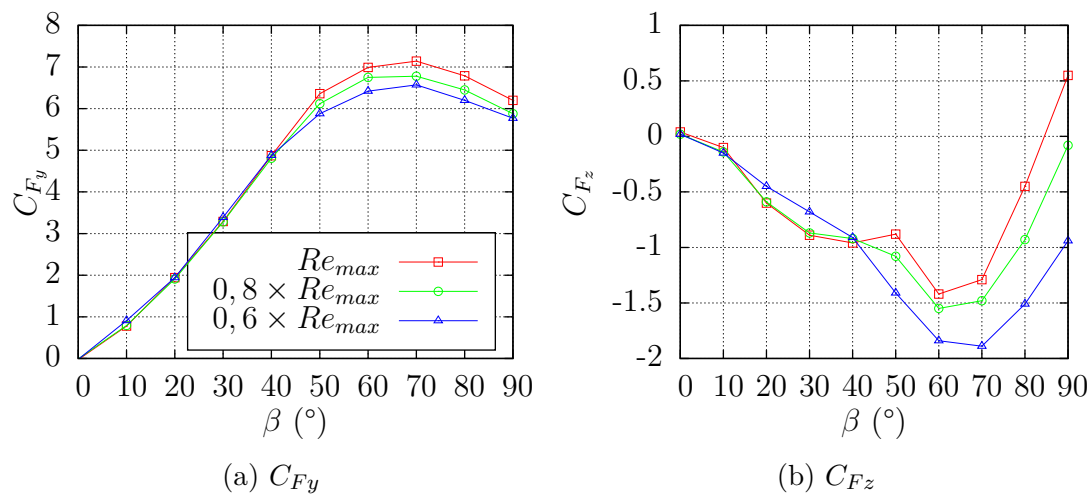


FIGURE 4.10 – Effet du nombre de Reynolds sur les efforts aérodynamiques obtenus sur le modèle idéalisé équipé de lignes de toiture de rapport homothétique 2/3.

Dans le cas du modèle régional, les résultats obtenus avec les lignes de toiture de rapport homothétique 2/3 sont sensibles au nombre de Reynolds et les résultats sont similaires à ceux observés sur le modèle idéalisé. Les efforts et moments avec



un toit équipé de lignes de toiture de rapport homothétique 1 et 4/3 sont peu sensibles au nombre de Reynolds. Ces courbes ne sont pas présentées ici par soucis de concision.

Les deux trains se comportent donc différemment, les efforts obtenus avec des lignes de toiture sur le modèle idéalisé dépendent du nombre de Reynolds alors que sur le modèle régional, seuls les efforts obtenus avec les lignes de toiture de rapport homothétique 2/3 ne sont pas convergés.

## 4.2 Impact des lignes de toiture sur l'écoulement autour et sur le train

Afin d'identifier les phénomènes physiques à l'origine des modifications d'efforts, nous analysons à présent les modifications de topologie provoquées par les lignes de toiture. Nous étudions ensuite l'impact de ces modifications sur la répartition de pression autour des trains, et nous identifions les changements de pression contribuant à la modification des efforts aérodynamiques.

### 4.2.1 Changements de topologie provoqués par les lignes de toiture

#### 4.2.1.1 Analyse des modifications en paroi

Les lignes de toiture sont positionnées de manière symétrique sur le toit du train. La ligne de toiture située coté au vent est dans une zone où l'écoulement est attaché dans le cas d'une configuration de toit lisse. Son ajout sur le toit provoque un décollement de l'écoulement en amont de celle-ci (figure 4.11). L'analyse des spectres pariétaux réalisés avec d'autres hauteurs de lignes de toiture a montré que la longueur de la zone de recirculation en amont de la ligne au vent augmente avec sa hauteur. En aval de cette ligne de toiture, on observe une seconde zone de recirculation dont la longueur augmente elle aussi avec la hauteur de l'obstacle. Ces observations sont valables à 30, 45 et 60° de dérapage pour les deux trains.

Une structure tourbillonnaire notée  $V_{toit}$  prend naissance au niveau du point de départ de la ligne de toiture au vent pour les deux trains. Les lignes de frottement indiquent que cette structure est en interaction avec le toit du train. La figure 4.12 issue d'une simulation numérique met en évidence cette structure et son interaction avec le toit du modèle idéalisé dans le cas de lignes de toiture de rapport homothétique 1 à 45° de dérapage.

Sur le modèle idéalisé et sur le modèle régional équipé des lignes de toiture de rapport homothétique 1 ou 4/3,  $V_{toit}$  se développe et occupe progressivement tout l'espace entre les deux lignes de toiture avant de s'éloigner dans le sillage (figures 4.13a et 4.13b). Au delà, l'écoulement est massivement décollé sur le toit du train. L'angle entre l'axe de la structure tourbillonnaire et le corps dépend du

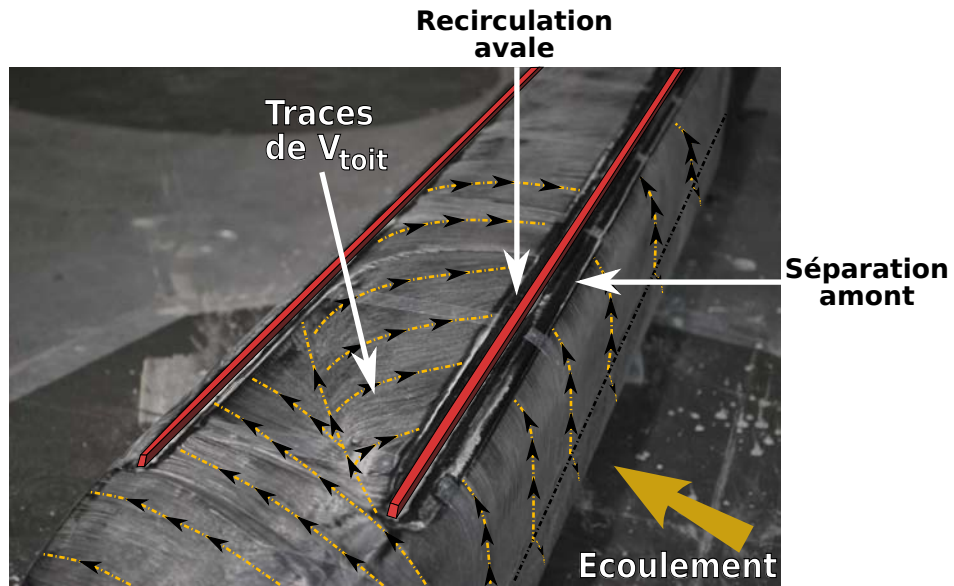


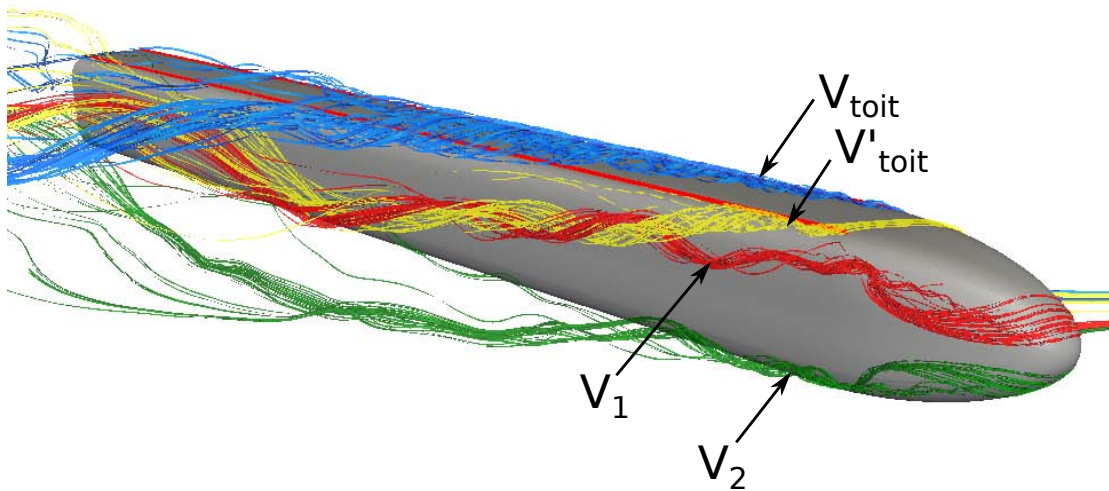
FIGURE 4.11 – Spectre pariétal sur le toit du modèle idéalisé à  $60^\circ$  de dérapage équipé de lignes de toitures de rapport homothétique 1.

dérapage. Ainsi, à  $30^\circ$  de dérapage,  $V_{toit}$  est en interaction avec le toit sur une distance plus grande qu'à  $60^\circ$ .

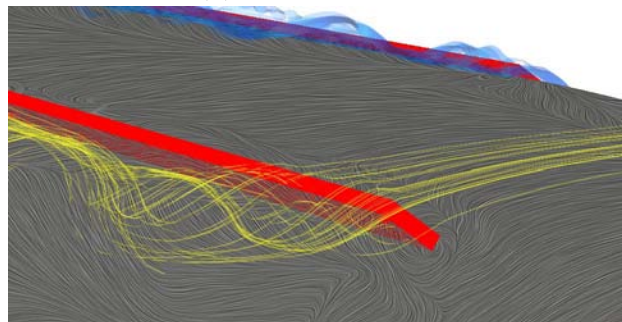
Sur le modèle régional, dans le cas particulier de la ligne de toiture de rapport homothétique  $2/3$ , la dynamique du décollement est différente (figures 4.13c et 4.13d). En effet, on identifie difficilement la trace d'une structure tourbillonnaire en aval de la ligne de toiture au vent. Le spectre pariétal semble plutôt indiquer la présence d'une zone de recirculation. L'écoulement recolle alors sur le toit suivant la ligne d'attachement notée A. À  $30^\circ$  de dérapage, on observe cette recirculation et un recollement de l'écoulement sur toute la longueur du train. À  $60^\circ$ , au delà de  $5,5D$  l'écoulement est massivement décollé.

Nous verrons en analysant la répartition de pression dans le cas de la ligne de toiture de rapport homothétique  $2/3$  que cette différence de dynamique de décollement sur le toit permet d'expliquer les différences de comportement sur les efforts globaux.

Pour les angles de dérapage inférieurs à  $90^\circ$ , une partie de l'écoulement contourne la ligne de toiture au vent et reste attachée jusqu'à la ligne sous le vent. On observe alors une recirculation en amont de cette ligne similaire à celle observée en amont de la ligne au vent. Cette observation est valable pour les deux modèles de train. En aval de l'obstacle sous le vent, une structure tourbillonnaire  $V'_{toit}$  se forme de la même manière que  $V_{toit}$ . Cette structure est mise en évidence par les résultats issus des simulations numériques présentés sur la figure 4.12.



(a) Vue d'ensemble



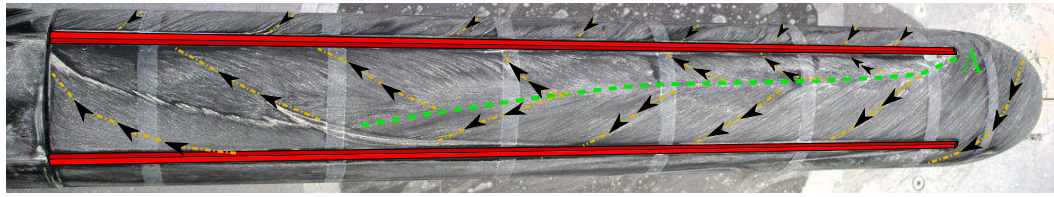
(b) Zoom sur le point de naissance des structures  $V_{toit}$  et  $V'_{toit}$

FIGURE 4.12 – Structure globale de l'écoulement dans le sillage du train idéalisé équipé de lignes de toiture de rapport homothétique 1, simulation numérique,  $\beta = 45^\circ$ .

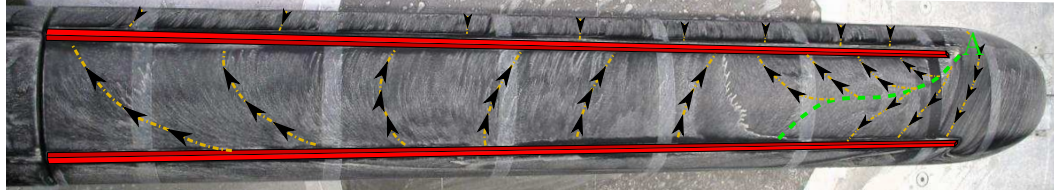
#### 4.2.1.2 Analyse de l'effet des lignes de toiture dans le sillage

Nous étudions à présent le sillage des deux modèles afin d'évaluer l'effet des modifications de topologie en surface provoquées par les lignes de toiture sur l'organisation du sillage. Nous commençons l'analyse par le modèle de train idéalisé sur lequel la base de données expérimentale est plus complète.

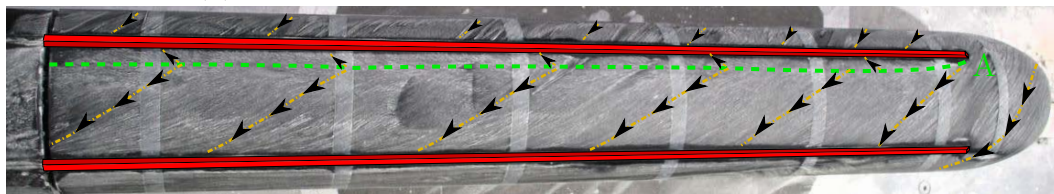
La figure 4.14 présente une vision globale de l'écoulement dans 4 plans PIV du sillage du modèle idéalisé à l'échelle du  $30^\circ$  à  $45^\circ$  de dérapage avec et sans lignes de toiture. Les contours de rotationnel suivant la normale au plan  $\Omega_x$  permettent d'identifier les structures tourbillonnaires. L'interaction entre les structures  $V_{toit}$  et  $V'_{toit}$  n'est pas prépondérante car l'organisation générale de l'écoulement dans les 4 plans sous le vent est la même avec et sans lignes de toiture. Les structures tourbillonnaires cohérentes identifiées dans le sillage des modèles de train sans



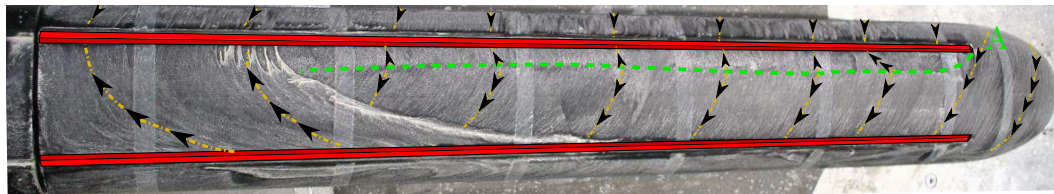
(a) Lignes de toiture de rapport homothétique 1,  $\beta = 30^\circ$



(b) Lignes de toiture de rapport homothétique 1,  $\beta = 60^\circ$



(c) Lignes de toiture de rapport homothétique 2/3,  $\beta = 30^\circ$



(d) Lignes de toiture de rapport homothétique 2/3,  $\beta = 60^\circ$

FIGURE 4.13 – Spectre pariétal sur le toit du modèle régional. L'écoulement arrive du haut.

lignes de toiture, V1, V2 et V3 (voir chapitre 3), sont présentes dans le sillage du train équipé de lignes. Elles conservent leur cohérence spatiale malgré l'ajout de lignes de toiture et leur position semble peu affectée.

La figure 4.15 présente l'écoulement dans chacun des plans de la figure 4.14. Les contours colorés correspondent au cas du toit lisse, les contours noirs au cas du modèle équipé de lignes de toiture.

Sur le premier plan situé près du nez ( $X/D=1,6$ , figure 4.15a), les isocontours de rotationnel obtenus avec les deux configurations de toit sont similaires, l'effet des lignes de toiture semble nul. À  $X/D=3$  (figure 4.15b), la structure V1 et la zone cisailée associée côté toit sont plus hautes dans le cas du toit équipé de lignes de toiture. Côté sol, les structures V2 et V2" sont situées aux mêmes positions dans les deux cas. Dans les plans situés à  $X/D=5$  et 7 (figure 4.15c et 4.15d), les observations sont similaires à celles faites à  $X/D=3$ . La position précise des structures est calculée à partir du barycentre des contours de  $\Gamma_1$  qui permet l'identification du centre des structures tourbillonnaires (voir chapitre 2). La différence

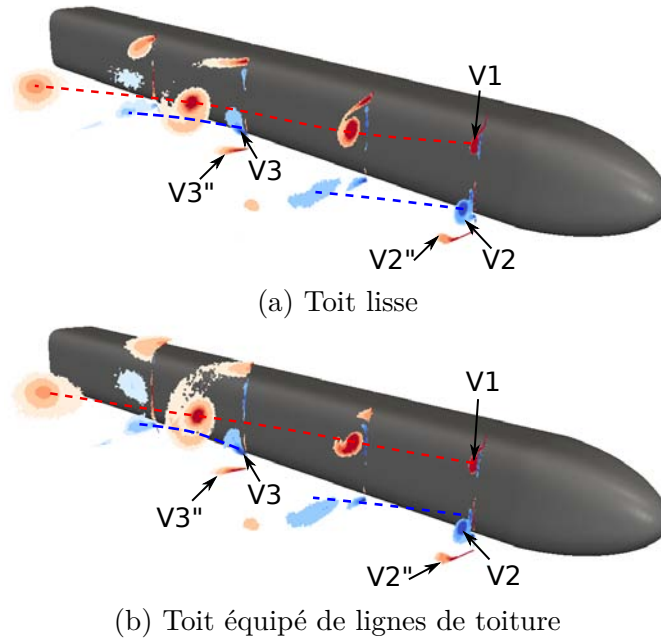


FIGURE 4.14 – Mise en évidence des structures tourbillonnaires de l'écoulement par contours de rotationnel normal au plan de mesure  $\Omega_x$ . Les lignes pointillées matérialisent la trajectoire des structures entre les plans. Modèle idéalisé à l'échelle du  $30^\circ$  à  $45^\circ$  de dérapage, données expérimentales.

de position de la structure V1 par rapport à une configuration de toit lisse est reportée dans le tableau 4.3 pour deux tailles d'obstacles différentes dans chacun des 4 plans PIV. Pour  $X/D < 3$ , le déplacement de la structure V1 reste faible. On s'attend à ce que ce déplacement n'ait pas d'effet significatif sur les efforts. Au delà de  $X/D=5$ , le déplacement de la structure est plus important mais elle n'est plus en interaction avec la surface du train, son impact sur les efforts sera donc moindre.

X/D	1,6		3		5		7	
Déplacement	Y/D	Z/D	Y/D	Z/D	Y/D	Z/D	Y/D	Z/D
Échelle 1/2	<0,01	<0,01	-0,015	0,025	-0,018	0,015	-0,039	0,036
Échelle 1	<0,01	<0,01	-0,033	0,069	-0,11	0,073	-0,17	0,21

TABLE 4.3 – Différence de position de la structure tourbillonnaire V1 par rapport au cas d'un toit sans lignes de toiture.

Nous nous intéressons à présent aux modifications dans le sillage du modèle régional. La figure 4.16 présente l'écoulement dans le sillage des deux modèles de train avec et sans lignes de toiture à  $X/D=3,5$  dans le cas des essais à l'échelle du  $15^\circ$ . Comme pour les figures précédentes, les structures tourbillonnaires sont mises en évidence par la composante perpendiculaire au plan du vecteur rotationnel  $\vec{\Omega}_x$ . Les contours colorés correspondent à la configuration de toit lisse, les contours

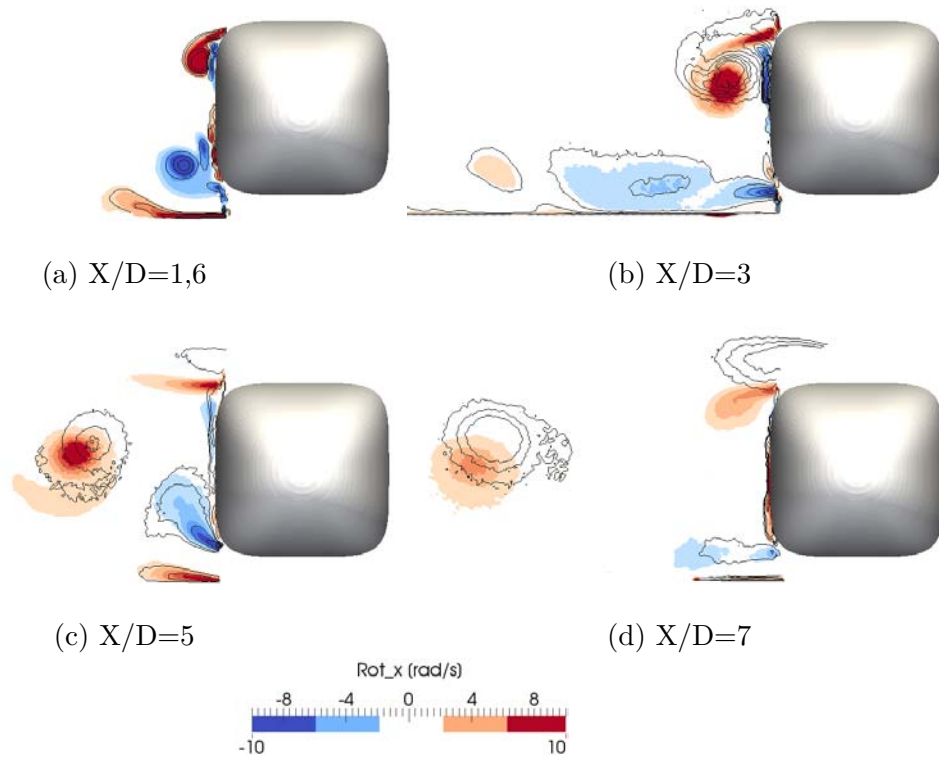


FIGURE 4.15 – Effet des lignes de toiture sur le sillage du modèle idéalisé. Les contours colorés correspondent au cas du toit lisse, les contours noirs au cas du modèle équipé de lignes de toiture, données expérimentales.

noirs au toit équipé de lignes de toiture de rapport homothétique 1. Sur le modèle idéalisé, les résultats sont cohérents avec les observations faites sur les résultats obtenus à l'échelle du 30<sup>e</sup>. La structure cohérente V1 est bien conservée et sa position ainsi que celle de la zone cisailée sont décalées vers le haut. Sur le modèle régional, le cœur de la structure tourbillonnaire remonte mais contrairement au cas du modèle idéalisé il s'éloigne suivant  $y$ . Les déplacements sont du même ordre de grandeur dans les deux cas. L'écoulement côté sol ne semble visiblement pas affecté par la présence des lignes de toiture.

La structure du sillage semble peu modifiée par la présence des lignes de toiture. Les structures tourbillonnaires  $V_{toit}$  et  $V'_{toit}$  ne sont pas mises en évidence par les mesures PIV. On s'attend toutefois à ce que leur interaction avec les structures principales du sillage aient une influence sur leur vorticité. La figure 4.17a présente la vorticité dans le sillage du modèle idéalisé à une distance longitudinale 5D dans le cas d'une toiture lisse, et la figure 4.17b dans le cas d'une toiture  quip e de lignes de rapport homothétique 1. La position du cœur de la structure obtenue avec baguettes est report e sur la figure de gauche sous forme d'une croix. Des profils de vorticité passant par les cœurs respectifs de chacune des structures

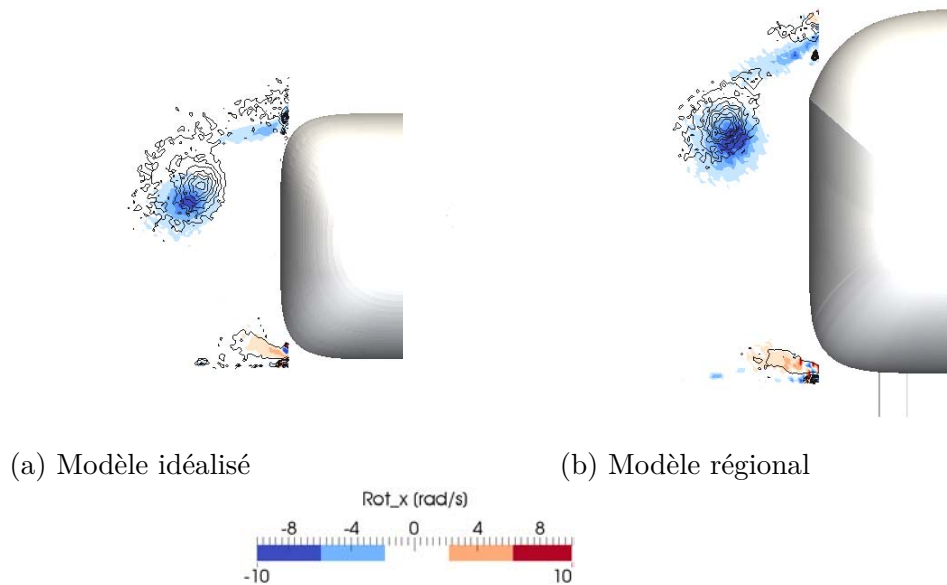


FIGURE 4.16 – Effet des lignes de toiture sur le sillage des deux modèles à  $45^\circ$  de dérapage,  $X/D=3$ , données expérimentales. Les contours colorés correspondent à l'écoulement autour du toit en l'absence de lignes de toiture, les contours noirs au toit équipé de lignes.

(lignes blanches) sont extraits et présentés sur la figure 4.17c. L'intensité tourbillonnaire maximale est obtenue au cœur de la structure et est la même dans les deux cas. Cette valeur est atteinte à une hauteur différente qui correspond bien au déplacement du cœur de la structure de  $0,07D$  conformément aux observations précédentes. Ce résultat est valable pour l'ensemble des positions longitudinales étudiées ici, et pour toutes les lignes de toiture testées.

Ainsi, l'étude du sillage des deux modèles de train met en évidence de faibles modifications de l'écoulement sous le vent. Les structures tourbillonnaires observées dans le cas d'un modèle à toiture lisse restent bien présentes et leur position varie très peu. Enfin, leur vorticité n'est pas significativement modifiée. Toutefois, ces résultats ne nous informent pas directement sur la répartition de pression à la surface du véhicule. Nous nous intéressons donc  a présent à la répartition de pression à la surface des trains  equip es de lignes de toiture afin d'identifier les modifications à l'origine des changements d'efforts.

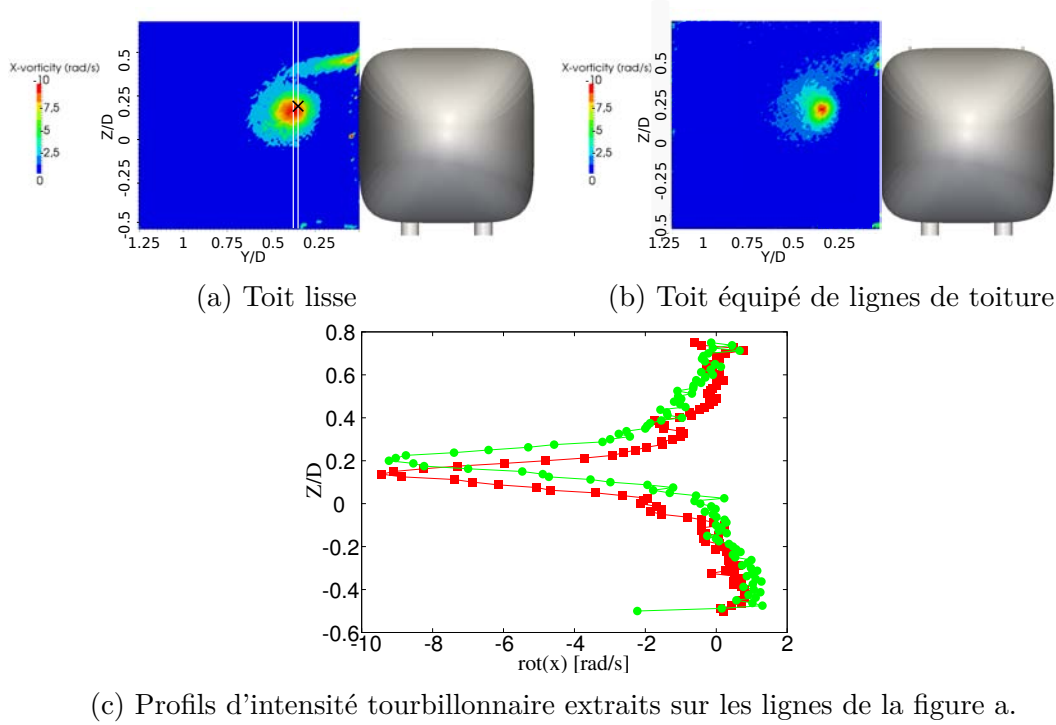


FIGURE 4.17 – Étude de la structure tourbillonnaire V1 dans le sillage du modèle idéalisé à  $45^\circ$  de dérapage à  $X/D=5$ , avec et sans lignes de toiture.

## 4.2.2 Impact des changements de topologie sur la répartition de pression

La répartition de pression autour des trains dépend de la section considérée (position longitudinale) et de l'angle de dérapage. Dans un premier temps, nous focalisons notre attention sur un angle de dérapage de  $60^\circ$ . Pour cette valeur de  $\beta$ , l'effet des lignes de toiture sur les efforts aérodynamiques est très marqué (figure 4.2). De plus, les écoulements caractéristiques des régimes de type corps élancé et massivement décollé (voir chapitre 3) sont observés dans le sillage pour ce dérapage. L'ensemble des phénomènes physiques intervenant dans l'écoulement autour des trains est donc bien représenté, et les analyses seront généralisables aux autres angles de dérapage. Nous analysons la répartition de pression à deux stations longitudinales,  $1,5D$  et  $5,5D$  en prenant pour origine le nez du train. Les figures 4.18 et 4.19 présentent la répartition de pression autour de la section constante des modèles idéalisé et régional respectivement, ainsi que son intégration et sa projection sur les axes  $y$  et  $z$  (voir chapitre 2 pour le détail du calcul).

À  $X/D=1,5$  du nez du train (figures 4.18a et 4.19a) l'ajout des lignes de toiture provoque une forte diminution de la dépression en amont de l'obstacle au vent ( $\theta = 50^\circ$  sur le modèle idéalisé,  $60^\circ$  sur le modèle régional). En effet, en l'absence de lignes de toiture, on observe un pic dépressionnaire fortement marqué causé



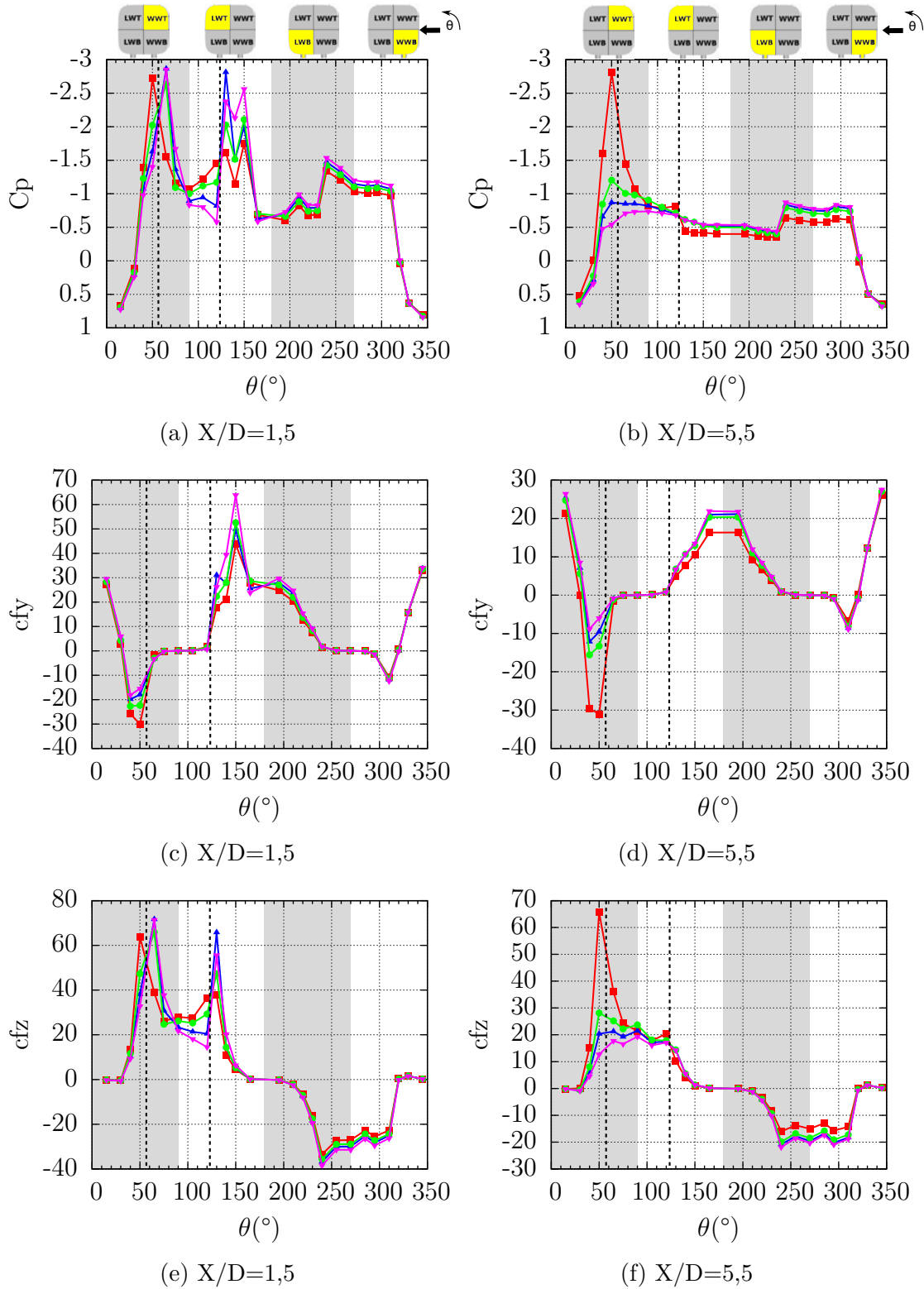


FIGURE 4.18 – Distribution de pression autour du train (figures a et b), contribution à l'effort latéral (c et d) et à la portance (e et f) autour de la section du modèle idéalisé à deux positions longitudinales,  $\beta = 60^\circ$ .  $\blacksquare$  : toit lisse, rapport homothétique :  $\bullet$  :  $2/3$ ,  $\blacktriangle$  :  $1$ ,  $\blacktriangledown$  :  $4/3$ , - - - position des lignes de toiture.

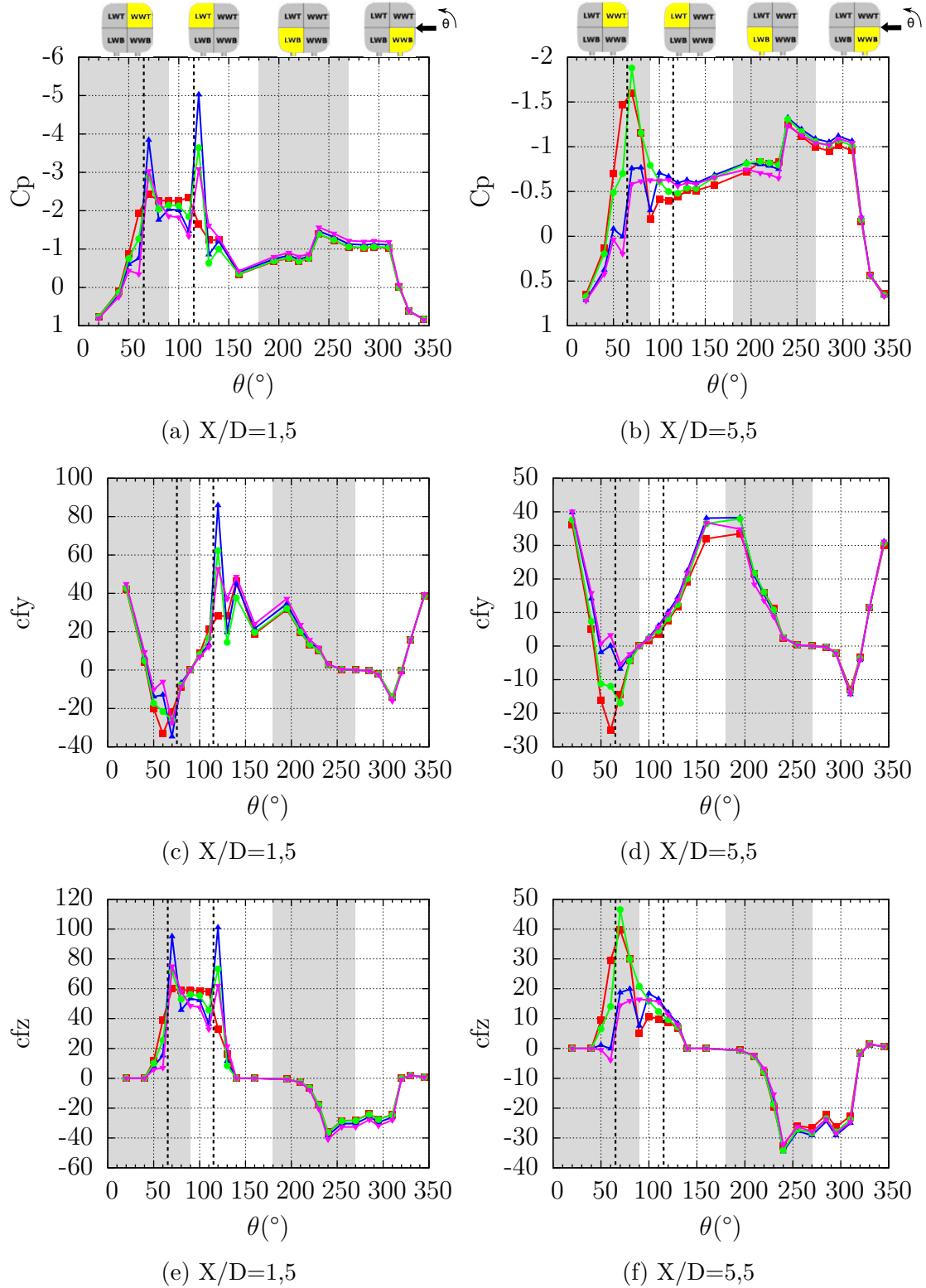


FIGURE 4.19 – Distribution de pression autour du train (figures a et b), contribution à l'effort latéral (c et d) et à la portance (e et f) autour de la section du modèle régional à deux positions longitudinales,  $\beta = 60^\circ$ .  $\blacksquare$  : toit lisse, rapport homothétique :  $\bullet$  2/3,  $\blacktriangle$  : 1,  $\blacktriangledown$  : 4/3, - - - position des lignes de toiture.

par l'accélération de l'écoulement sur le coin supérieur au vent (noté A dans le chapitre 3). Lorsque les lignes de toiture sont ajoutées, il y a une « recompression » en amont de ces obstacles et le pic dépressionnaire est atténué. Plus les lignes de toiture sont hautes, plus la recompression est importante. Cette recompression est aussi observée à  $5,5D$  et est plus prononcée comme l'illustrent les figures 4.18b et 4.19b.

Le pic dépressionnaire A contribue à diminuer l'effort latéral (figures 4.18c et 4.19c). Ainsi, la recompression en amont de la ligne de toiture au vent contribue à augmenter l'effort latéral. Le pic dépressionnaire A est situé en partie haute du train, sa contribution à l'effort de portance est donc positive (figures 4.18e et 4.19e). La recompression en amont de la ligne de toiture au vent contribue donc à diminuer l'effort de portance. La recompression mise en évidence en amont de l'obstacle au vent est observée sur toute la longueur du train, on s'attend donc à ce que l'impact sur les efforts globaux soit grand.

Juste en aval de l'obstacle au vent,  $\theta = 65 - 75^\circ$ , la configuration avec lignes de toiture conduit à une dépression plus prononcée qu'avec une toiture lisse près du nez (figures 4.18a et 4.19a). Cette dépression est causée par la structure tourbillonnaire  $V_{toit}$  comme l'illustre la figure 4.20. Sur cette figure, le train, équipé de lignes de toiture de rapport homothétique 1, est coloré par des contours de pression issus d'une simulation numérique, et les couronnes de pression correspondent aux résultats expérimentaux. L'écoulement arrive de la droite. La structure  $V_{toit}$  imprime une forte dépression en paroi juste en aval de la ligne au vent ( $\theta = 65^\circ$ ). Les contours de pression issus de la simulation numérique permettent de suivre l'évolution de l'influence de la structure sur le toit. Ces résultats sont bien en accord avec les répartitions de pression expérimentales.

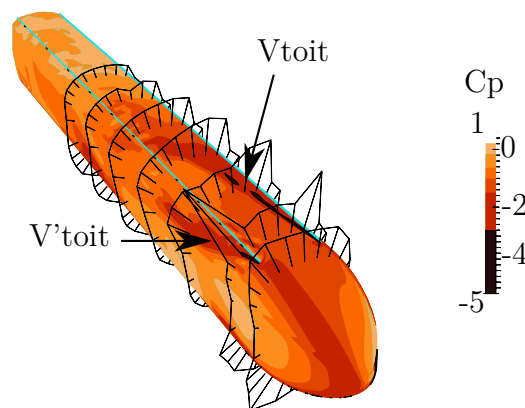


FIGURE 4.20 – Effet des structures tourbillonnaires  $V_{toit}$  et  $V'_{toit}$  sur la répartition de pression autour du train régional à  $45^\circ$  de dérapage équipé de lignes de toiture de rapport homothétique 1. Les isocontours de pression sur le train sont issus de simulations numériques, les couronnes de pression des résultats expérimentaux.

À la deuxième station,  $X/D=5,5$ , la structure  $V_{toit}$  s'est éloignée du toit sur

le modèle idéalisé et son influence en paroi est nulle (figure 4.18b). Sur le modèle régional, ce résultat est aussi valable pour les lignes de toiture de rapport homothétique 1 et 4/3 (figure 4.18b). Pour les lignes de toiture de rapport homothétique 2/3 cependant, nous avons montré que la structure tourbillonnaire  $V_{toit}$  ne se développe pas et on observe une recirculation en aval de la ligne de toiture. Ainsi, on retrouve une dépression fortement marquée juste en aval de la ligne de toiture au vent pour la position angulaire  $\theta = 65^\circ$  dans le cas du rapport homothétique 2/3.

La dépression causée par l'interaction de  $V_{toit}$  avec le toit du train contribue à augmenter l'effort de portance par rapport au toit lisse (figures 4.18e et 4.19e). Cette modification d'effort ne semble pas dépendre significativement de la hauteur de la ligne de toiture. La contribution de la dépression associée à  $V_{toit}$  à l'effort latéral est négligeable sur le modèle idéalisé (figure 4.18e) mais pas sur le modèle régional (figure 4.19e). Cette différence de comportement est due à un effet de projection, directement lié à la différence de forme des deux trains.

Près du nez, le spectre pariétal a mis en évidence que pour les angles inférieurs à  $90^\circ$ , une partie de l'écoulement ne rencontre pas l'obstacle au vent et reste attachée sur le toit du train jusqu'à l'obstacle sous le vent. Comme pour l'écoulement incident sur la ligne de toiture au vent, on observe une recompression juste en amont de l'obstacle sous le vent ( $\theta = 100^\circ$  et  $\theta = 120^\circ$ ) à la distance  $1,5D$  (figures 4.18a et 4.19a). Cette recompression a un impact sur la contribution à la portance qui diminue par rapport à une toiture lisse. Son effet sur l'effort latéral est nul.

En aval de l'obstacle sous le vent ( $\theta = 130^\circ$ ), on observe un pic dépressionnaire causé par la structure tourbillonnaire  $V'_{toit}$  (figure 4.20). Celle-ci participe à une augmentation de l'effort latéral et de la portance. On observe cette dépression uniquement pour les couronnes de pression situées près du nez.

Le pic dépressionnaire observé à  $\theta = 150^\circ$  est causé par l'interaction de V1 avec la face sous le vent. La valeur de la pression est modifiée par rapport au toit lisse mais la hiérarchie entre les courbes ne respecte pas celle des hauteurs de lignes de toiture.

Loin du nez du train ( $X/D=5,5$ ), l'écoulement décolle sur la ligne de toiture au vent sans recoller sur le toit, sauf pour le cas particulier des lignes de rapport homothétique 2/3 sur le modèle régional comme nous l'avons remarqué précédemment. La pression étant fixée au décollement, il y a un écart entre les répartitions de pression obtenues avec les trois lignes de toiture puisque la recompression en amont dépend de l'échelle de reproduction de la ligne. L'écart entre les courbes se réduit sur le toit du train et dès  $\theta = 110^\circ$  la valeur de pression est la même quelle que soit la taille de l'obstacle. On retrouve bien une pression de base constante dans le sillage du train, comme c'était le cas avec un toit sans lignes. Entre  $110^\circ$  et  $300^\circ$ , la valeur de cette pression est inférieure à celle obtenue dans le cas d'un toit lisse (dépression plus marquée). La contribution à l'effort latéral de la face sous

le vent est alors plus marquée dans le cas d'un train équipé de lignes de toiture, indépendamment de leur hauteur. Les deux quarts bas du train (LWB et WWB) contribuent quant à eux à diminuer la portance.

**Généralisation** Les observations qui précèdent concernent une valeur de dérapage de  $\beta = 60^\circ$ . Ces résultats peuvent être généralisés à l'ensemble de la plage angulaire.

- La recompression en amont de l'obstacle au vent est observée pour tous les angles de dérapage sur toute la longueur du train
- Pour les angles de dérapage inférieurs à  $60^\circ$ , la répartition de pression dans le sillage est similaire à la répartition de pression à  $1,5D$  à  $60^\circ$  de dérapage
- Pour les angles supérieurs à  $60^\circ$ , l'écoulement devient massivement décollé pour les couronnes les plus éloignées et est similaire aux observations faites à  $5,5D$  à  $60^\circ$  de dérapage

### 4.2.3 Identification des changements de pression à l'origine des modifications efforts

Le lien a été précédemment établi entre les modifications de topologie d'écoulement provoquées par les lignes de toiture et la répartition de pression autour du véhicule. Nous cherchons à présent à identifier les modifications de répartition de pression locale ayant un impact sur les efforts aérodynamiques globaux.

#### 4.2.3.1 Justification d'une approche basée sur la pression

Les efforts aérodynamiques s'exerçant sur un corps résultent de la répartition de pression autour de celui-ci. Leur obtention à partir des mesures de pression nécessite une discrétisation du véhicule suffisante en prises de pression. Afin de nous assurer que la discrétisation des véhicules de cette étude est suffisante, nous comparons les résultats obtenus par pesée et par intégration de la pression autour du train. La figure 4.21 présente les efforts (effort latéral, portance et moment de renversement) obtenus par pesée directe à l'aide de la balance et par intégration de pression pour les deux modèles de train.

Les coefficients d'effort latéral et de moment de renversement obtenus par intégration de pression sont sous-estimés sur toute la plage angulaire sur les deux trains, avec et sans lignes de toiture (figures 4.21a , 4.21b, 4.21e et 4.21f). Sur le modèle idéalisé, la portance ( $-C_{F_z}$ ) est sous-évaluée sans lignes de toiture et sur-évaluée avec (figure 4.21c). Dans le cas du modèle régional, le coefficient d'effort est sur-estimé ou sous-estimé suivant l'angle de dérapage considéré (figure 4.21d).

L'écart relatif entre les deux méthodes d'évaluation,  $\Delta C_{F,M}(pesée/pression)$ , permet de quantifier les écarts. Il est calculé de la manière suivante :

$$\Delta C_{F,M}(pesée/pression) = \frac{C_{F,M}(pesée) - C_{F,M}(pression)}{C_{F,M}(pesée)} \times 100 \quad (4.1)$$

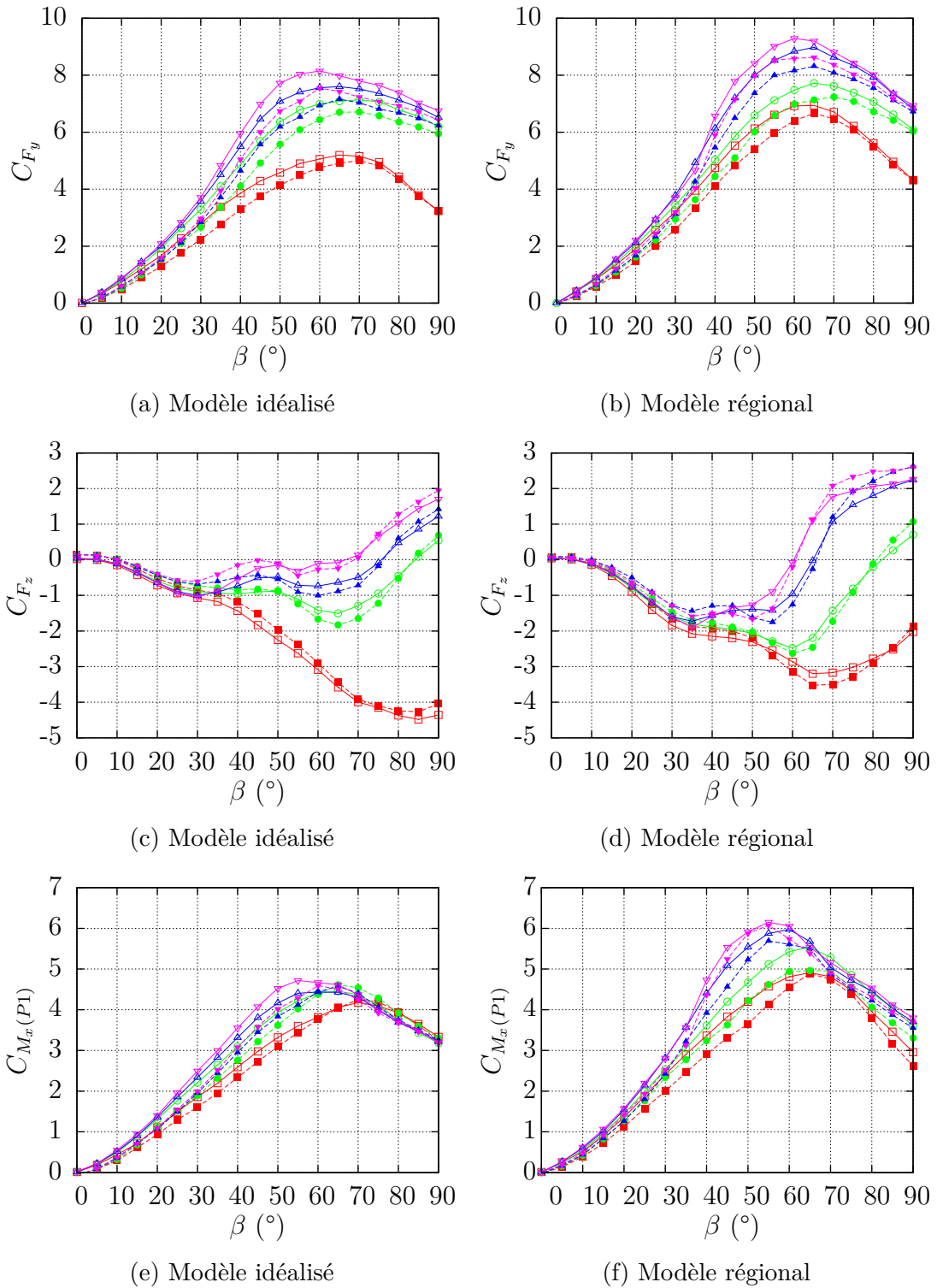


FIGURE 4.21 – Comparaison entre la pesée et les efforts aérodynamiques obtenus par intégration de la pression. Marqueurs vides  $\square$  : pesée, marqueurs pleins  $\blacksquare$  : pression.  $\blacksquare$  : toit lisse, rapport homothétique :  $\bullet$  : 2/3,  $\blacktriangle$  : 1,  $\blacktriangledown$  : 4/3.

La figure 4.22 présente cet écart relatif pour l'effort latéral et le moment de renversement. Les courbes obtenues pour la portance ne sont pas exploitables car les valeurs proches de zéro conduisent à des écarts très élevés. Pour cet effort, on pourra directement remarquer sur les figures 4.21c et 4.21d que les résultats obtenus par intégration de pression sont proches des données de la balance.

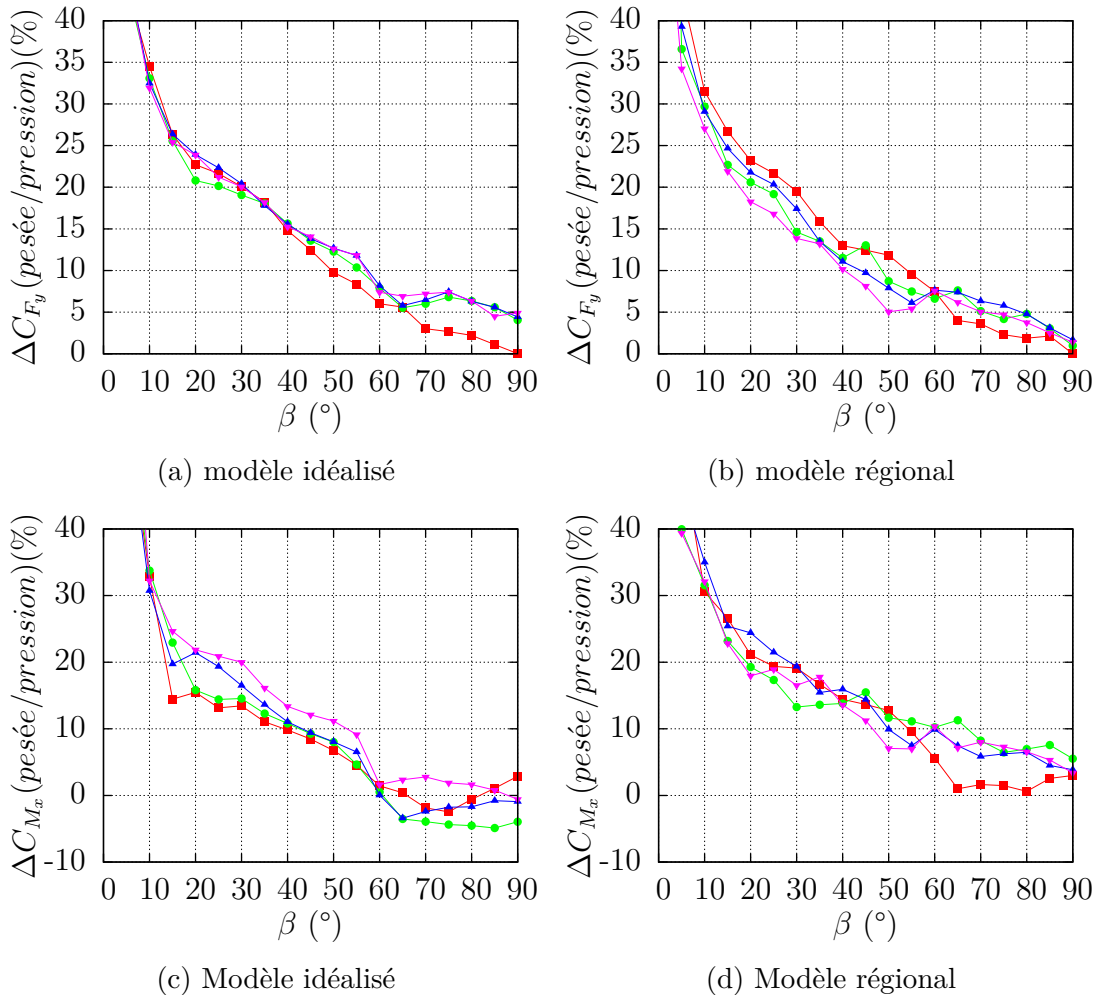


FIGURE 4.22 – Écart relatif entre les efforts obtenus par pesée et par intégration de la pression. Marqueurs vides  $\square$  : pesée, marqueurs pleins  $\blacksquare$  : pression,  $\blacksquare$  : toit lisse, rapport homothétique :  $\bullet$  : 2/3,  $\blacktriangle$  : 1,  $\blacktriangledown$  : 4/3.

Pour l'effort latéral et le moment de renversement, l'écart relatif entre les deux méthodes d'évaluation décroît avec le dérapage et est minimal lorsque l'écoulement est normal au corps pour les deux trains. Pour les faibles angles de dérapage, on peut remarquer que les écarts relatifs sont élevés. Ceci est lié aux faibles valeurs des efforts pour ces angles. La valeur est sensiblement la même avec et sans lignes de toiture, les écarts observés ne sont donc pas liés à la configuration du toit. On pourra aussi remarquer que l'écart relatif entre la reconstruction et la pesée est

le même pour les deux trains. Cet écart entre les méthodes d'évaluation peut en partie être attribué à la faible discrétisation du nez du train qui contribue largement à l'effort latéral et à la portance comme l'ont montré Mair & Stewart [68] (voir chapitre 1).

Nous étudions ici l'effet des lignes de toiture sur les efforts aérodynamiques. Ce ne sont pas les valeurs absolues qui nous intéressent mais l'écart relatif entre les différentes configurations de toiture. L'effet des lignes de toiture peut en particulier être évalué par l'écart relatif entre les efforts obtenus sur le toit lisse ( $C_{F,M}(Lisse)$ ) et ceux obtenus sur le toit équipé de lignes de toiture ( $C_{F,M}(Bg)$ ) exprimé de la manière suivante :

$$\Delta C_{F,M}(Lisse/Bg) = \frac{C_{F,M}(Lisse) - C_{F,M}(Bg)}{C_{F,M}(Lisse)} \times 100 \quad (4.2)$$

La figure 4.23 présente l'effet des lignes de toiture sur les efforts évalués par pesée et par intégration de pression. Sur l'effort latéral, l'effet des lignes de toiture est bien évalué par la pression. L'écart entre les deux méthodes reste inférieur à 5 % pour les deux trains, il est légèrement sur-évalué sur le modèle idéalisé (figure 4.23a) et sous-évalué sur le modèle régional (figure 4.23b). On retrouve bien le même écart entre les courbes correspondant aux différentes lignes de toiture. Sur la portance, l'effet des lignes de toiture est sous-évalué sur le modèle idéalisé et l'écart entre les deux méthodes reste inférieur à 10 %. Pour l'obstacle de rapport homothétique 4/3 cependant, l'effet est sur-estimé entre 0 et 45° de dérapage, mais les efforts restent faibles (figure 4.23c). Sur le modèle régional, l'écart reste inférieur à 10 %. La reconstruction par intégration de pression permet bien de retranscrire l'effet des lignes de toiture sur les efforts. Sur le moment de renversement, l'effet des lignes de toiture est sous-estimé par l'intégration de pression sur le modèle idéalisé alors qu'il est sur-estimé sur le modèle régional. On retrouve toutefois bien un effet de la taille des lignes de toiture sur le moment de renversement.

Malgré des différences entre les valeurs obtenues par les deux méthodes d'évaluation des efforts, l'effet des lignes de toiture est bien modélisé par l'intégration de la pression. L'analyse des modifications de répartition de pression provoquées par les lignes de toiture permettra bien d'interpréter les modifications d'efforts globales. Les courbes d'efforts présentées dans la suite de ce chapitre sont donc obtenues à partir de l'intégration de la pression sur les véhicules.



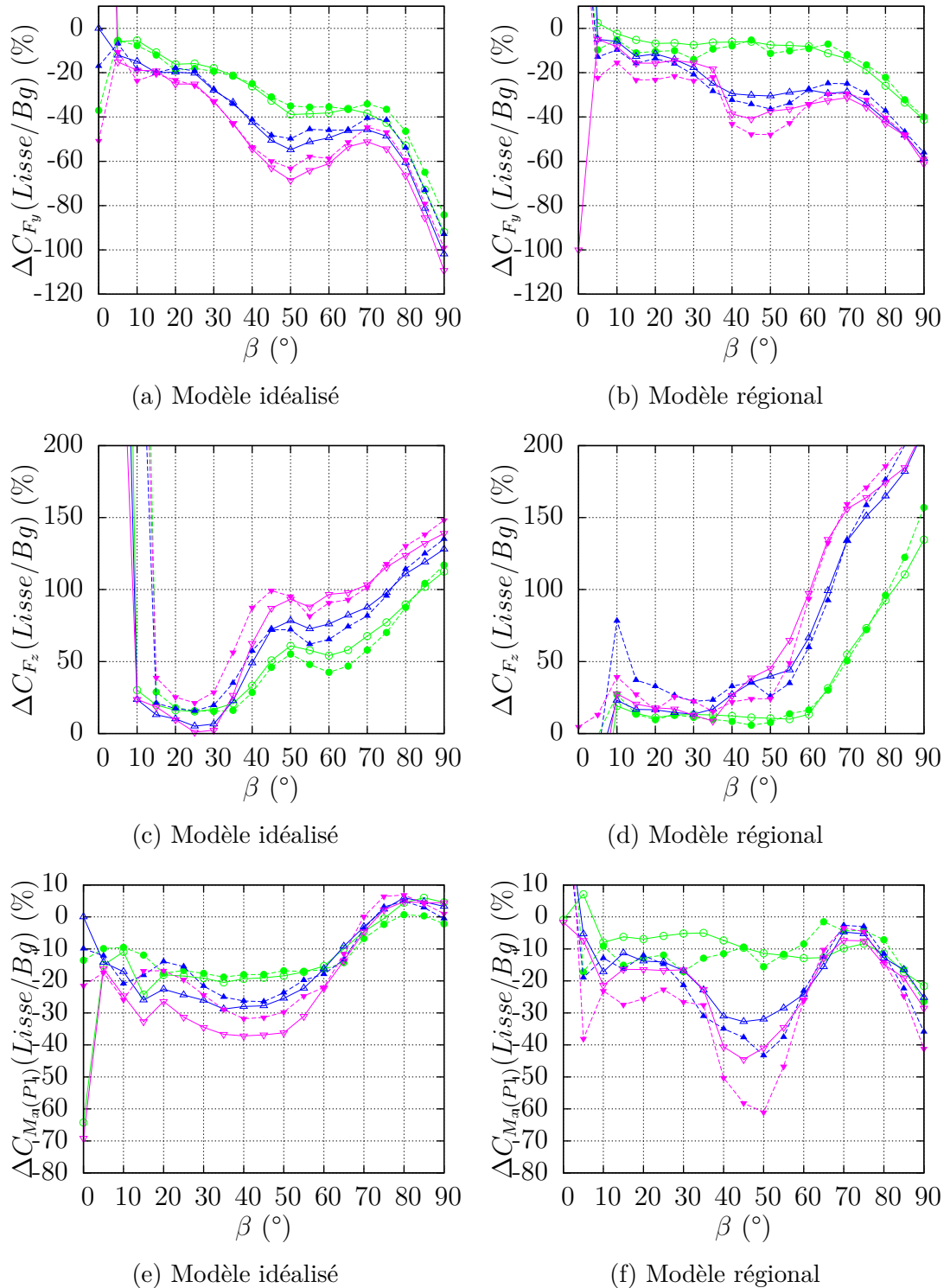


FIGURE 4.23 – Écart entre les pesées avec toit lisse et avec baguettes marqueurs vides  $\square$  : pesée, marqueurs pleins  $\blacksquare$  : pression rapport homothétique :  $\bullet$  : 2/3,  $\blacktriangle$  : 1,  $\blacktriangledown$  : 4/3.

#### 4.2.3.2 Recherche des modifications de pression ayant un impact sur les efforts

Afin d'identifier les régions dans lesquelles les modifications de pression ont une influence sur les efforts, nous intégrons la pression sur chacun des quarts de train définis dans le chapitre 2 (figure 4.24).

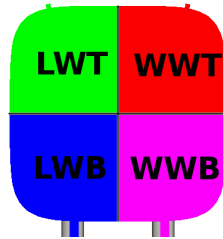


FIGURE 4.24 – Découpage du train en 4 régions pour faciliter l'analyse de la contribution de la pression aux efforts aérodynamiques.

La figure 4.25 présente l'évolution avec le dérapage de la contribution de chacun des quarts de train aux efforts aérodynamiques pour deux configurations de toit, une avec toiture lisse et l'autre avec un toit équipé de lignes de rapport homothétique 1. Les remarques qui suivent sont aussi valables pour les autres échelles de reproduction.

Pour l'effort latéral, l'impact majeur des lignes de toiture se situe dans le quart supérieur au vent (WWT) pour les deux trains (figures 4.25a et 4.25b). Des différences sont aussi observées entre la contribution à l'effort avec et sans lignes de toiture sous le vent mais elles sont moins marquées. Les deux trains se comportent différemment dans cette zone de l'écoulement. Le quart supérieur sous le vent contribue plus largement à l'effort latéral dans le cas du modèle régional. Seule cette contribution est affectée par la présence des lignes de toiture sur ce modèle alors que sur le modèle idéalisé, les contributions des quarts supérieurs et inférieurs sont modifiées. Dans les deux cas, on observe une diminution de l'angle critique comprise entre 5 et 10° et une augmentation de la contribution à l'effort. Sur la contribution à la portance, le quart supérieur au vent est aussi la zone la plus largement affectée par la présence des lignes de toiture (figures 4.25c et 4.25d). Concernant le moment de renversement, les contributions des quarts supérieurs au vent et sous le vent augmentent dans des proportions très proches dans le cas du modèle idéalisé (figure 4.25e). Dans le cas du modèle régional, l'augmentation de la contribution de la zone supérieur au vent est supérieure à celle observée sur le modèle idéalisé. La modification de la contribution du quart supérieur sous le vent est importante aussi et consiste principalement en une diminution de l'angle critique (figure 4.2f) similaire à celle observée sur la contribution à l'effort latéral.

De manière générale, le quart supérieur au vent est la région du train dans laquelle l'effet des lignes de toiture contribue le plus à modifier les efforts globaux, nous focalisons donc notre attention sur celle-ci.

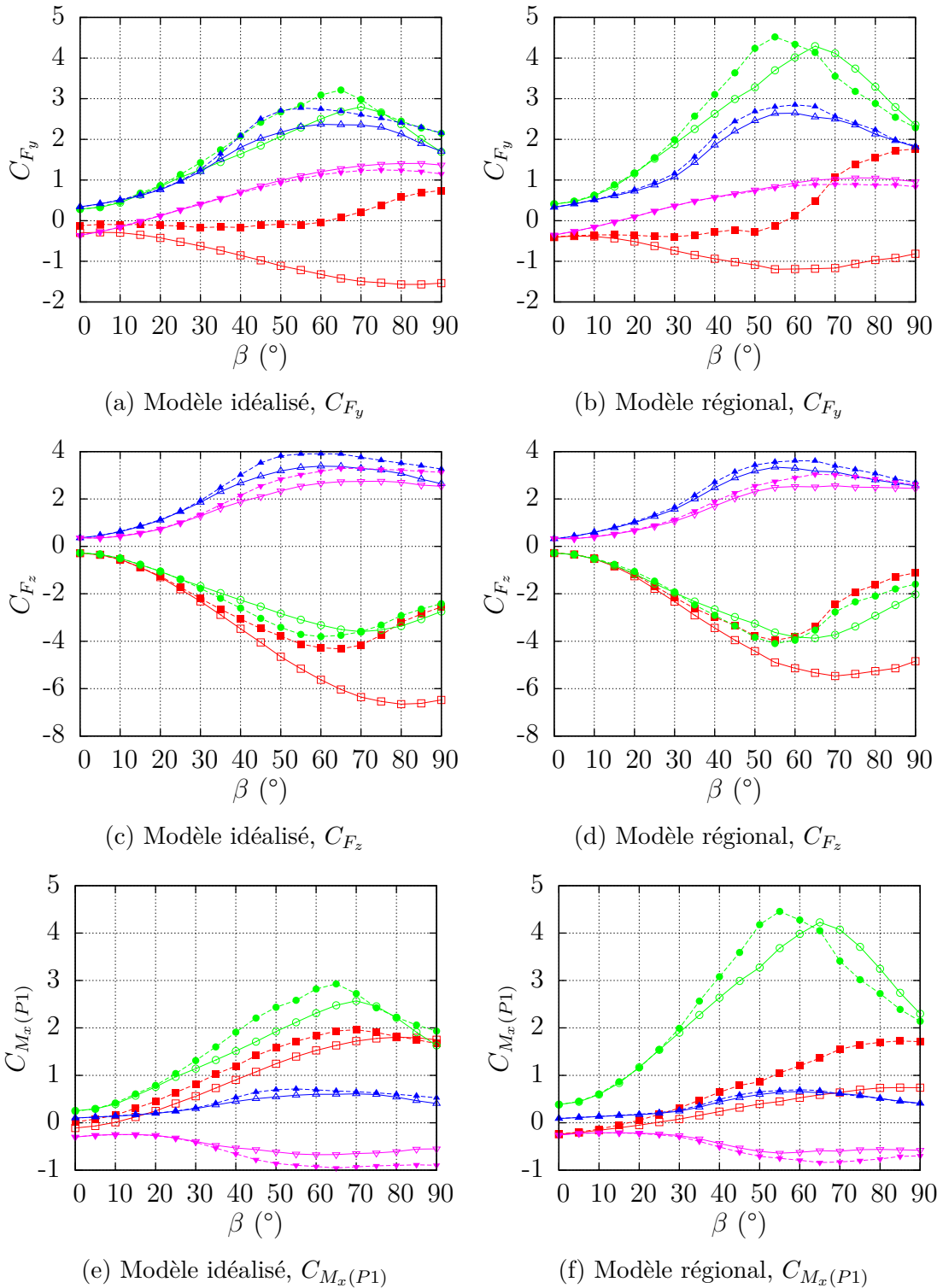


FIGURE 4.25 – Contribution par quart à l'effort latéral. Marqueurs vides □ : toit lisse, marqueurs pleins ■ : baguettes 1. ■ : WWT ● LWT , ▲ : LWB, ▼ : WWB.

### 4.2.3.3 Étude des modifications de la contribution du quart supérieur au vent aux efforts

L'effet des lignes de toiture sur la contribution aux efforts du quart supérieur au vent peut être mis en évidence à l'aide de l'écart relatif  $\Delta C_{F_y(WWT)}(Lisse/Bg)$  (voir équation 4.2). La figure 4.26 présente cet écart avec les différentes lignes de toiture sur les deux modèles de train. Les courbes correspondant au moment de renversement ne sont pas exploitables à cause des valeurs du moment très proches de zéro et ne sont pas présentées ici.

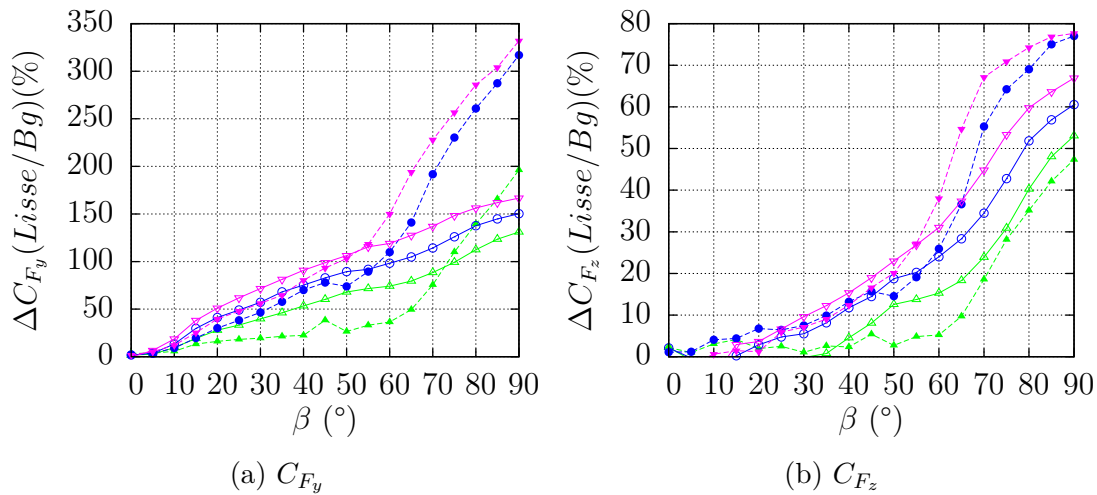


FIGURE 4.26 – Effet des lignes de toiture dans le quart supérieur au vent. Marqueurs vides  $\square$  : modèle idéalisé, marqueurs pleins  $\blacksquare$  : modèle régional, rapport homothétique :  $\bullet$  : 2/3,  $\blacktriangle$  : 1,  $\blacktriangledown$  : 4/3.

Pour l'effort latéral et la portance, l'effet des lignes de toiture sur la contribution du quart supérieur au vent dépend de leur échelle de reproduction (figures 4.26a et 4.26b). Dans le cas du modèle idéalisé, une augmentation progressive de la taille des lignes de toiture conduit à une augmentation progressive de leur effet. De plus, cet effet augmente régulièrement avec le dérapage. Sur le modèle régional, l'écart entre les courbes obtenues avec les lignes de plus grande taille, rapports 1 et 4/3, est proche de celui observé sur le modèle idéalisé. Les lignes de rapport homothétique 2/3 conduisent à un comportement qui dépend de l'angle de dérapage. Avant  $60^\circ$ , l'effet des lignes de toiture est très faible et évolue peu avec le dérapage. Au delà de cet angle, l'effet augmente et la pente de la courbe  $\Delta C_F = f(\beta)$  est alors la même que pour les lignes de plus grande taille. Ce comportement est similaire à celui observé sur les efforts globaux.

Si l'on compare les deux trains, on remarque que ceux-ci se comportent différemment vis-à-vis des lignes de toiture. L'effet relatif des lignes de toiture augmente régulièrement sur toute la plage angulaire pour le modèle idéalisé. Pour le modèle régional, il est du même ordre de grandeur que sur le modèle idéalisé en dessous de  $50^\circ$  de dérapage et augmente rapidement au delà de cet angle. L'effet relatif est

alors supérieur sur le modèle régional. Nous cherchons à présent à comprendre les raisons de cette différence de comportement des deux trains vis-à-vis des lignes de toiture dans le quart supérieur au vent.

L'analyse détaillée de la répartition de pression autour des trains et son intégration afin de calculer les efforts aérodynamiques ont permis de montrer que le quart supérieur au vent est principalement caractérisé par un large pic dépressionnaire en configuration de toit lisse. Celui-ci est causé par l'accélération de l'écoulement contournant le train. Il contribue à augmenter la portance et à diminuer l'effort latéral. Nous avons montré que l'ajout des lignes de toiture provoque une recompression en amont de la ligne au vent et nous avons mis en évidence que cette recompression est la modification de pression contribuant le plus aux modifications d'efforts. Pour comprendre les différences de comportement des deux trains vis-à-vis des lignes de toiture dans le quart supérieur au vent, nous nous intéressons donc à la recompression en amont de ces lignes.

Pour chaque train, la recompression est évaluée à partir de l'écart entre la pression obtenue avec et sans lignes de toiture, moyennée sur les deux prises situées en amont de l'obstacle (prises 1 et 2 sur la figure 4.27) :

$$\Delta C_p = \frac{|\sum_{i=1,2} C_{P,i}(lisse) - C_{P,i}(bg)|}{2} \quad (4.3)$$

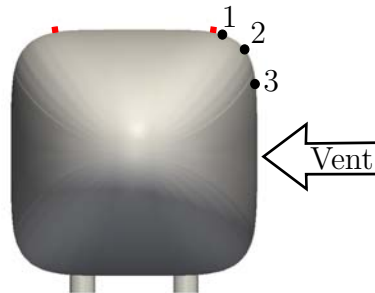


FIGURE 4.27 – Numérotation des prises utilisées pour l'évaluation du gradient de pression et de la recompression.

Nous cherchons à présent un paramètre permettant de comparer les deux formes de train sur un même graphique. La forme de la partie haute des deux modèles de train est différente. Le rayon de courbure du coin supérieur est en particulier plus faible sur le modèle idéalisé que sur le modèle régional. L'accélération de l'écoulement le contournant est alors supérieure, résultant en une dépression plus marquée dans le cas du modèle idéalisé. On peut caractériser le gradient de pression associé à la forme des trains de la manière suivante :

$$grad(P) = \frac{C_p(1) - C_p(3)}{s_1 - s_3} \quad (4.4)$$

où le point 1 est au niveau de la prise située juste en amont de la position de la ligne de toiture et le point 3 est situé juste avant le changement de courbure sur la

face au vent (figure 4.27).  $s$  est l'abscisse curviligne à la surface du train. De cette manière, chaque train peut être caractérisé par un gradient de pression.

La figure 4.28 présente l'évolution de la recompression en amont de la ligne au vent en fonction du gradient de pression ainsi calculé pour les deux trains. Pour un train donné, le gradient de pression est maximal lorsque l'écoulement est normal à l'axe du train. Pour les angles plus faibles, il y a une compétition entre l'écoulement longitudinal et l'écoulement transversal. En effet, seul l'écoulement transversal, dont la composante de vitesse diminue lorsque le dérapage diminue, est accéléré lors du contournement du coin supérieur au vent. Ainsi, à chaque dérapage correspond un gradient de pression. De plus, le gradient de pression évolue avec la position longitudinale. Pour chaque train, on obtient donc un nuage de points.

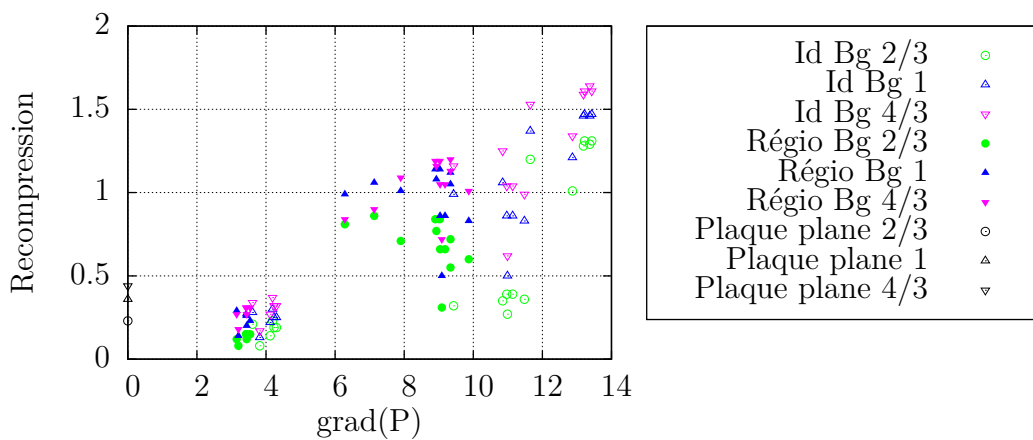


FIGURE 4.28 – Évolution de la recompression en amont de l'obstacle au vent en fonction du gradient de pression obtenu sur toit lisse.

Le gradient de pression caractérisant le modèle idéalisé est bien plus important que celui du train régional, ce qui est en accord avec les rayons de courbure des deux formes. Cette présentation des résultats met en évidence que plus le gradient de pression est important, plus la recompression augmente. Ainsi, l'effet des lignes de toiture sur la répartition de pression en amont de la ligne au vent est supérieur dans le cas du modèle idéalisé. De plus, le gradient de pression diminuant lorsque le dérapage diminue, la recompression est maximale lorsque l'écoulement est normal au train. Le niveau de recompression dépend aussi de la taille de la ligne de toiture, plus elle est grande, plus la recompression est importante.

Si on considère qu'un train est caractérisé par le gradient de pression associé à son contournement en l'absence de lignes de toiture, on peut considérer l'écoulement en amont d'un obstacle monté sur une paroi plane comme étant un cas limite avec un gradient de pression nul. Ce type de configuration a déjà fait l'objet d'études par plusieurs auteurs [6, 20]. Ils ont en particulier montré que le rapport entre l'épaisseur conventionnelle de la couche limite ( $\delta_{99}$ ) sur la plaque en l'absence d'obstacle et la taille de l'obstacle ( $h$ ) est le paramètre de similitude de la configuration. Afin de vérifier ce résultat dans une gamme de rapports  $h/\delta_{99}$  simi-

lares à ceux observés sur le train et d'étudier l'évolution de la pression en amont de l'obstacle dans des situations où l'écoulement n'est pas normal à celui-ci, une étude expérimentale complémentaire a été réalisée. Le détail de cette étude est présenté en annexe. Nous exposons ici les principaux résultats.

Les points correspondant au cas de la configuration de l'obstacle monté sur plaque plane normal à l'écoulement sont reportés sur la figure 4.28. La recompression augmente bien avec la taille de l'obstacle comme sur le train. Contrairement à ce que rapportent les auteurs précédents, notre étude a montré que le rapport  $h/\delta_{99}$  n'est pas le paramètre de similitude de l'écoulement dans la gamme de rapports testés. En effet, une modification de  $h$  dans les mêmes proportions que  $\delta_{99}$  a beaucoup plus d'effet. Ces rapports étant les mêmes que sur les trains, l'effet d'un obstacle sur le train pourrait alors dépendre plus largement de la hauteur de cet obstacle que de l'épaisseur de la couche limite sur le corps. C'est bien ce que nous avons pu voir en étudiant l'effet de la rugosité sur les efforts (figure 4.9).

L'analyse de la figure 4.28 a montré que la recompression est supérieure sur le modèle idéalisé. Cependant, la figure 4.26 a mis en évidence que l'effet des lignes de toiture sur la contribution à l'effort latéral du quart supérieur au vent est plus important sur le modèle régional dès  $50^\circ$  de dérapage. Il y a donc d'autres phénomènes à prendre en compte pour expliquer l'effet des lignes de toiture sur la contribution aux efforts de cette zone. Les formes des deux modèles étant différentes, les angles de projection de la pression sont différents. Ainsi, la pression en aval de l'obstacle contribue à l'effort latéral sur le modèle régional alors qu'elle ne contribue que très peu sur le modèle idéalisé (figures 4.18d et 4.19d). Dans cette zone, la dépression dans le cas d'un toit équipé de lignes est moins marquée que sur une toiture lisse. La contribution à l'effort latéral de la zone avale de l'obstacle augmente donc pour le modèle régional. Finalement, l'effet des lignes de toiture sur la recompression est supérieur sur le modèle idéalisé, mais la forme des trains confère un poids différent à la pression en aval de la ligne de toiture au vent, et l'effet des lignes de toiture est supérieur sur le modèle régional.

#### 4.2.3.4 Caractérisation de l'effet local des lignes de toiture

L'analyse précédente a permis d'identifier les changements de pression provoqués par les lignes de toiture ayant un impact sur les efforts aérodynamiques. Une grande partie de ces modifications possède un caractère local. Nous cherchons ici à évaluer la proportion de modification d'effort liée à ces effets locaux. Si cette proportion est suffisante, un modèle de prédiction des efforts pourrait être construit à partir des modifications de pression locales.

Si l'on considère que les modifications de pression à la surface du train sont localisées dans des zones restreintes, on doit pouvoir obtenir les efforts aérodynamiques correspondant aux trains équipés de lignes de toiture à partir de l'intégration de la répartition de pression sans lignes, en modifiant uniquement la pression dans ces zones. Nous appliquons cette méthode aux différents efforts aérodynamiques.

### Effort latéral

Pour l'effort latéral, nous estimons en première approximation que l'impact des lignes de toiture est principalement concentré dans la zone située juste en amont de la ligne au vent. Nous considérons donc la répartition de pression autour du train à toiture lisse et nous remplaçons la pression au niveau des deux prises en amont de la ligne au vent par celle mesurée sur le train équipé de lignes de toiture. Le pourcentage de la surface du train concerné par cette modification est de 7 %. La figure 4.29 illustre le principe de la méthode.

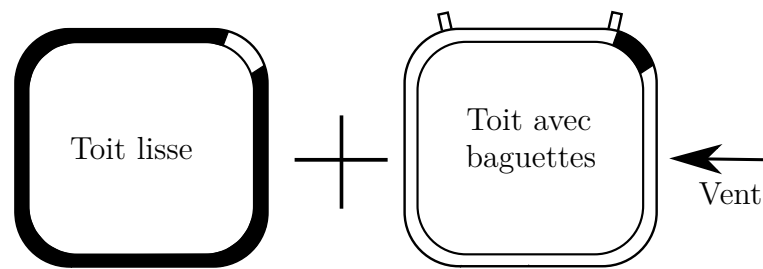


FIGURE 4.29 – Illustration de l'évaluation de l'effet des lignes de toiture. Dans chaque cas, on considère la pression dans les zones en noir.

La répartition de pression ainsi obtenue est ensuite intégrée et projetée afin de calculer l'effort latéral résultant. La figure 4.30a présente l'écart relatif entre les efforts obtenus avec et sans lignes de toiture pour les deux modèles (cas de référence). L'écart entre les courbes se situe entre 10 et 50 % suivant les configurations et évolue avec le dérapage. La figure 4.30b présente l'écart relatif entre les efforts mesurés avec lignes de toiture et l'évaluation faite en considérant la modification de pression en amont de la ligne de toiture au vent. La prise en compte de la recompression conduit à un écart compris entre 0 et 25 %. Cette modification de pression est donc à l'origine de 50% de l'augmentation d'effort latéral en moyenne. L'impact de la recompression est le plus marqué pour les angles de dérapage les plus élevés. À 90° de dérapage, on observe une diminution de  $\Delta C_{F_y}$  de 30 %, soit près de 75 % de l'écart sur le modèle idéalisé et 60 % sur le modèle régional. Ce résultat est en accord avec les observations précédentes (figure 4.26a). Au delà de 70°, il n'y a plus d'effet notable de la taille des lignes de toiture pour les deux modèles. Les effets d'échelle sur l'effort latéral sont donc principalement localisés dans la zone amont de la ligne de toiture.

La recompression en amont de l'obstacle au vent est donc à l'origine de près de la moitié des modifications d'efforts provoquées par les lignes de toiture. La contribution de chacun des quarts de train à l'effort latéral (figure 4.25) a aussi mis en évidence le rôle des quarts sous le vent. Dans cette région, nous avons identifié un impact important de la modification de la pression de base et de la pression dans le sillage de la ligne de toiture sous le vent (figure 4.31).

Nous utilisons la même méthode que pour la prise en compte de la recom-



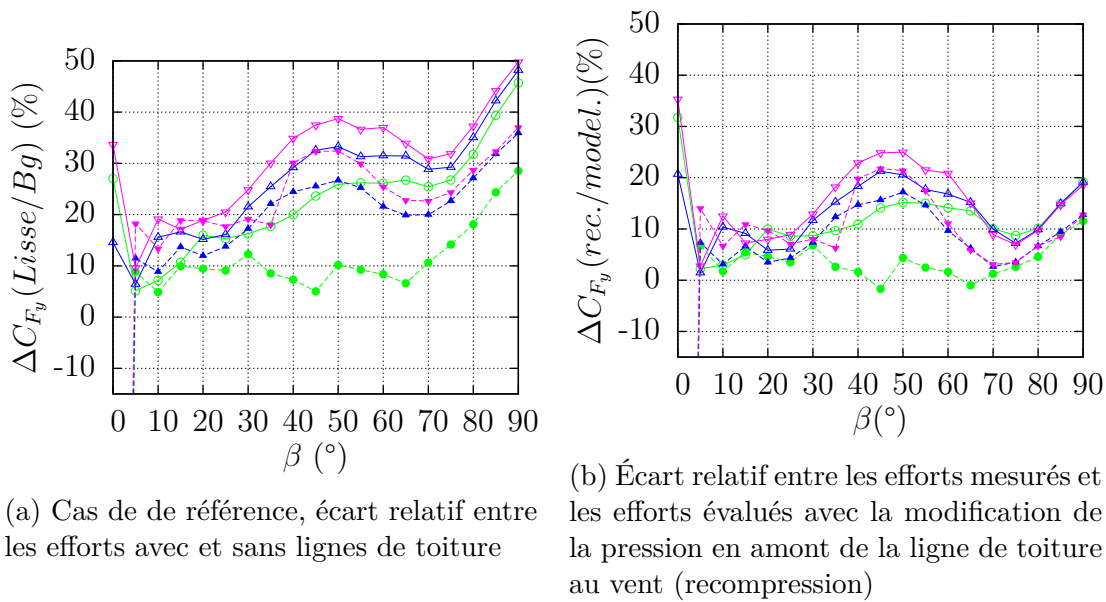


FIGURE 4.30 – Évaluation de l'impact des modifications de pression locales dans le quart supérieur au vent sur l'effort latéral. Marqueurs vides  $\square$  : modèle idéalisé, marqueurs pleins  $\blacksquare$  : modèle régional, rapport homothétique :  $\bullet$  : 2/3,  $\blacktriangle$  : 1,  $\blacktriangledown$  : 4/3.

pression en amont de la ligne de toiture au vent pour évaluer l'impact de ces modifications de pression sur l'effort. Nous utilisons ainsi les deux prises de pression situées au milieu de la face sous le vent pour la pression de base d'une part (12 % de la surface du train), et les deux prises dans le sillage de la ligne de toiture sous le vent d'autre part (7 %). Les écarts relatifs obtenus dans les deux cas sont présentés sur la figure 4.32. La prise en compte de la modification de la pression de base sur le modèle idéalisé réduit  $\Delta C_{F_y}$  de 10 %. Sur le modèle régional, la diminution est inférieure à 5 %. La prise en compte des modifications de pression dans le sillage direct de la ligne sous le vent réduit  $\Delta C_{F_y}$  de 12 % sur le modèle régional, alors que sur le modèle idéalisé, l'écart diminue de moins de 5 %. Ainsi,

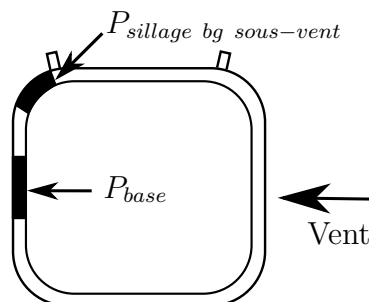
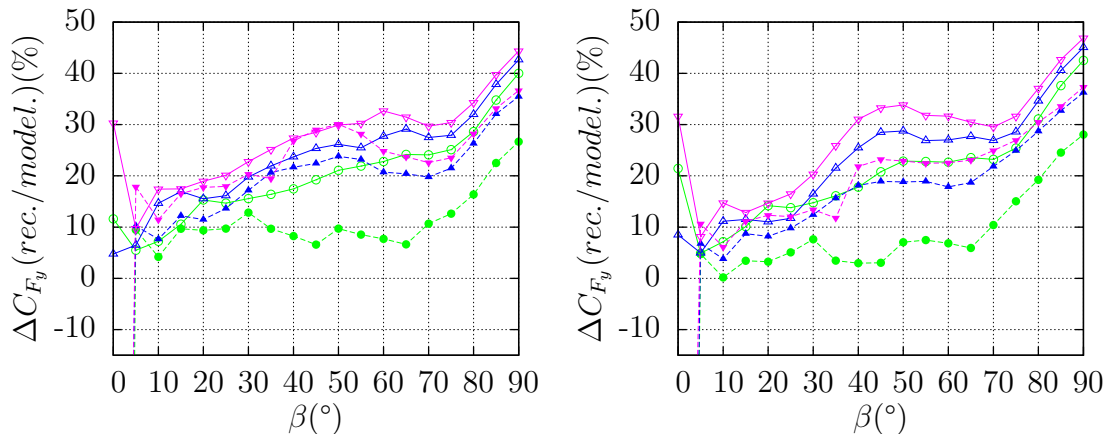


FIGURE 4.31 – Zones dans lesquelles les modifications de pression impactent fortement l'effort latéral.

l'impact sur l'effort latéral des modifications de pression sous le vent diffère entre les deux trains. Dans cette zone, c'est donc la modification de la pression de base qui contribue le plus à l'augmentation de l'effort sur le modèle idéalisé alors que c'est la pression dans le sillage de la ligne de toiture sous le vent sur le modèle régional.



(a) Écart relatif entre les efforts mesurés et les efforts évalués avec la modification de la pression de base sur la face sous le vent.

(b) Écart relatif entre les efforts mesurés et les efforts évalués avec la modification de la pression dans le sillage de la ligne de toiture sous le vent.

FIGURE 4.32 – Évaluation de l'impact des modifications de pression locales dans le quart supérieur sous le vent sur l'effort latéral. Marqueurs vides  $\square$  : modèle idéalisé, marqueurs pleins  $\blacksquare$  : modèle régional, rapport homothétique :  $\bullet$  : 2/3,  $\blacktriangle$  : 1,  $\blacktriangledown$  : 4/3.

## Portance

L'analyse a montré que c'est la modification de la pression sur les prises situées juste en amont et en aval de la ligne de toiture au vent (figure 4.33) qui impacte le plus la portance. Nous évaluons l'impact de la pression dans ces zones sur la portance avec la même méthodologie que pour l'effort latéral. Les figures 4.34a et 4.34b présentent l'impact de la modification pour la prise de pression située juste en amont de l'obstacle au vent pour les deux trains. Les figures 4.34c et 4.34d présentent quant à elles l'impact de la modification de pression pour la prise située dans le sillage direct de la ligne au vent. Cette fois, nous présentons directement les courbes de portance et non pas les courbes d'écart relatif, celles-ci étant inexploitable à cause des multiples passages par zéro. Les résultats pour chaque train sont donc présentés sur des courbes séparées.

Pour les angles de dérapage inférieurs à  $30^\circ$ , l'effet des lignes de toiture est très peu marqué et les écarts entre les courbes restent faibles. Pour des angles supérieurs à cette valeur, la modification de la répartition de pression en amont de l'obstacle

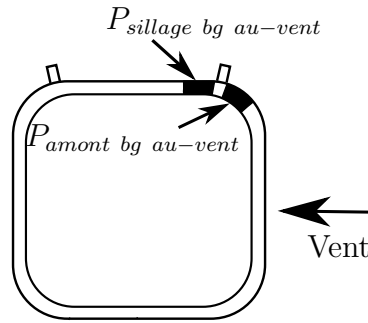


FIGURE 4.33 – Zones dans lesquelles les modifications de pression ont un impact majeur sur la portance.

au vent est responsable de près de la moitié de la diminution de portance sur le modèle idéalisé (figure 4.34a). Sur le modèle régional, cette modification de pression est responsable de seulement 20 % de la diminution en moyenne (figure 4.34b). La modification de la pression dans le sillage de la ligne de toiture au vent n'a d'impact sur la portance que pour les angles de dérapages élevés sur le modèle idéalisé ( $\beta > 70^\circ$ ) (figure 4.34c), mais sa contribution reste toutefois faible (entre 15 et 20 %). Sur le modèle régional, elle contribue à près de la moitié de la diminution de portance (figure 4.34d).

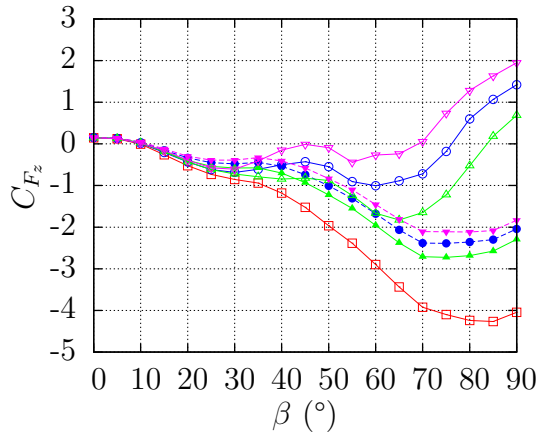
Les modifications de pression à l'origine des modifications de portance sont donc différentes pour les deux trains. Une grande partie des modifications de portance reste aussi liée à des modifications de pression globales.

### Moment de renversement

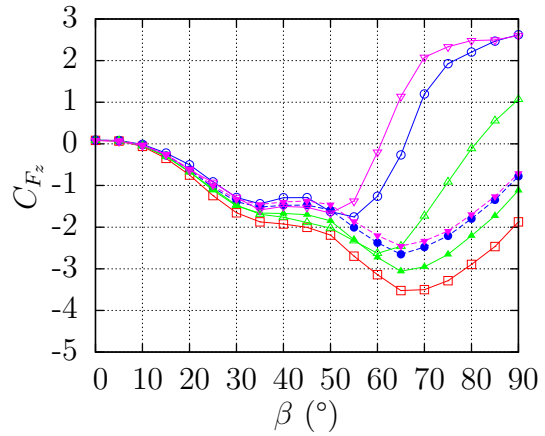
Nous avons identifié les trois prises de pression situées juste en aval de la ligne de toiture sous le vent comme étant celles qui contribuent le plus à l'augmentation du moment de renversement (figure 4.35).

La figure 4.36a présente l'écart relatif entre les courbes obtenues avec et sans lignes de toiture pour les deux modèles. La figure 4.36b présente l'écart entre la reconstruction et l'évaluation obtenue en substituant la pression sur les trois prises en aval de la ligne de toiture sous le vent. Ainsi, pour les angles de dérapage inférieurs à  $60^\circ$ , les modifications de pression dans le sillage de la ligne de toiture sous le vent contribuent à plus de la moitié de l'augmentation du moment de renversement pour le modèle régional, et un peu moins pour le modèle idéalisé. La surface du train sur laquelle la pression est modifiée représente toutefois 15 % de la surface totale, les modifications sont donc moins localisées que dans le cas de l'effort latéral (la prise en compte de la recompression concerne 7 % de la surface dans ce cas).

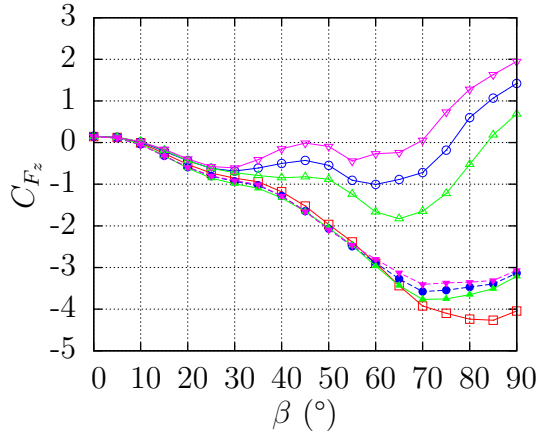
L'analyse précédente de la contribution de chaque quart de train au moment de renversement (figures 4.25e et 4.25f) a aussi permis de mettre en évidence des modifications dans le quart supérieur au vent. Les modifications de pression en amont de la ligne de toiture au vent contribuent ainsi aux modifications de moment.



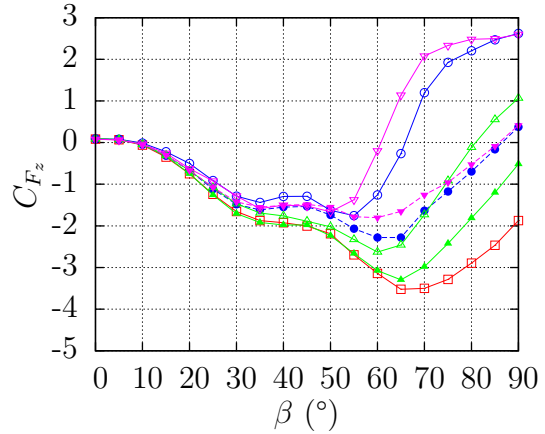
(a) Comparaison des efforts mesurés et des efforts obtenus en modifiant la pression au niveau de la prise située en amont de la ligne de toiture, modèle idéalisé.



(b) Comparaison des efforts mesurés et des efforts obtenus en modifiant la pression au niveau de la prise située en amont de la ligne de toiture, modèle régional.



(c) Comparaison des efforts mesurés et des efforts obtenus en modifiant la pression au niveau de la prise située en aval de la ligne de toiture, modèle idéalisé.



(d) Comparaison des efforts mesurés et des efforts obtenus en modifiant la pression au niveau de la prise située en aval de la ligne de toiture, modèle régional.

FIGURE 4.34 – Comparaison de la portance mesurée et de la portance obtenue en modifiant la répartition de pression autour de la ligne de toiture au vent. Marqueurs vides  $\square$  : efforts mesurés, marqueurs pleins  $\blacksquare$  : évaluation à partir des modifications de pression locales,  $\square$  toit lisse, rapport homothétique :  $\bullet$  : 2/3,  $\blacktriangle$  : 1,  $\blacktriangledown$  : 4/3.

Il convient toutefois de distinguer la contribution des deux prises situées en amont loin de la ligne (voir  $P_{amont,1}$  sur la figure 4.35) de la prise de pression située juste en amont ( $P_{amont,2}$ ). L'évaluation du moment de renversement en substituant la pression sur ces prises donne en effet des résultats différents.

Les modifications en amont loin de la ligne ( $P_{amont,1}$ ) contribuent à augmenter le moment de renversement pour les deux trains (figure 4.36c). L'écart relatif

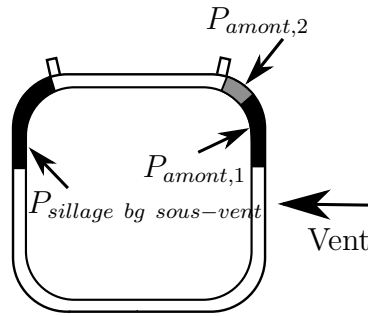


FIGURE 4.35 – Zones dans lesquelles les modifications de pression ont un impact majeur sur le moment de renversement.

$\Delta C_{M_x}$  diminue en effet de 5 % avant  $60^\circ$  de dérapage. Au delà de cet angle, on remarque que cette modification de pression contribue plus largement à l'augmentation du moment. Le moment évalué avec notre méthode de calcul est sur-estimé, la contribution de ces prises doit donc être équilibrée par d'autres modifications de pression. Pour la prise de pression juste en amont de la ligne au vent ( $P_{amont,1}$  sur la figure 4.35) on observe un comportement différent sur chaque train. Sur le modèle régional, la modification contribue à augmenter le moment alors que sur le modèle idéalisé, elle contribue à le diminuer (figure 4.36d). Cette différence de comportement entre les deux trains est liée à la compétition entre la contribution à la portance et à l'effort latéral dans le calcul du moment de renversement. En effet, la portance et l'effort latéral contribuent tous deux à augmenter le moment de renversement. Or, la recompression en amont de la ligne de toiture au vent augmente l'effort latéral et diminue la portance. Ainsi, dans un cas on observe une augmentation du moment de renversement et dans l'autre une diminution.

On peut donc résumer les observations de la manière suivante pour le moment de renversement :

- Avant  $60^\circ$  de dérapage, près de la moitié de l'augmentation du moment de renversement est liée aux modifications de pression dans le sillage de la ligne de toiture sous le vent. La recompression en amont de la ligne de toiture au vent intervient peu. Le reste de l'augmentation est liée à une modification de l'aérodynamique globale.
- Au delà de  $60^\circ$  de dérapage, la majeure partie de l'augmentation du moment de renversement est liée à la recompression en amont de la ligne de toiture au vent.

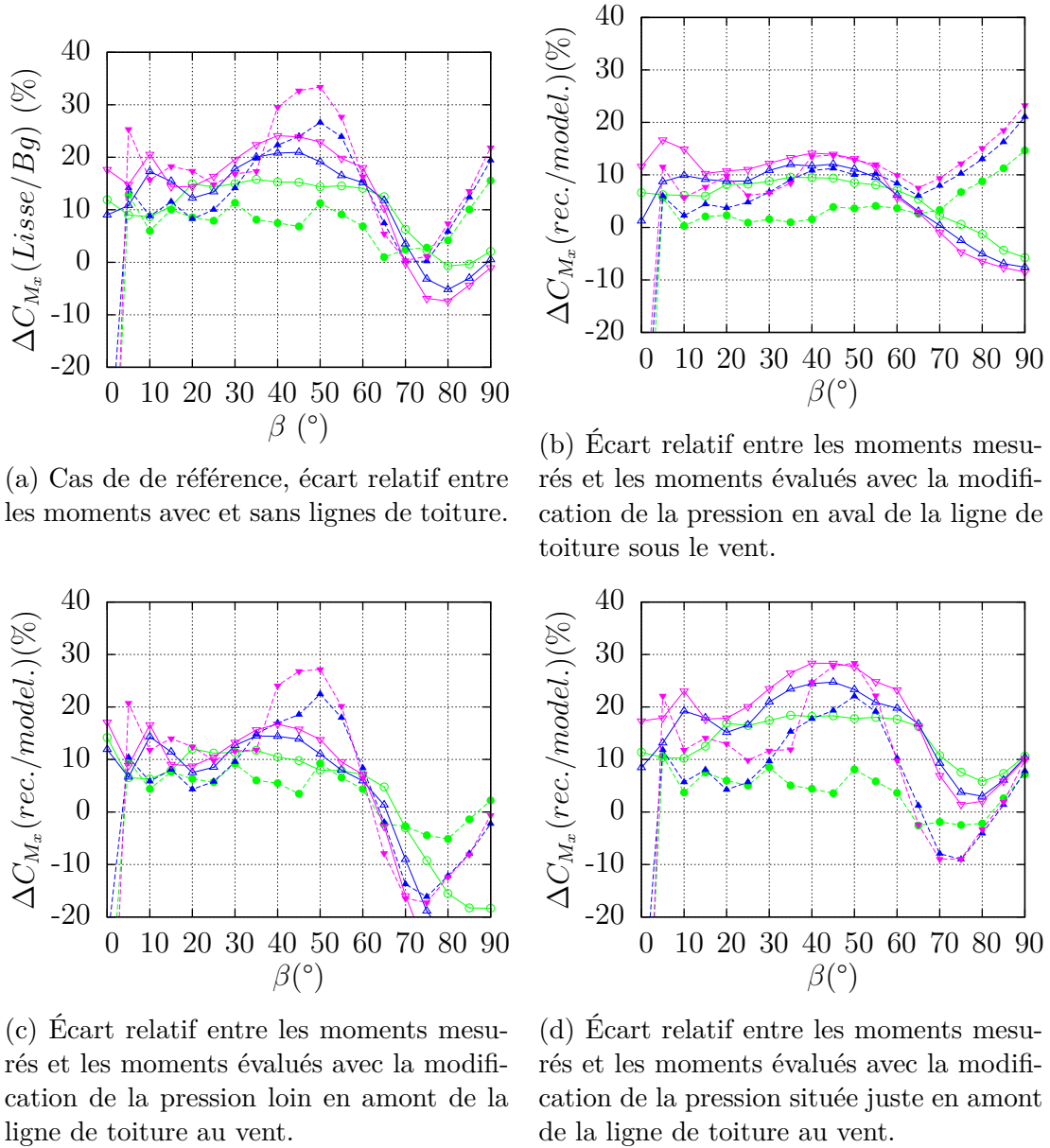


FIGURE 4.36 – Évaluation de l'impact des modifications de pression locales sur le moment de renversement. Marqueurs vides  $\square$  : modèle idéalisé, marqueurs pleins  $\blacksquare$  : modèle régional, rapport homothétique :  $\bullet$  : 2/3,  $\blacktriangle$  : 1,  $\blacktriangledown$  : 4/3.

### 4.3 Prédiction de l'effet des lignes de toiture sur le risque de renversement

D'un point de vue industriel, il peut être intéressant d'avoir la possibilité d'évaluer les modifications d'efforts associées à l'ajout d'une ligne de toiture de taille donnée sur un train. C'est plus particulièrement le moment de renversement qui permet de calculer le risque de renversement. Deux approches sont possibles pour évaluer l'augmentation du moment. La première consiste à travailler directement sur les coefficients aérodynamiques de manière globale, la seconde plus physique repose sur l'utilisation de la répartition de pression autour du train. L'analyse menée dans ce chapitre a permis de mettre en évidence les principales modifications de l'écoulement provoquées par les lignes de toiture. Nous avons en particulier identifié des modifications de pression locales contribuant largement aux modifications d'efforts globales. Ces modifications évoluent avec le dérapage et dépendent du train considéré. De plus, une grande partie des modifications d'efforts reste liée à des modifications de pression plus globales. Cet effet est encore plus marqué pour le moment de renversement qui nous intéresse ici. Ainsi, il apparaît compliqué de développer un modèle phénoménologique simple basé sur la pression en s'appuyant sur des considérations physiques pour l'évaluation des modifications du moment de renversement.

Dans cette partie, nous travaillons donc directement sur les coefficients aérodynamiques globaux. Nous appliquons une méthode permettant d'évaluer le moment de renversement par rapport au rail sous le vent pour une plage angulaire comprise entre 0 et 40°, ce qui correspond aux conditions de circulation réalistes les plus fréquemment rencontrées. Cette méthode a été développée par Baker [7] au cours de ses travaux concernant la recherche d'une expression simplifiée des efforts aérodynamiques. Il a étudié le comportement aérodynamique d'une grande variété de trains et a mis en évidence que les courbes peuvent être réduites à une forme générique en divisant les efforts aérodynamiques par leur valeur à 40° de dérapage. Les données se superposent alors pour les angles de dérapage inférieurs à 40° et la courbe est de la forme :

$$\frac{C_{M_x}(\beta)}{C_{M_x,\beta=40^\circ}} = \left( \frac{\sin \beta}{\sin 40} \right)^n \quad (4.5)$$

La figure 4.37 présente ces courbes pour les deux modèles de train avec et sans lignes de toiture. La valeur de  $n$  est choisie de manière à minimiser l'écart entre le moment et la courbe générique. La valeur optimale évolue entre 1,4 et 1,6 suivant la configuration. Nous choisissons une valeur moyenne de 1,5 et l'erreur commise ne dépasse pas 2%. De plus, Baker [7] a montré que le risque de renversement est très peu dépendant de  $n$  pour des valeurs comprises entre 1,2 et 1,6. On remarque ainsi que les deux modèles de train suivent bien un comportement descriptible à partir de la courbe générique définie par Baker, avec et sans lignes de toiture.

La figure 4.38 présente les résultats de la modélisation pour les deux trains.

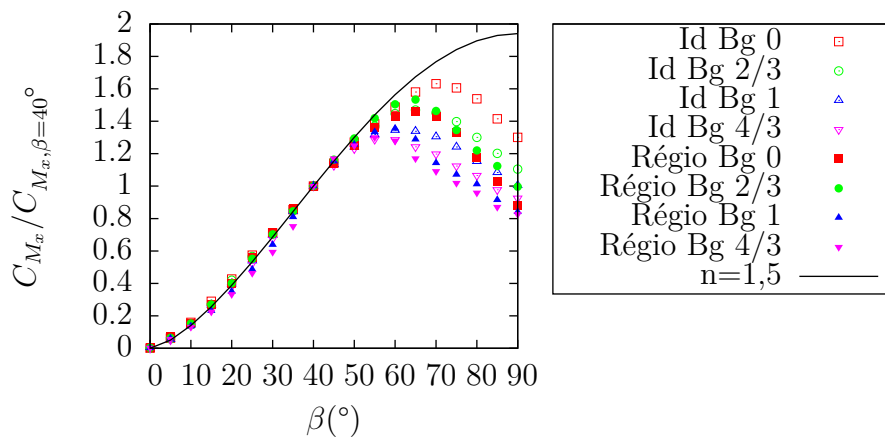


FIGURE 4.37 – Courbe générique pour le moment de renversement.

Sur le modèle idéalisé, la modélisation est très proche du moment obtenu avec la balance aérodynamique. Les écarts sont inférieurs à 5 % avant l'angle critique. Sur le modèle régional, l'écart entre la modélisation et les pesées reste inférieur à 10 %. Le moment est surévalué pour les lignes de toiture les plus grandes avant 40°. L'approche est conservatrice du point de vue du risque de renversement, ce qui est important pour pouvoir utiliser ces résultats dans le cadre d'une évaluation de risque.

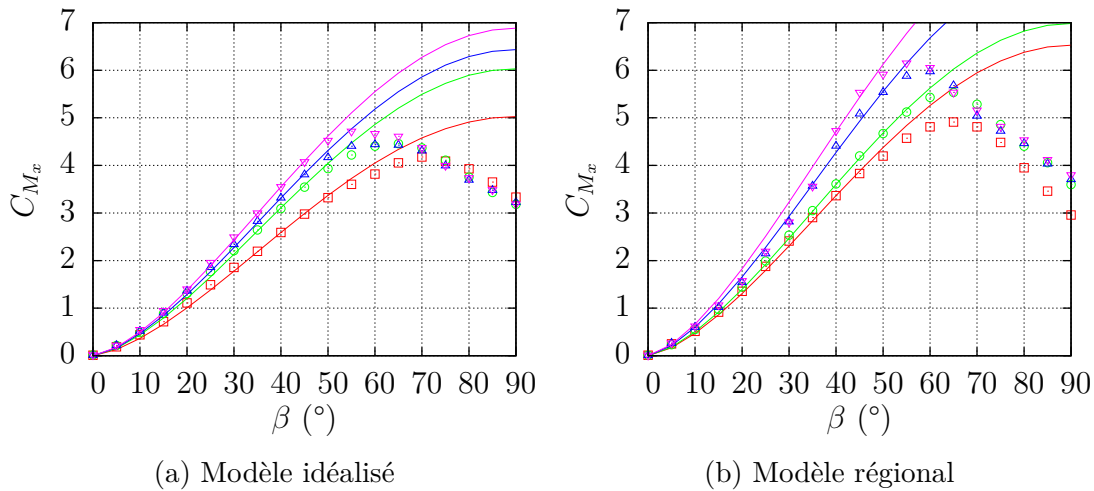


FIGURE 4.38 – Évaluation du moment de renversement à partir de la courbe modélisée. Marqueurs vides  $\square$  : données expérimentales, lignes continues  $-$  : courbes modélisées.  $\square$  : toit lisse, rapport homothétique :  $\circ$  2/3,  $\triangle$  : 1,  $\nabla$  : 4/3.

Cette méthode s'avère donc efficace pour évaluer les efforts dans une plage angulaire réaliste. Cependant, elle nécessite la connaissance de  $n$  et la valeur du moment avec lignes de toiture à 40° de dérapage. Lors d'essais en soufflerie, les courbes sans lignes de toiture seront nécessaires à la validation du train, la valeur



de  $n$  pourra alors être obtenue avec un recalage sur les efforts sans lignes de toiture. Cette modélisation fait malgré tout intervenir un paramètre empirique que l'on ne connaît pas *a priori*, la valeur du moment de renversement à  $40^\circ$  de dérapage. Dans le cas présent, sur le modèle idéalisé on a  $C_{M_x}(Bg)/C_{M_x}(Lisse) = 1,2, 1,27$  et  $1,37$  pour les obstacles de rapport homothétique  $2/3, 1$  et  $4/3$ . Sur le modèle régional, on obtient les valeurs  $1,07, 1,27$  et  $1,4$ . Il apparaît difficile d'établir une relation faisant intervenir la taille des lignes de toiture permettant de calculer ces valeurs *a priori*. Une extrapolation à d'autres échelles de reproduction apparaît compliquée aussi. Une possibilité pour évaluer cette valeur reste d'utiliser la simulation numérique pour un angle de dérapage de  $40^\circ$ .

## 4.4 Conclusion

L'impact des lignes de toiture sur l'aérodynamique des deux modèles de train a été étudié dans ce chapitre. L'ajout des lignes sur le toit des véhicules modifie les efforts aérodynamiques et le moment de renversement. L'effort latéral augmente, la portance diminue et le moment de renversement par rapport au rail sous le vent augmente. Ainsi, le risque de renversement des trains augmente avec l'ajout des lignes de toiture. Leur effet augmente avec leur échelle de reproduction pour les deux trains. Sur le modèle régional, le plus petit obstacle a mis en évidence un comportement intermédiaire entre les efforts obtenus sans lignes et avec lignes de toiture. Dans ce cas, l'augmentation d'efforts pour les faibles angles de dérapage, correspondant à des conditions de circulation réalistes, reste très faible. Ce résultat est important du point de vue industriel car un mauvais choix d'échelle de reproduction pourrait conduire à une sous-estimation importante du risque de renversement.

L'analyse de la topologie de l'écoulement a permis de mettre en évidence les principales modifications provoquées par les lignes de toiture. Nous avons en particulier mis en évidence la formation d'une zone de recirculation en amont de la ligne toiture située au vent. Les lignes de toiture provoquent aussi la formation de structures tourbillonnaires dans leur sillage. Ces structures sont en interaction avec la surface du train et modifient ainsi la répartition de pression autour du véhicule. Elles interagissent ensuite avec les structures tourbillonnaires du sillage. Nous avons montré que l'organisation générale du sillage est conservée et que les deux régimes d'écoulement observés derrière les trains à toiture lisse sont observés aussi.

L'intégration de la pression autour des trains s'est montrée suffisante pour reproduire l'effet des lignes de toiture déjà observé sur les pesées. Des comportements différents des deux trains vis-à-vis des lignes de toiture ont pu être mis en évidence. Le phénomène de recompression observé en amont de l'obstacle au vent impacte fortement l'effort latéral et la portance. Sur l'effort latéral, les modifications de la pression sur la face sous le vent impactent elles-aussi beaucoup les efforts, mais les zones impliquées sont différentes suivant le train. Sur la portance, la modification de pression en amont et en aval de la ligne de toiture au vent est à l'origine d'une partie des changements d'efforts. Une grande partie reste liée à des modifications plus globales. Sur le moment de renversement, les effets de la recompression se compensent partiellement et ont un impact moins marqué que sur l'effort latéral. Les modifications de la pression dans le sillage de la ligne de toiture sous le vent contribuent pour près de moitié à l'augmentation du moment de renversement. Une large partie du moment de renversement est aussi liée à des modifications plus globales de la répartition de pression.

Il est finalement difficile de modéliser l'effet des lignes de toiture en s'appuyant sur la répartition de pression. L'utilisation d'une méthode empirique s'est avérée efficace pour évaluer la courbe d'évolution du moment de renversement pour les faibles angles de dérapage. Cette méthode n'est toutefois pas suffisante pour pou-

voir prédire l'effet d'une ligne de toiture à priori car elle nécessite la connaissance d'un point de la courbe.

# Chapitre 5

## Conclusion générale

### 5.1 Synthèse

Lorsqu'un train circule en situation de fort vent traversier, il est soumis à un risque de renversement. L'évaluation de ce risque est nécessaire à la certification commerciale des trains afin d'assurer la sécurité des passagers et des marchandises transportés. D'un point de vue aérodynamique, cette évaluation est basée sur les coefficients aérodynamiques du véhicule. Ceux-ci sont évalués lors d'essais en soufflerie qui sont réalisés sur des maquettes de trains à échelle réduite. Lors de la fabrication de ces maquettes, il est difficile de représenter l'ensemble des détails présents à la surface des véhicules réels, les maquettes sont alors généralement simplifiées. Lors de ces travaux, nous avons étudié l'impact de lignes de toiture modélisant des câbles transportant l'électricité en toiture des trains sur l'aérodynamique des véhicules. La hauteur caractéristique de ces appendices est de l'ordre de quelques pour-cents de la hauteur des véhicules. Ce type de câble est fréquemment rencontré sur les trains, la question de leur reproduction se pose alors généralement lors d'essais en soufflerie. Le but des travaux présents était d'étudier l'impact de ces détails sur l'aérodynamique des trains. L'influence de leur échelle de reproduction a aussi été étudiée afin de s'assurer que leur effet soit le même qu'à pleine échelle.

Les études précédentes ont montré que l'écoulement autour d'un train est un écoulement complexe fortement tridimensionnel. De plus, les auteurs ont mis en évidence une dépendance des coefficients aérodynamiques aux conditions expérimentales (échelles et niveaux de turbulence, configuration du sol). Ainsi, les conditions expérimentales et les maquettes de trains ont été simplifiées afin de concentrer nos efforts sur l'analyse de l'impact des lignes de toiture sur l'écoulement. L'approche retenue a donc été celle d'un train statique fixé rigidement sur un sol plan placé dans un écoulement uniforme. Cette configuration présente un intérêt industriel puisqu'elle fait partie des scénarios employés pour la certification commerciale des trains en Europe. De plus, un grand nombre de trains a déjà été testé dans cette configuration facilitant ainsi les comparaisons avec nos essais.

Nous avons utilisé deux modèles de train au cours de ces travaux. Le premier est un train dont la forme a été très simplifiée. L'écoulement autour de ce modèle est très bien documenté dans la littérature et les études précédentes ont prouvé qu'il est très proche de celui obtenu sur des maquettes de train réelles. Le second modèle employé a été conçu pour cette étude et se base sur un train régional.

Pour évaluer l'effet global des lignes de toiture sur le comportement aérodynamique des véhicules, nous avons mesuré expérimentalement les efforts aérodynamiques. Nous avons ainsi démontré que la présence des lignes sur le toit des véhicules augmente le risque de renversement des deux modèles de trains étudiés. De plus, nous avons montré que cette augmentation dépend fortement de la taille des lignes de toiture. Une configuration s'est avérée particulièrement critique d'un point de vue industriel. En effet, nous avons identifié une taille des lignes de toiture pour laquelle l'augmentation d'efforts est très faible sur le modèle régional. Ainsi, une échelle de reproduction des détails non adaptée lors d'essais de certification pourrait conduire à une large sous-estimation du risque de renversement.

Afin de comprendre les causes de l'augmentation du risque de renversement, nous avons dans un premier temps identifié les modifications de pression locales ayant un impact sur les efforts globaux. Nous avons ainsi déterminé que le quart supérieur au vent a un rôle prépondérant dans ces changements. En effet, l'écoulement dans cette zone est attaché en l'absence de lignes de toiture. Nous avons montré que la répartition de pression y est alors caractérisée par des pics dépressionnaires qui contribuent largement aux efforts aérodynamiques. Nous avons en particulier établi le lien entre la forme du train et ces dépressions. Une des conséquences de ce résultat est que la contribution aux efforts aérodynamiques de cette région du train diffère entre les deux modèles testés. Comme les lignes de toiture sont placées dans cette région, elles modifient fortement l'intensité de ces pics et ont ainsi un impact important sur les efforts globaux. Nous avons ainsi démontré que la modification de la pression en amont de la ligne de toiture au vent est à l'origine d'une grande partie de l'augmentation de l'effort latéral (50 %), qui contribue fortement au risque de renversement.

Pour les angles de dérapage correspondant à des conditions de circulation réalistes, nous avons toutefois montré que cet effet est en grande partie compensé par les modifications de l'effort vertical. Dans un second temps, nous avons donc étudié les modifications de pression plus globales ayant un impact sur les efforts aérodynamiques. Ainsi, nous avons déterminé que les modifications de pression provoquées par les lignes de toiture sur le toit et la face sous le vent ont un impact sur les efforts. Nous avons en particulier montré que la moitié de l'augmentation du risque de renversement est liée à une modification de la pression dans le sillage de la ligne de toiture sous le vent, l'autre moitié étant liée à une modification de l'aérodynamique globale autour du train. Nous avons ensuite identifié les changements de topologie de l'écoulement à l'origine de ces modifications de pression.

Sur le toit du train équipé de lignes de toiture, nous avons tout d'abord mis

en évidence un décollement de l'écoulement au niveau de la ligne au vent. L'écoulement est alors entièrement décollé sur tout le toit alors que dans le cas d'une toiture lisse, il est attaché et décolle sous l'action d'un gradient de pression adverse dans le coin supérieur sous le vent. La répartition de pression associée à ces deux régimes d'écoulement est alors différente.

Sur la face sous le vent, nous avons montré que la répartition de pression est directement liée au régime d'écoulement dans le sillage du véhicule. La position de la ligne de séparation de l'écoulement sur le toit étant modifiée par l'ajout des lignes, on s'attendait à des modifications profondes de l'organisation du sillage des trains. Nous avons en fait montré que cette organisation est conservée en présence de lignes de toiture. En effet, on retrouve bien les deux régimes d'écoulement qui caractérisent le sillage d'un train. Les structures tourbillonnaires en dérapage de l'écoulement de type corps élancé sont en particulier bien conservées. Nous avons ainsi montré que la modification de la répartition de pression sur la face sous le vent n'est pas causée par une modification profonde de l'organisation du sillage. Celle-ci est en fait liée à une modification de la pression lors du décollement sur la ligne de toiture au vent, qui se répercute de manière plus globale sur la répartition de pression.

Enfin, nous avons mis en évidence la formation de structures tourbillonnaires en dérapage dans le sillage direct des lignes de toiture. Aussi, l'interaction de ces structures avec la surface du train se traduit localement par une modification de la répartition de pression. Nous avons montré que ces structures interagissent ensuite avec les structures tourbillonnaires du sillage sans le déstructurer. Elles ont alors un impact indirect sur la répartition de pression sur la face sous le vent.

Nous avons finalement démontré que l'augmentation du risque de renversement est liée d'une part à des modifications de pression locales très importantes, mais aussi à des modifications de pression plus globales. D'un point de vue industriel, il serait pertinent de pouvoir évaluer cette augmentation du risque associé à une ligne de toiture de taille donnée afin de limiter le nombre de configurations à tester. Compte tenu des modifications de pression liées à l'augmentation du moment, il apparaît compliqué de baser une telle modélisation sur la répartition de pression. L'utilisation d'une méthode empirique s'appuyant directement sur les efforts globaux s'est alors avérée efficace pour évaluer le moment de renversement dans des conditions de circulation réalistes. Toutefois, cette méthode ne répond pas pleinement à la problématique car elle nécessite la connaissance des efforts pour une incidence de vent donnée afin de pouvoir les évaluer sur toute la plage angulaire d'intérêt.

Afin d'aller plus loin dans la compréhension du phénomène de recompression en amont de la ligne de toiture, nous avons étudié en détail les modifications de la pression en amont de cet obstacle. Nous nous attendions en particulier à ce que l'effet des lignes de toiture sur cette recompression soit fortement lié à l'épaisseur de la couche limite sur le train. Nous avons alors fait le parallèle entre cet

écoulement et celui plus simple autour d'un obstacle monté sur une plaque plane. Contrairement aux études précédentes, nos résultats ont montré que l'épaisseur de couche limite n'est pas un paramètre de similitude de cet écoulement. Nous avons alors cherché à vérifier ce résultat sur les trains. Pour cela, nous avons d'abord développé une méthode expérimentale pour évaluer l'épaisseur de la couche limite sur les véhicules. Nous avons ensuite étudié l'effet d'une modification de cette épaisseur et montré que son impact sur le risque de renversement est négligeable. Cette analyse nous a permis de démontrer que l'épaisseur de couche limite n'est pas un paramètre de similitude de l'écoulement autour des lignes de toiture sur le train. Ce résultat est intéressant d'un point de vue industriel pour la préparation d'essais puisqu'il traduit le fait que l'effet des lignes de toiture est très peu dépendant de l'état de surface de la maquette.

## 5.2 Perspectives

Les travaux menés ici avaient pour objectif de déterminer une échelle de reproduction pour les appendices de toiture de faible dimension conduisant à une reproduction réaliste des efforts aérodynamiques à pleine échelle.

L'étude présente a montré une faible dépendance des efforts aérodynamiques au nombre de Reynolds lorsque le toit est équipé de lignes de toiture. Toutefois, le nombre de Reynolds maximum testé ici reste de deux ordres de grandeur inférieur au nombre de Reynolds d'un train à pleine échelle. D'un point de vue global, des études ont montré que l'écoulement autour du train ne subit plus de changement au delà de la valeur employée dans nos essais. Localement cependant, la nature de l'écoulement autour des lignes de toiture peut encore dépendre du nombre de Reynolds. Il conviendrait donc de réaliser une étude de l'impact des lignes de toiture sur les efforts à des nombres de Reynolds allant jusqu'à celui d'un écoulement à pleine échelle.

Nous avons aussi montré que l'influence de l'épaisseur de la couche limite sur l'effet des lignes de toiture est faible pour les deux maquettes étudiées. Il conviendrait de déterminer l'épaisseur de la couche limite sur un train à pleine échelle pour confirmer que notre étude à échelle réduite est bien représentative d'un cas réel. En effet, des mesures de couche limite ont déjà été réalisées sur des trains réels mais les points de mesure étaient situés sur le toit ou les faces latérales du train. De plus, ces mesures ont été faites dans le cas d'une circulation sans vent latéral. Ainsi, des mesures complémentaires s'avèrent nécessaires.

L'étude de l'effet des lignes de toiture sur le modèle régional a mis en évidence une taille de ces lignes conduisant à une faible augmentation des efforts. L'analyse de la dynamique du décollement généré par ces lignes indique un comportement différent de celui observé avec les autres tailles d'obstacles. Sur le modèle idéalisé, les lignes de toiture de la même échelle de reproduction n'ont pas mis en évidence ce comportement. Nous avons d'abord pensé que ce phénomène était lié à l'épaisseur de la couche limite sur le train, mais nos mesures ont montré que celle-ci est sensiblement la même pour les deux modèles. Il semble donc que cette différence de comportement s'explique par la forme du train, mais les mécanismes en jeu restent à explorer. Il apparaît ainsi important d'étudier plus finement l'écoulement autour des lignes de toiture pour cette configuration. La simulation numérique pourrait s'avérer un outil pertinent pour cette recherche. En effet, l'information en tout point de l'écoulement pourrait permettre de comparer en détail les écoulements avec différentes tailles de lignes de toiture et d'identifier ainsi les mécanismes à l'origine des différents comportements.

Nous avons testé le modèle idéalisé dans deux souffleries dans lesquelles la couche limite sur le sol est très différente. Dans un cas, l'épaisseur est inférieure à la garde au sol alors que dans l'autre, elle vaut le tiers de la hauteur du train. L'analyse de la topologie de l'écoulement indique une organisation similaire dans



les deux cas. Il semble pertinent d'évaluer les efforts aérodynamiques dans ces deux configurations expérimentales afin de s'assurer d'une indépendance complète de l'effet des lignes de toiture à l'épaisseur de couche limite sur le sol.

Même si l'analyse menée dans ces travaux a montré qu'il est difficile d'obtenir un modèle phénoménologique simple basé sur la pression pour la prédiction de l'effet des lignes de toiture, il reste pertinent d'un point de vue industriel de développer une telle méthode. Nous avons cherché à obtenir les courbes d'efforts correspondant à une ligne de taille quelconque à partir des efforts sans lignes de toiture d'une part et avec des lignes de toiture d'autre part. Nous ne sommes pas parvenus à trouver un modèle valide sur toute la plage angulaire. De plus, nous n'avons pas pu trouver de modèle qui fonctionne sur les deux trains. Cette piste reste à explorer et des simulations numériques pourraient permettre d'approfondir la recherche d'un modèle basée sur la répartition de pression grâce à une information en tout point de la surface, là où nous n'avions que quelques prises de pression dans cette étude.

Enfin, compte tenu de la faible dépendance apparente du risque de renversement aux paramètres physiques de l'écoulement (nombre de Reynolds et épaisseur de couche limite sur le véhicule), la similitude géométrique nous semble l'échelle de reproduction adaptée pour obtenir des efforts réalistes en soufflerie.

# Annexe A

## Analyse de la répartition de pression en amont d'obstacles

### Sommaire

---

<b>A.1 Objectifs de l'étude, position du problème . . . . .</b>	<b>157</b>
<b>A.2 Conditions expérimentales . . . . .</b>	<b>158</b>
<b>A.3 Analyse de l'écoulement autour des obstacles . . . . .</b>	<b>159</b>
A.3.1 Topologie de l'écoulement . . . . .	159
A.3.2 Répartition de la pression autour de l'obstacle . . . . .	161
A.3.3 Effet du dérapage sur la répartition de pression . . . . .	164

---

### A.1 Objectifs de l'étude, position du problème

Sur les trains, nous avons mis en évidence que la modification de pression en amont de la ligne de toiture au vent a un impact important sur les efforts aérodynamiques. Afin de mieux comprendre la recompression mise en évidence, nous focalisons notre attention sur cette zone de l'écoulement.

Localement, la configuration de la ligne de toiture sur le toit du train peut être vue comme un obstacle monté sur une plaque subissant un gradient de pression. Toutefois, pour des raisons techniques, nous simplifions cette configuration et ne représentons pas le gradient de pression. La comparaison entre les deux configurations aura donc des limites. Cette approche simplifiée présente un aspect intéressant puisqu'elle peut être vue comme un cas limite de gradient de pression nul. De nombreuses études ont été réalisées sur des obstacles montés sur plaque plane mais les auteurs se sont le plus souvent intéressés à l'écoulement dans le sillage de ces obstacles. Arie [6] a étudié la répartition de pression en amont d'un obstacle parallélépipédique. Good & Joubert [45] ont étudié la répartition de pression en amont d'une plaque fine montée en paroi. Bradshaw [20] a étudié la répartition de pression en amont d'une marche montante. Ces auteurs ont montré que l'écoulement en amont de l'obstacle est en partie piloté par le rapport entre la taille de

cet obstacle ( $h$ ) et l'épaisseur de la couche limite sur la paroi ( $\delta_{99}$ ). Dans certains de ces articles, la dépendance à l'épaisseur de couche limite est supposée mais elle est fixée pour des raisons pratiques.

Nous avons donc mené une campagne expérimentale sur un obstacle monté en paroi afin de nous placer dans une situation où le rapport  $h/\delta_{99}$  est identique à celui du train. De plus, nous avons étudié l'influence de l'angle entre l'écoulement et l'obstacle. Cette configuration présente un intérêt pratique par rapport au train puisqu'elle permet en particulier de générer plus facilement différents rapports  $h/\delta_{99}$ . De plus, les dimensions retenues nous permettent de positionner un plus grand nombre de prises de pression en amont de l'obstacle que sur le train. L'écoulement en aval de l'obstacle est aussi étudié afin de mieux comprendre l'interaction entre les lignes de toiture et l'écoulement, notamment dans le cas d'un écoulement non normal à l'obstacle.

## A.2 Conditions expérimentales

La forme des obstacles est la même que les lignes de toiture, ce sont des parallélépipèdes rectangles biseautés à  $45^\circ$  à chacune des extrémités (figure A.1). La dimension de ces obstacles est choisie de manière à obtenir des rapports  $h/\delta_{99}$  identiques à ceux du train.

Nous avons mis en évidence dans le chapitre 4 que l'épaisseur de couche limite sur le train varie avec le dérapage et la position longitudinale. Afin de mettre en évidence son rôle dans la répartition de pression autour de l'obstacle, nous sélectionnons une configuration pour laquelle son épaisseur est la plus grande possible et pour laquelle les lignes de toiture ont un effet. La configuration retenue est celle d'un angle de dérapage de  $30^\circ$  à  $5,5D$  du nez du train et correspond à une valeur  $h/\delta_{99} = 1$  pour l'obstacle de rapport homothétique 1.

Afin de pouvoir générer différents rapports  $h/\delta_{99}$ , trois obstacles sont utilisés et l'épaisseur de la couche limite sur le plancher est modifiée à l'aide de fils de transitions placés sur le bord d'attaque du plancher. Nous veillons à conserver un profil de couche limite canonique, pour cela nous conservons donc uniquement les diamètres de fil permettant d'obtenir un rapport d'aspect de la couche limite  $H \simeq 1,4$ . Les principales caractéristiques de la couche limite obtenue sur le plancher avec différents fils de transition sont présentées dans le tableau A.1, et les différents rapports  $h/\delta_{99}$  correspondant sont présentés dans le tableau A.2.

Le nombre de Reynolds de l'écoulement basé sur la hauteur des obstacles vaut respectivement 28000, 42000 et 56000 pour les hauteurs 9,3, 14 et 18,7 mm. Les obstacles sont positionnés à une distance de 480 mm du bord d'attaque à  $90^\circ$  de dérapage. Les autres angles de dérapage étudiés sont  $60^\circ$  et  $30^\circ$ . Ils sont obtenus en faisant pivoter les obstacles par rapport à leur centre. 56 prises de pression sont réparties autour des obstacles, 36 en amont et 20 en aval. Ces prises de pression ont un diamètre extérieur de 1 mm. L'installation des obstacles dans la veine d'essai est illustrée sur la figure A.1 pour un angle de  $60^\circ$  entre l'écoulement incident et

Rugosité (mm)	0	1	1,5
$\delta_{99}$	9,65	11,96	14,17
$\delta^*$	1,63	2,04	2,18
$\theta$	1,14	1,43	1,57
H	1,43	1,43	1,39

TABLE A.1 – Principales caractéristiques de la couche limite sur le plancher pour différentes rugosités, données en mm

Rugosité (mm)	0	1	1,5
Homothétie 2/3	0,97	0,78	0,66
Homothétie 1	1,45	1,17	0,99
Homothétie 4/3	1,93	1,56	1,32

TABLE A.2 – Rapport entre les épaisseurs de couche limite et la taille des obstacles

l'obstacle. Pour chaque angle, les mesures de pression sont acquises à la fois suivant la ligne de prises de pression alignée avec l'écoulement amont et suivant une ligne de prises de pression normale à l'obstacle.

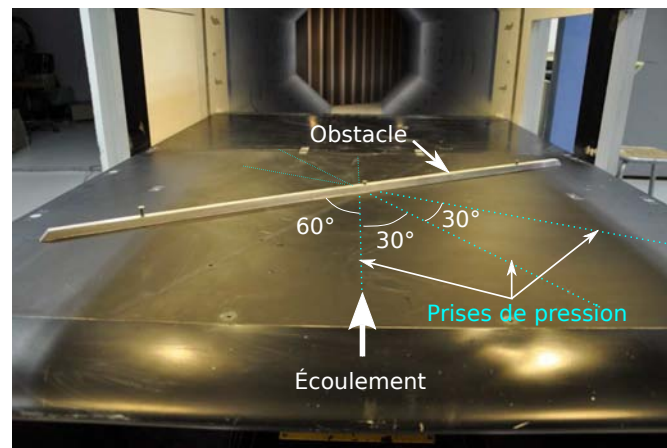


FIGURE A.1 – Installation d'un obstacle sur le plancher de la soufflerie bois

## A.3 Analyse de l'écoulement autour des obstacles

### A.3.1 Topologie de l'écoulement

**Écoulement normal à l'obstacle** La figure A.2 présente le spectre pariétal autour de l'obstacle de rapport homothétique 1 dans le cas d'un écoulement normal. On observe un décollement de l'écoulement en amont de l'obstacle suivant la ligne de séparation S et un recollement en aval suivant la ligne d'attachement A. Cette ligne met en évidence de forts effets tridimensionnels dans le sillage de l'obstacle.

L'utilisation de plaques de garde pour limiter ces effets ne s'est pas avérée probante (figure A.3), elle n'a donc pas été retenue.

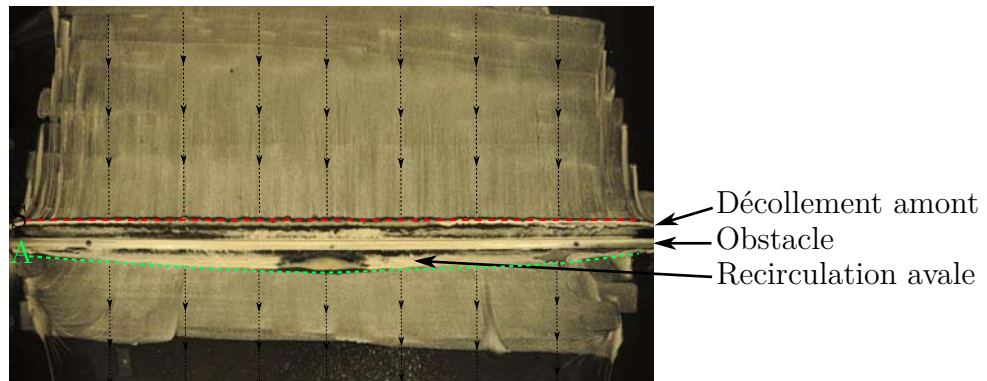


FIGURE A.2 – Topologie de l'écoulement dans le cas d'un écoulement normal à l'obstacle. Obstacle de rapport homothétique 1, l'écoulement va de haut en bas.

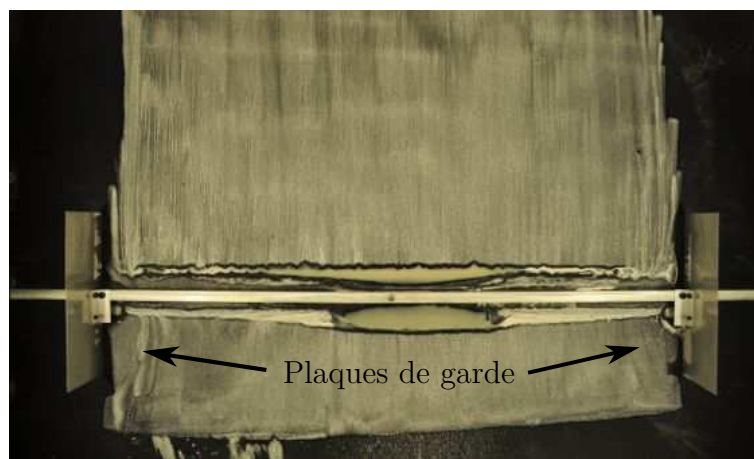


FIGURE A.3 – Spectre pariétal autour de l'obstacle de rapport homothétique 1 avec utilisation de plaques de garde pour limiter les effets de bord.

Nous avons mis en évidence que la longueur des zones de recirculation dépend de la taille de l'obstacle. Plus l'obstacle est de taille importante, plus ces zones sont grandes. La zone de recirculation amont est évaluée à 2 fois la hauteur de l'obstacle. Cette valeur est en accord avec les résultats rapportés par Arie [6] sur une configuration similaire et par Bradshaw [20] sur une marche montante. La variation de l'épaisseur de couche limite (voir tableau A.2) n'a apporté aucune modification notable à la topologie de l'écoulement, ni aux longueurs des zones de recirculation.

**Obstacle en dérapage** Lorsque l'obstacle est mis en dérapage, on observe des modifications de la topologie de l'écoulement (figure A.4). L'angle entre les lignes

de frottement et l'obstacle diminue lorsque l'écoulement approche. A  $60^\circ$ , l'écoulement décolle suivant la ligne de séparation  $S$  avec un angle de l'ordre de  $30^\circ$  entre les lignes de frottement et l'obstacle. À  $30^\circ$  l'écoulement est fortement dévié en approchant de l'obstacle et on n'observe plus de décollement.

En aval de l'obstacle, une structure tourbillonnaire prend naissance au niveau de l'extrémité amont l'obstacle. Celle-ci occupe un espace plus important dans le sillage de l'obstacle à  $60^\circ$  de dérapage. L'écoulement recolte en aval suivant la ligne d'attachement notée  $A$ . Cette structure tourbillonnaire est similaire à celles observées sur le toit du train,  $V_{toit}$  et  $V'_{toit}$ .

On observe aussi une zone de recirculation juste en aval de l'obstacle dans laquelle les lignes de frottement indiquent une composante de vitesse longitudinale très marquée.

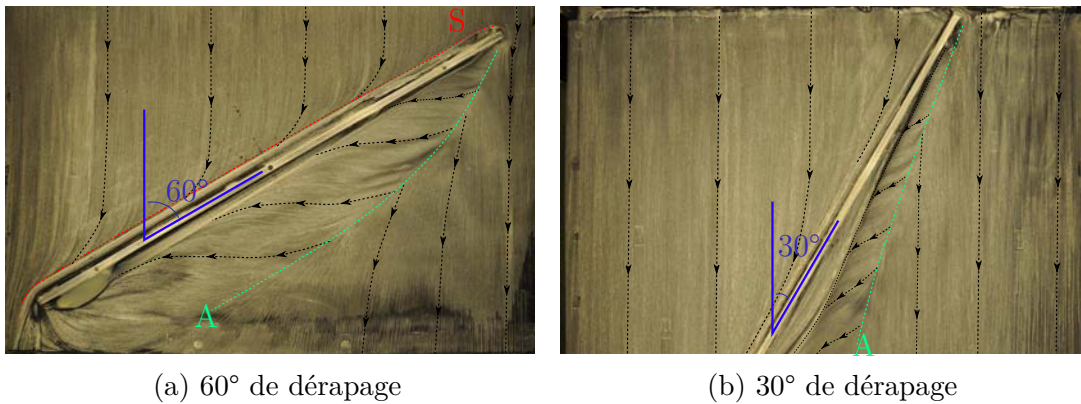


FIGURE A.4 – Topologie de l'écoulement autour de l'obstacle en dérapage

### A.3.2 Répartition de la pression autour de l'obstacle

#### A.3.2.1 Obstacle normal à l'écoulement

La figure A.5 présente la répartition de pression autour de l'obstacle de rapport homothétique 1 à  $90^\circ$  de dérapage. L'écoulement va de gauche à droite.

Lorsque l'écoulement approche de l'obstacle, il ralentit et on observe une augmentation de la pression. À l'approche du décollement situé à  $x/h = -2$  le gradient de pression diminue comme le rapporte Arie [6]. Tout de suite en aval de l'obstacle, le différentiel de pression statique par rapport à l'écoulement perturbé est négatif. La dépression est maximale à  $4h$  de l'obstacle ( $x/h=5$ ) puis la pression tend vers  $C_p = 0$  loin de l'obstacle.

Nous cherchons à présent à mettre en évidence l'influence du rapport entre la taille de l'obstacle  $h$  et l'épaisseur de la couche limite sur le plancher  $\delta_{99}$  sur la répartition de pression autour de l'obstacle. Dans un premier temps, nous étudions séparément l'influence de chacun de ces paramètres.

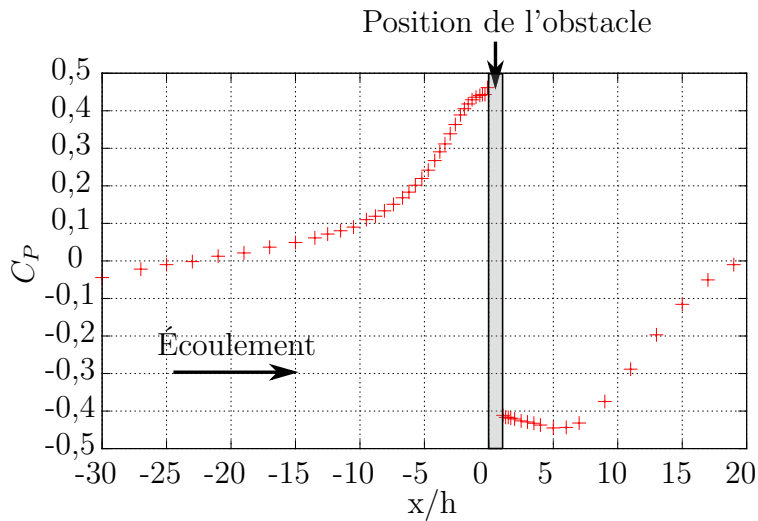


FIGURE A.5 – Répartition de pression autour de l'obstacle de rapport homothétique 1 à 90° de dérapage

### A.3.2.2 Effet de la hauteur de l'obstacle sur la répartition de pression

Pour les trois tailles d'obstacles testées, le comportement est similaire (figure A.6a). Plus l'obstacle est de taille importante, plus le niveau de pression atteint en amont est élevé, et plus la longueur d'influence relative diminue. Ces résultats sont en accord avec les observations de Good & Joubert [45]. En aval, la dépression est la plus importante avec l'obstacle de la plus petite taille. L'écart entre la pression en amont et en aval est en fait le même pour les trois obstacles.

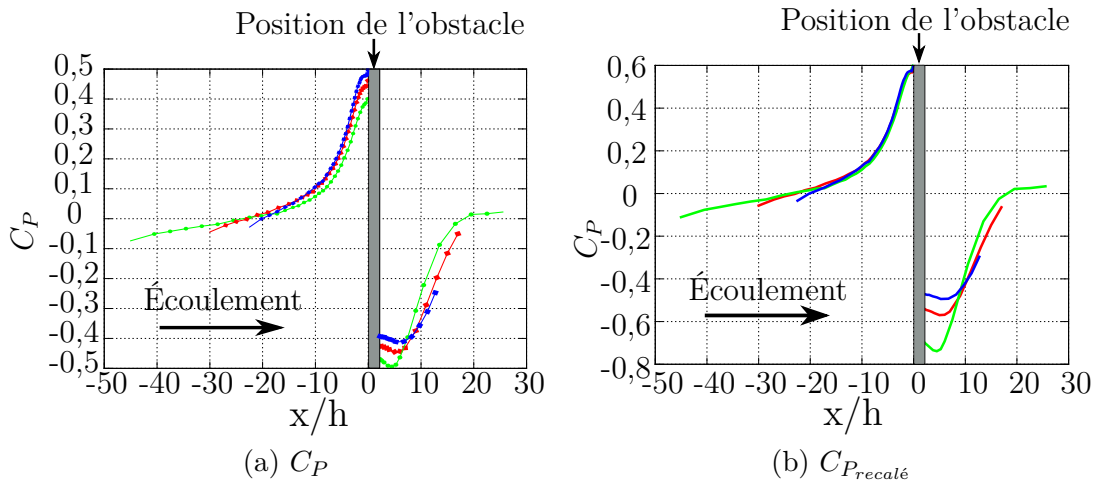


FIGURE A.6 – Effet de la hauteur sur la répartition de pression autour de l'obstacle. Rapport homothétique ■ : 2/3, ■ : 1, ● : 4/3.

Ici, le coefficient de pression est adimensionné par la vitesse de l'écoulement non perturbé. Cette vitesse est la même pour les trois obstacles considérés. Or,

la taille des obstacles est du même ordre de grandeur que la couche limite. Ainsi, la vitesse « vue » par chaque obstacle est différente. Il apparaît plus pertinent de calculer un coefficient de pression basé sur la vitesse vue par chaque obstacle. Cette vitesse moyenne peut être obtenue en intégrant le profil de vitesse depuis la paroi sur la hauteur de l'obstacle. Cette vitesse est notée  $V_{ref}$  et permet de calculer le coefficient de pression suivant :

$$C_{P_{recalé}} = \frac{p - p_{\infty}}{\frac{1}{2}\rho_{\infty}V_{ref}^2} \quad (A.1)$$

Ainsi, en amont de l'obstacle, avec le coefficient de pression basé sur la vitesse vue par l'obstacle, on montre que les profils sont les mêmes dans les trois cas (figure A.6b). Ce résultat ne s'applique pas en aval de l'obstacle.

### A.3.2.3 Effet de l'épaisseur de couche limite sur la répartition de pression

L'effet de l'épaisseur de la couche limite sur la répartition de pression est présenté sur la figure A.7 pour l'obstacle de rapport homothétique 1. Cette courbe est représentative des courbes obtenues avec d'autres hauteurs d'obstacles.

Lorsque l'épaisseur de couche limite augmente, l'effet de l'obstacle diminue, ce qui est en accord avec la signification physique de l'épaisseur de déplacement. En effet, si l'épaisseur de déplacement augmente, tout se passe comme si on avait "déplacé" la paroi vers le haut, d'une valeur qui correspond à l'épaisseur de déplacement.

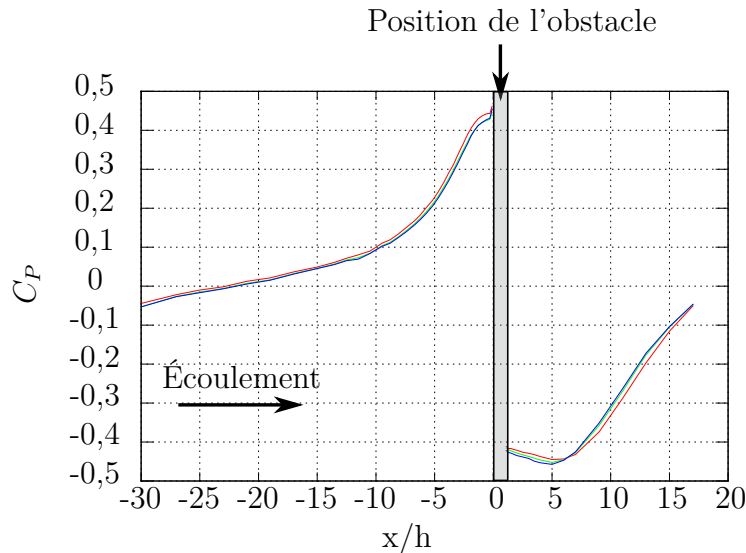


FIGURE A.7 – Effet d'une modification de l'épaisseur de la couche limite sur la paroi sur la répartition de pression autour de l'obstacle de rapport homothétique 1. Rugosité : ■ : 0 mm, ■ : 1 mm, ● : 1,5 mm.

La différence entre les courbes reste toutefois faible. On remarque ainsi que



l'effet d'une modification de l'épaisseur de couche limite  $\delta_{99}$  dans les mêmes proportions qu'une modification de la taille de l'obstacle est plus faible. En effet, la différence entre les épaisseurs de couche limite obtenues dans les configurations « couche limite 0 » et « couche limite 1,5 » est la même qu'entre les obstacles de rapport homothétique 2/3 et 1. Les différences entre les courbes de répartition de pression restent toutefois plus élevées dans le cas d'une modification de la hauteur de l'obstacle.

### Effet du paramètre $h/\delta_{99} = 1$ sur la répartition de pression

La figure A.8 présente la répartition de pression autour de l'obstacle pour une même valeur du rapport  $h/\delta_{99} = 1$  obtenu avec deux configurations différentes. On remarque que les répartitions de pression obtenues sont différentes. Ainsi, le rapport  $h/\delta_{99}$  ne semble pas le paramètre de similitude de cette configuration, contrairement à ce que rapportent les auteurs précédents.

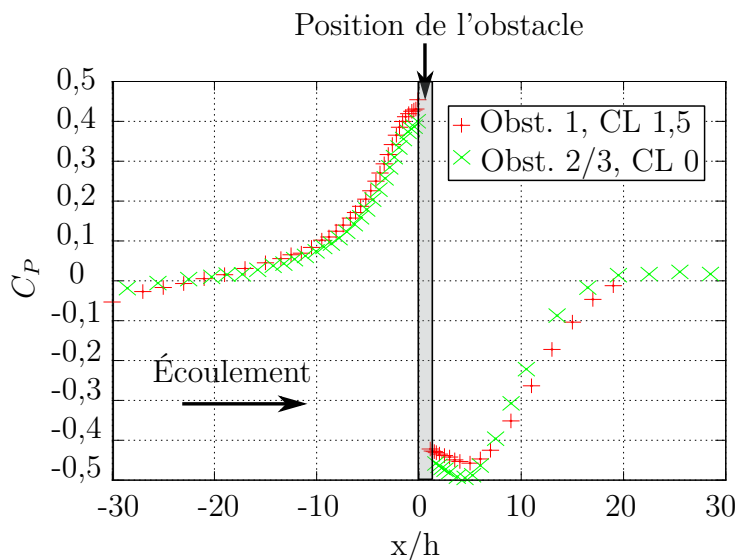


FIGURE A.8 – Répartition de pression autour de l'obstacle pour une même valeur de  $h/\delta_{99} = 1$  obtenu avec deux configurations différentes.

### A.3.3 Effet du dérapage sur la répartition de pression

Nous avons vu que la topologie de l'écoulement autour des obstacles en dérapage était différente de celle obtenue avec un obstacle normal à l'écoulement. D'une part, l'orientation des lignes de frottement en amont de l'obstacle est modifiée par sa présence. D'autre part, une structure tourbillonnaire prend naissance dans le sillage de l'obstacle. L'effet du dérapage sur la répartition de pression est présenté sur la figure A.9 dans le cas de l'obstacle de rapport homothétique 1. Ce cas est représentatif des autres obstacles.

On observe une recompression en amont de l'obstacle ainsi qu'une dépression en aval. Le niveau de pression atteint en amont de l'obstacle est plus faible lorsque

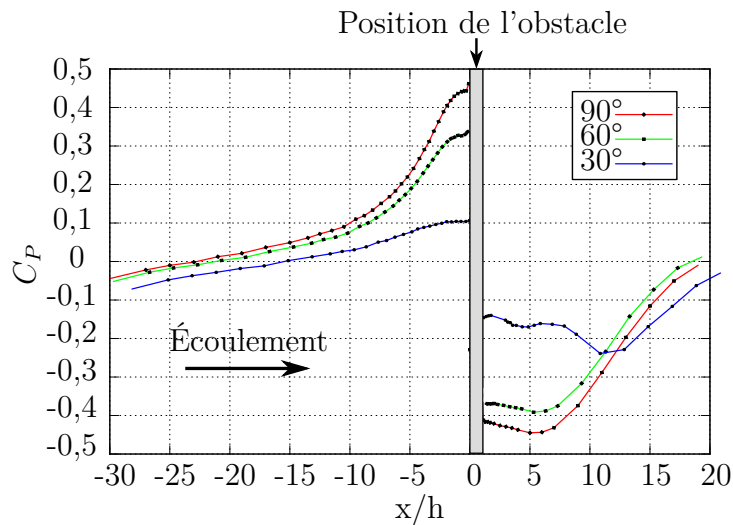


FIGURE A.9 – Effet de l'angle entre l'obstacle et l'écoulement sur la répartition de pression pour l'obstacle de rapport homothétique 1.

l'écoulement n'est pas normal à l'obstacle et diminue à mesure que le dérapage diminue. Cette diminution des niveaux de pression est en accord avec la compétition entre la composante de vitesse normale et transversale. Ainsi, lorsque l'écoulement est normal à l'obstacle, la composante de vitesse longitudinale est nulle et on observe une recompression maximum. Lorsque l'écoulement est aligné avec l'obstacle, la composante de vitesse transversale est nulle et on n'observe pas de recompression. En aval de l'obstacle en dérapage, la présence de la structure tourbillonnaire se manifeste par un pic dépressionnaire.

L'influence de la hauteur de l'obstacle, de l'épaisseur de la couche limite et du rapport entre ces deux quantités sur la répartition de pression a aussi été étudiée dans le cas d'un écoulement non normal à l'obstacle. Les conclusions de cette analyse sont les mêmes que sur une configuration d'un obstacle normal.

## Synthèse

Cette étude a permis de mettre en évidence la dépendance de la répartition de pression autour de l'obstacle à la hauteur de celui-ci. Nous avons démontré que le rapport entre cette hauteur et l'épaisseur de couche limite sur la paroi n'est pas un paramètre de similitude de cet écoulement, contrairement à ce que rapportaient les auteurs ayant étudié cette configuration.



# Table des figures

1.1	Renversement d'un train sur le viaduc d'Owencarrow en Irlande, 1925.	2
1.2	Influence de la direction de l'écoulement, de la ligne de séparation et de la direction de la vorticité sur la zone d�coll�e derrière un corps, d'après Zeiger [105]. . . . .	5
1.3	Visualisation des modes de lâchers tourbillonnaires dans le sillage d'un cylindre incliné, d'après Ramberg [80]. . . . .	6
1.4	Schéma de la séparation de l'écoulement autour d'une aile delta. La ligne de séparation est inclin�e par rapport à l'écoulement, d'après Zeiger [105]. . . . .	6
1.5	Schéma des trois régimes d'écoulement dans le sillage d'un corps élancé incliné par rapport à l'écoulement amont, d'après Peterson [76].	7
1.6	écoulement dans le sillage d'un corps élancé dans le régime stationnaire, d'après Thomson [94]. . . . .	8
1.7	Définition de l'angle de dérapage $\beta$ . . . . .	8
1.8	Modèle idéalisé. . . . .	9
1.9	Schéma du sillage d'un train en dérapage, d'après Copley [29]. . . . .	9
1.10	Structure du sillage du train à différentes positions longitudinales de la figure 1.9, d'après Copley [29]. . . . .	10
1.11	Evolution longitudinale de la répartition d'effort latéral, d'après Mair & Stewart [68]. . . . .	10
1.12	Les différents régimes d'écoulement en fonction du dérapage, d'après Chiu [26]. . . . .	11
1.13	Illustration de la similarité entre l'écoulement instationnaire derrière un cylindre et l'écoulement derrière un corps élancé, d'après Zeiger <i>et al.</i> [105]. . . . .	13
1.14	Comparaison des coefficients aérodynamiques obtenus sur modèles mobiles et fixes, d'après Bocciolone [18]. . . . .	15
1.15	Présentation des différents scénarios de sol considérés dans la norme européenne EN 14067-6:2010 [2]. Les différentes grandeurs sont exprim�es en mm à pleine échelle. . . . .	17
1.16	Comparaison des efforts aérodynamiques obtenus sur remblai dans le cas d'un véhicule placé au vent et sous le vent, d'après Cheliet <i>al.</i> [21]. . . . .	18

1.17	Séparation laminaire sur le toit du train à faible nombre de Reynolds (a) qui disparaît lorsque celui-ci augmente suffisamment, d'après Copley [29]. . . . .	19
2.1	Présentation de la soufflerie climatique Jules Verne. . . . .	25
2.2	Schéma de la soufflerie S120. . . . .	26
2.3	Schémas des modèles de train. . . . .	27
2.4	Superposition des sections du modèle idéalisé et du modèle régional	28
2.5	Détails sur les lignes de toiture. . . . .	29
2.6	Prise en compte des critères de dimensionnement pour les paramètres L et D dans la soufflerie S120. . . . .	30
2.7	Prise en compte des critères de dimensionnement pour les paramètres L et D dans la soufflerie S120. . . . .	31
2.8	Modèle de train régional installé dans la veine d'essais de la soufflerie climatique Jules Verne à 60° de dérapage. . . . .	33
2.9	Modèle idéalisé installé sur le plancher de la soufflerie S120, $\beta = 30^\circ$ .	34
2.10	Nœud d'attachement à l'avant d'un corps arrondi, d'après Déleroy [32].	35
2.11	Écoulement derrière un obstacle cylindrique mis en évidence par de la tomoscopie laser, photographie de P. Bradshaw, reproduite dans An Album of Fluid Motion, Milton Van Dyke [98]. . . . .	36
2.12	Principe de la PIV - D'après DANTEC Dynamics. . . . .	37
2.13	Position des plans PIV. . . . .	38
2.14	Dispositif expérimental utilisé pour les mesures PIV dans la soufflerie S120. . . . .	39
2.15	Montage PIV utilisé dans le cadre des essais au 15° dans la soufflerie climatique Jules Verne. . . . .	40
2.16	Les différents composants de la balance : le plateau du haut est relié à la maquette, le plateau du bas est isolé de l'écoulement. Ces deux plateaux sont reliés au corps d'épreuve. Les découpleurs permettent de privilégier une direction de déformation tout en assurant le maintien de la position relative des deux plateaux. Les jauges de contraintes sont collées sur les barreaux. . . . .	41
2.17	Système de piges. . . . .	41
2.18	Montage de la balance sur le plateau de la soufflerie climatique Jules Verne. . . . .	42
2.19	Schéma récapitulatif du dispositif mis en place pour les mesures d'efforts aérodynamiques. . . . .	42
2.20	Convention de signes utilisée pour le calcul des efforts et moments aux points P1 et P2. . . . .	43
2.21	Moyenne glissante sur l'effort latéral, modèle idéalisé à 45° de dérapage. . . . .	45
2.22	Capteurs de pression ESP-32HD de l'entreprise Pressure Systems Incorporated (PSInc.). . . . .	45
2.23	Illustration de la chaîne pneumatique de la mesure de pression. . . .	46

2.24	Vue d'ensemble de la maquette instrumentée. . . . .	46
2.25	Répartition des prises de pression sur les maquettes de train. . . . .	47
2.26	Evolution de la moyenne glissante du coefficient de pression, prise située coté au vent à 45° de dérapage sur le modèle idéalisé. . . . .	47
2.27	Position des points de mesure de couche limite sur les trains. . . . .	49
2.28	Système de déplacement. . . . .	49
2.29	Intégration du système de déplacement dans la maquette. . . . .	50
2.30	Mise en œuvre pratique de la mesure de couche limite. . . . .	51
2.31	Sondes utilisées pour les mesures de couche limite, la longueur dé- pend du dérapage et de l'orientation associée. . . . .	52
2.32	Procédure de résolution des équations de Navier Stokes par Open- FOAM, d'après Duprat [39]. . . . .	57
2.33	Principales dimensions du domaine de calcul. L est la longueur du train et L=10D où D est la largeur commune aux deux trains. . . . .	58
2.34	Maillage utilisé pour les calculs CFD. Le cas présenté est celui du modèle régional équipé de lignes de toiture mais est valable pour les 4 configurations. L'écoulement va de droite à gauche. . . . .	59
2.35	Projection de la pression sur les axes y et z. . . . .	62
2.36	Découpage de la section constante du train en quatre zones afin de faciliter l'analyse. WWT : WindWard Top (coté supérieur au vent), WWB : WindWard Bottom (coté inférieur au vent), LWT : LeeWard Top (coté supérieur sous le vent) et LWB : LeeWard Bottom. . . . .	62
2.37	La distribution d'efforts par quart de couronne est intégrée sur toute la longueur du train. . . . .	63
3.1	Visualisation pariétale de l'écoulement au vent sur le modèle idéa- lisé, $\beta = 30^\circ$ , maquette à l'échelle du 30 <sup>e</sup> . . . . .	66
3.2	Spectre pariétal sur le toit du modèle de train idéalisé, $\beta = 30^\circ$ . . . . .	67
3.3	Spectre pariétal sur le modèle idéalisé à 45° de dérapage obtenu par simulation numérique. . . . .	68
3.4	Topologie de l'écoulement dans le sillage du modèle idéalisé à 30° de dérapage. . . . .	69
3.5	Développement des structures tourbillonnaires dans le sillage du modèle idéalisé à 35° de dérapage, d'après Hemida [51]. $X/L =$ $0,1 \times X/D$ . . . . .	70
3.6	Visualisation de l'écoulement par tomoscopie laser, $\beta = 30^\circ$ . . . . .	71
3.7	Tomoscopie laser dans le sillage du modèle idéalisé à 30° de dérapage. . . . .	71
3.8	Illustration de la vitesse induite par un tourbillon en interaction avec une paroi. . . . .	72
3.9	Spectre pariétal sous le vent, modèle idéalisé au 30 <sup>e</sup> , $\beta = 30^\circ$ . . . . .	72
3.10	Topologie de l'écoulement sur une aile delta en incidence, d'après Délery(1999) [32]. . . . .	73

3.11	Spectre pariétal sur la face sous le vent du modèle idéalisé à $\beta = 45^\circ$ . La position des plans de mesure PIV est matérialisée par des lignes pointillées jaunes sur la figure a. . . . .	74
3.12	Mesures PIV dans le sillage du modèle idéalisé à $45^\circ$ de dérapage. Le champ de vitesse est matérialisé par des vecteurs et les structures tourbillonnaires de l'écoulement mises en évidence par contour de rotationnel. . . . .	75
3.13	Comparaison des profils de vitesse (norme de la vitesse dans le plan) entre les résultats expérimentaux et numériques suivant une ligne située à $0,1D$ de la surface du train (voir ligne verte figure 3.12a). . . . .	76
3.14	Critères $Q$ dans 4 plans du sillage du modèle idéalisé au $30^\circ$ (rouge) et isocontours du critère $Q$ dans l'espace issu des simulations numériques. . . . .	77
3.15	Tomoscopie laser à $\beta = 60^\circ$ . . . . .	78
3.16	Tomoscopie laser à $\beta = 60^\circ$ . . . . .	78
3.17	Topologie de l'écoulement pariétal à $60^\circ$ de dérapage, d'après Chiu [26].	79
3.18	Spectre pariétal sur la face au vent du modèle idéalisé à l'échelle du $15^e$ , $\beta = 30^\circ$ . . . . .	80
3.19	Spectre pariétal sur le toit du train à l'échelle du $15^e$ à $30^\circ$ de dérapage. Du scotch a été placé sur les rainures qui accueilleront les lignes de toiture afin de limiter l'impact de la discontinuité de surface sur l'écoulement. L'écoulement vient de la droite. . . . .	80
3.20	Spectre pariétal sur la face sous le vent du modèle idéalisé à $30^\circ$ de dérapage à l'échelle du $15^e$ . L'organisation du sillage est la même que pour les essais à l'échelle du $30^e$ . . . . .	81
3.21	Comparaison des champs de vitesse dans le sillage du modèle idéalisé entre les deux expériences. . . . .	81
3.22	Comparaison des profils de vitesse dans le sillage du modèle idéalisé ( $y/D=0,1$ ) entre les deux expériences superposés aux profils de vitesse numériques. . . . .	82
3.23	Spectre pariétal sur la face sous le vent du modèle de train idéalisé à $60^\circ$ de dérapage, maquette à l'échelle du $15^e$ . . . . .	82
3.24	Superposition des sections constantes du modèle idéalisé (toit plat sans discontinuité) et du train régional (toit arrondi et rupture de pente). . . . .	83
3.25	Spectre pariétal sur la face au vent du modèle de train régional, $\beta = 60^\circ$ . La rupture de pente provoque un décollement de l'écoulement.	84
3.26	Spectre pariétal sur le toit du modèle de train régional. La position angulaire de la ligne de séparation $S1$ évolue le long du train. . . . .	84
3.27	Spectre pariétal sur le nez du nez du train régional, sous le vent. A $30^\circ$ de dérapage, l'écoulement décolle au niveau de la rupture de pente sous le vent alors qu'il décolle pour une position angulaire inférieure à $\beta = 60^\circ$ . . . . .	85
3.28	Spectre pariétal sur la face sous le vent du modèle régional. . . . .	85

3.29	Mesures PIV dans le sillage des deux modèles de trains à l'échelle du 15 <sup>e</sup> , $\beta = 45^\circ$ , $X/D=3,5$ . . . . .	86
3.30	Répartition des prises de pression sur les maquettes. . . . .	88
3.31	Répartition de pression autour du modèle idéalisé. . . . .	89
3.32	Répartition de pression autour du modèle idéalisé à 25° de dérapage, d'après Copley [29]. . . . .	90
3.33	Comparaison des résultats expérimentaux avec ceux de Chiu [26]. . . . .	90
3.34	Influence des structures tourbillonnaires sur la répartition de pression. Résultats numériques et contours de pression expérimentaux, modèle idéalisé, $\beta = 45^\circ$ . . . . .	91
3.35	Comparaison des résultats expérimentaux avec la littérature pour les faibles angles de dérapage. . . . .	92
3.36	Répartition de pression autour du modèle régional. . . . .	93
3.37	Comparaison de la répartition de pression sur les deux modèles de train. . . . .	94
3.38	Profils de vitesse sur le toit des maquettes à 0° de dérapage. . . . .	96
3.39	Évolution des coefficients d'efforts et du moment de renversement par rapport au rail sous le vent pour les deux trains étudiés. Modèle : + idéalisé, × régional. . . . .	97
3.40	Évolution de l'effort latéral avec l'angle de dérapage des trois trains de référence employés dans la norme EN-14067-6:2010 [2]. . . . .	98
3.41	Évolution de la pression avec le dérapage pour différentes prises de pression à $X/D=2$ . . . . .	99
3.42	Contribution à l'effort latéral des différents quarts de train. . . . .	99
3.43	Comparaison de l'évolution de la pression avec le dérapage pour des prises situées sur le toit des trains. . . . .	101
3.44	Évolution de la portance avec l'angle de dérapage des trois trains de référence employés dans la norme EN 14067-6:2010 [2]. . . . .	101
3.45	Effet du nombre de Reynolds sur les efforts et moment, à gauche sur le modèle idéalisé, à droite sur le modèle régional. . . . .	102
3.46	Évolution de la pression avec le dérapage pour des prises de pression situées sur le toit du modèle régional. . . . .	103
4.1	Rappel des conventions de signe utilisées. . . . .	106
4.2	Effet des lignes de toiture sur les efforts aérodynamiques, ■ : toit lisse, rapport homothétique : ● 2/3, ▲ : 1, ▼ : 4/3. . . . .	107
4.3	Écart relatif entre les efforts avec et sans lignes de toiture. Marqueurs pleins ■ : train idéalisé, marqueurs vides □ : train régional, rapport homothétique : ● 2/3, ▲ : 1, ▼ : 4/3. . . . .	108
4.4	Position des points de mesure de couche limite sur les trains. . . . .	110
4.5	Effet de la position longitudinale sur les profils de couche limite. Marqueurs pleins ■ : $X/D = 1, 5$ , marqueurs vides □ : $X/D = 4, 5$ , $\beta$ : ■ 15°, ● : 30°, ▲ : 60°. . . . .	111



4.6	Illustration de la différence de distance parcourue sur le train entre les deux stations de mesure de couche limite. $s$ est la distance parcourue par le fluide à la surface du train entre la ligne de bifurcation et le point de mesure. . . . .	112
4.7	Comparaison des profils de couche limite sur les deux trains. Marqueurs pleins $\blacksquare$ : modèle idéalisé, marqueurs vides $\square$ : modèle régional, $\beta$ : $\blacksquare$ $15^\circ$ , $\bullet$ : $30^\circ$ , $\blacktriangle$ : $60^\circ$ . . . . .	112
4.8	Effet de la rugosité sur les profils de vitesse. Marqueurs pleins $\blacksquare$ : surface lisse, marqueurs vides $\square$ : surface rugueuse, $\beta$ : $\blacksquare$ $15^\circ$ , $\bullet$ : $30^\circ$ , $\blacktriangle$ : $60^\circ$ . . . . .	113
4.9	Effet de la rugosité sur les coefficients aérodynamiques du modèle idéalisé avec et sans lignes de toiture. Marqueurs vides $\square$ : maquette lisse, marqueurs pleins $\blacksquare$ : maquette rugueuse, $\blacksquare$ : toit sans lignes, rapport homothétique : $\bullet$ $2/3$ , $\blacktriangle$ : $1$ , $\blacktriangledown$ : $4/3$ . . . . .	114
4.10	Effet du nombre de Reynolds sur les efforts aérodynamiques obtenus sur le modèle idéalisé équipé de lignes de toiture de rapport homothétique $2/3$ . . . . .	115
4.11	Spectre pariétal sur le toit du modèle idéalisé à $60^\circ$ de dérapage équipé de lignes de toitures de rapport homothétique $1$ . . . . .	117
4.12	Structure globale de l'écoulement dans le sillage du train idéalisé équipé de lignes de toiture de rapport homothétique $1$ , simulation numérique, $\beta = 45^\circ$ . . . . .	118
4.13	Spectre pariétal sur le toit du modèle régional. L'écoulement arrive du haut. . . . .	119
4.14	Mise en évidence des structures tourbillonnaires de l'écoulement par contours de rotationnel normal au plan de mesure $\Omega_x$ . Les lignes pointillées matérialisent la trajectoire des structures entre les plans. Modèle idéalisé à l'échelle du $30^e$ à $45^\circ$ de dérapage, données expérimentales. . . . .	120
4.15	Effet des lignes de toiture sur le sillage du modèle idéalisé. Les contours colorés correspondent au cas du toit lisse, les contours noirs au cas du modèle équipé de lignes de toiture, données expérimentales. . . . .	121
4.16	Effet des lignes de toiture sur le sillage des deux modèles à $45^\circ$ de dérapage, $X/D=3$ , données expérimentales. Les contours colorés correspondent à l'écoulement autour du toit en l'absence de lignes de toiture, les contours noirs au toit équipé de lignes. . . . .	122
4.17	Étude de la structure tourbillonnaire V1 dans le sillage du modèle idéalisé à $45^\circ$ de dérapage à $X/D=5$ , avec et sans lignes de toiture. . . . .	123
4.18	Distribution de pression autour du train (figures a et b), contribution à l'effort latéral (c et d) et à la portance (e et f) autour de la section du modèle idéalisé à deux positions longitudinales, $\beta = 60^\circ$ . $\blacksquare$ : toit lisse, rapport homothétique : $\bullet$ $2/3$ , $\blacktriangle$ : $1$ , $\blacktriangledown$ : $4/3$ , - - - position des lignes de toiture. . . . .	124

4.19 Distribution de pression autour du train (figures a et b), contribution à l'effort latéral (c et d) et à la portance (e et f) autour de la section du modèle régional à deux positions longitudinales,  $\beta = 60^\circ$ .   
 ■ : toit lisse, rapport homothétique : ● 2/3, ▲ : 1, ▼ : 4/3, - - - position des lignes de toiture. . . . . 125

4.20 Effet des structures tourbillonnaires  $V_{toit}$  et  $V'_{toit}$  sur la répartition de pression autour du train régional à  $45^\circ$  de dérapage équipé de lignes de toiture de rapport homothétique 1. Les isocontours de pression sur le train sont issus de simulations numériques, les couronnes de pression des résultats expérimentaux. . . . . 126

4.21 Comparaison entre la pesée et les efforts aérodynamiques obtenus par intégration de la pression. Marqueurs vides □ : pesée, marqueurs pleins ■ : pression. ■ : toit lisse, rapport homothétique : ● 2/3, ▲ : 1, ▼ : 4/3. . . . . 129

4.22 Écart relatif entre les efforts obtenus par pesée et par intégration de la pression. Marqueurs vides □ : pesée, marqueurs pleins ■ : pression, ■ : toit lisse, rapport homothétique : ● 2/3, ▲ : 1, ▼ : 4/3. 130

4.23 Écart entre les pesées avec toit lisse et avec baguettes marqueurs vides □ : pesée, marqueurs pleins ■ : pression rapport homothétique : ● 2/3, ▲ : 1, ▼ : 4/3. . . . . 132

4.24 Découpage du train en 4 régions pour faciliter l'analyse de la contribution de la pression aux efforts aérodynamiques. . . . . 133

4.25 Contribution par quart à l'effort latéral. Marqueurs vides □ : toit lisse, marqueurs pleins ■ : baguettes 1. ■ : WWT ● LWT , ▲ : LWB, ▼ : WWB. . . . . 134

4.26 Effet des lignes de toiture dans le quart supérieur au vent. Marqueurs vides □ : modèle idéalisé, marqueurs pleins ■ : modèle régional, rapport homothétique : ● 2/3, ▲ : 1, ▼ : 4/3. . . . . 135

4.27 Numérotation des prises utilisées pour l'évaluation du gradient de pression et de la recompression. . . . . 136

4.28 Évolution de la recompression en amont de l'obstacle au vent en fonction du gradient de pression obtenu sur toit lisse. . . . . 137

4.29 Illustration de l'évaluation de l'effet des lignes de toiture. Dans chaque cas, on considère la pression dans les zones en noir. . . . . 139

4.30 Évaluation de l'impact des modifications de pression locales dans le quart supérieur au vent sur l'effort latéral. Marqueurs vides □ : modèle idéalisé, marqueurs pleins ■ : modèle régional, rapport homothétique : ● 2/3, ▲ : 1, ▼ : 4/3. . . . . 140

4.31 Zones dans lesquelles les modifications de pression impactent fortement l'effort latéral. . . . . 140

4.32 Évaluation de l'impact des modifications de pression locales dans le quart supérieur sous le vent sur l'effort latéral. Marqueurs vides □ : modèle idéalisé, marqueurs pleins ■ : modèle régional, rapport homothétique : ● 2/3, ▲ : 1, ▼ : 4/3. . . . . 141

4.33	Zones dans lesquelles les modifications de pression ont un impact majeur sur la portance. . . . .	142
4.34	Comparaison de la portance mesurée et de la portance obtenue en modifiant la répartition de pression autour de la ligne de toiture au vent. Marqueurs vides $\square$ : efforts mesurés, marqueurs pleins $\blacksquare$ : évaluation à partir des modifications de pression locales, $\square$ toit lisse, rapport homothétique : $\bullet$ 2/3, $\blacktriangle$ : 1, $\blacktriangledown$ : 4/3. . . . .	143
4.35	Zones dans lesquelles les modifications de pression ont un impact majeur sur le moment de renversement. . . . .	144
4.36	Évaluation de l'impact des modifications de pression locales sur le moment de renversement. Marqueurs vides $\square$ : modèle idéalisé, marqueurs pleins $\blacksquare$ : modèle régional, rapport homothétique : $\bullet$ 2/3, $\blacktriangle$ : 1, $\blacktriangledown$ : 4/3. . . . .	145
4.37	Courbe générique pour le moment de renversement. . . . .	147
4.38	Évaluation du moment de renversement à partir de la courbe modélisée. Marqueurs vides $\square$ : données expérimentales, lignes continues – : courbes modélisées. $\square$ : toit lisse, rapport homothétique : $\bigcirc$ 2/3, $\triangle$ : 1, $\triangledown$ : 4/3. . . . .	147
A.1	Installation d'un obstacle sur le plancher de la soufflerie bois . . . .	159
A.2	Topologie de l'écoulement dans le cas d'un écoulement normal à l'obstacle. Obstacle de rapport homothétique 1, l'écoulement va de haut en bas. . . . .	160
A.3	Spectre pariétal autour de l'obstacle de rapport homothétique 1 avec utilisation de plaques de garde pour limiter les effets de bord. . . .	160
A.4	Topologie de l'écoulement autour de l'obstacle en dérapage . . . .	161
A.5	Répartition de pression autour de l'obstacle de rapport homothétique 1 à 90° de dérapage . . . . .	162
A.6	Effet de la hauteur sur la répartition de pression autour de l'obstacle. Rapport homothétique $\blacksquare$ : 2/3, $\blacksquare$ : 1, $\bullet$ : 4/3. . . . .	162
A.7	Effet d'une modification de l'épaisseur de la couche limite sur la paroi sur la répartition de pression autour de l'obstacle de rapport homothétique 1. Rugosité : $\blacksquare$ : 0 mm, $\blacksquare$ : 1 mm, $\bullet$ : 1,5 mm. . . . .	163
A.8	Répartition de pression autour de l'obstacle pour une même valeur de $h/\delta_{99} = 1$ obtenu avec deux configurations différentes. . . . .	164
A.9	Effet de l'angle entre l'obstacle et l'écoulement sur la répartition de pression pour l'obstacle de rapport homothétique 1. . . . .	165

# Liste des tableaux

2.1	Critères imposés par la norme EN 14067-6:2010 [2]. L est la longueur du train. . . . .	29
2.2	Caractéristiques géométriques de la soufflerie SC1. . . . .	30
2.3	Résultats de la prise en compte des critères de dimensionnement dans la soufflerie SC1. . . . .	30
2.4	Les différents nombres de Reynolds de l'étude. . . . .	32
2.5	Caractéristiques de la couche limite sur le plancher de la soufflerie SC1 à 45 m/s au centre du plateau tournant où sera placée la motrice. . . . .	32
2.6	Taux de blocage en fonction de l'angle de dérapage. . . . .	33
2.7	Caractéristiques de la couche limite sur le plancher de la couche limite de la soufflerie S120 à 60 m/s. . . . .	34
2.8	Précision des mesures PIV dans la soufflerie S120. . . . .	39
2.9	Orientation à donner à la sonde en fonction de l'angle de dérapage. . . . .	52
2.10	Récapitulatif des essais expérimentaux. . . . .	53
3.1	Principales caractéristiques de la couche limite sur les deux maquettes de train à 0° de dérapage. . . . .	95
4.1	Les différents paramètres de la couche limite sur le modèle idéalisé, données en mm. . . . .	111
4.2	Les différents paramètres de la couche limite sur le modèle régional, données en mm. . . . .	111
4.3	Différence de position de la structure tourbillonnaire V1 par rapport au cas d'un toit sans lignes de toiture. . . . .	120
A.1	Principales caractéristiques de la couche limite sur le plancher pour différentes rugosités, données en mm . . . . .	159
A.2	Rapport entre les épaisseurs de couche limite et la taille des obstacles	159



# Bibliographie

- [1] *Guidance for computational fluid dynamics modelling of the forces and moments acting on trains in crosswinds*, 2009.
- [2] EN 14067-6 :2010. *Railway applications - Aerodynamics - Part 6 : Requirements and test procedures for cross wind assesment*, 2009.
- [3] R. Adrian. Particle-imaging techniques for experimental fluid mechanics. *Annual Review of Fluid Mechanics*, 23(1) :261–304, 1991.
- [4] S. Aguinaga. Experimental and numerical investigation of the wake of the TGV Duplex in crosswind condition : effect of the ground scenario. In *First International Conference in Numerical and Experimental Aerodynamics of Road Vehicles and Trains*, 2014.
- [5] S. Aguinaga and J.P. Bouchet. Wind tunnel tests for aerodynamic loads on trains due to crosswinds, work package 3 crosswinds of the AeroTRAIN Project. Technical report, Centre Scientifique et Technique du Bâtiment, 2011.
- [6] M. Arie, M. Kiya, H. Tamura, M. Kosugi, and K. Takaoka. Flow over rectangular cylinders immersed in a turbulent boundary layer : Part 2 flow patterns and pressure distributions. *Bulletin of Japan Society of Mechanical Engineers*, 18(125) :1269–1276, 1975.
- [7] C. Baker. A meta-analysis of train crosswind aerodynamic force coefficient data.
- [8] C. Baker. The determination of topographical exposure factors for railway embankments. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 21(1) :89–99, 1985.
- [9] C. Baker. The wind tunnel determination of crosswind forces and moments on a high speed train. *Numerical Fluid Mechanics*, 79 :46–60, 2002.
- [10] C. Baker. The flow around high speed trains. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 98(6-7) :277–298, 2010.
- [11] C. Baker. A framework for the consideration of the effects of crosswinds on trains. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 123 :130–142, 2013.
- [12] C. Baker and R. Gawtorpe. The effect of turbulence simulation on the wind induced load on vehicles. In *Aerodynamics of Transport II*, 1983.

- [13] C. Baker, J. Jones, F. Lopez-Calleja, and J. Munday. Measurements of the cross wind forces on trains. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 92(7) :547–563, 2004.
- [14] C. Baker and G. Robinson, C. The assessment of wind tunnel testing techniques for ground vehicles in cross winds. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 33 :429–438, 1990.
- [15] S. Baker. *Regions of recirculating flow associated with two-dimensional steps*. PhD thesis, University of Surrey, 1977.
- [16] L.H. Benedict and R.D. Gould. Towards better uncertainty estimates for turbulence statistics. *Experiments in Fluids*, 22(2) :129–136, 1996.
- [17] Bernard. *Travaux de la s.n.c.f. dans le domaine de l'aérodynamique des trains.*, 1971.
- [18] M. Boccione, F. Cheli, R. Corradi, S. Muggiasca, and G. Tomasini. Cross-wind action on rail vehicles : wind tunnel experimental analysis. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 96(5) :584–610, 2008.
- [19] P. Bradshaw. Inactive motion and pressure fluctuations in turbulent boundary layers. *Journal of Fluid Mechanics*, 30(2) :241–258, 1967.
- [20] P. Bradshaw and P.V. Galea. Step-induced separation of a turbulent boundary layer in incompressible flow. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 27(pt 1) :111–130, 1967.
- [21] F. Cheli, R. Corradi, D. Rocchi, G. Tomasini, and E. Maestrini. Wind tunnel tests on train scale models to investigate the effect of infrastructure scenario. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 10 :1016, 2010.
- [22] F. Cheli, D. Rocchi, and G. Tomasini. Study of the reynolds effects on aerodynamic coefficients of a railway vehicle through wind tunnel tests. 8 page-study.
- [23] S. Cheli, F. and Giappino, L. Rosa, G. Tomasini, and M. Villani. Experimental study on the aerodynamic forces on railway vehicles in presence of turbulence. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 123 :311–316, 2013.
- [24] T.W. Chiu. A two-dimensional second-order vortex panel method for the flow in a cross-wind over a train and other two-dimensional bluff bodies. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 37(1) :43–64, 1991.
- [25] T.W. Chiu. Prediction of the aerodynamic loads on a railway train in a cross-wind at large yaw angles using an integrated two-and three-dimensional source/vortex panel method. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 57(1) :19–39, 1995.
- [26] T.W. Chiu and L.C. Squire. An experimental study of the flow over a train in a crosswind at large yaw angles up to 90 ° . *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 45(1) :47–74, 1992.

- 
- [27] S. C. Chiwanga and B. R. Ramaprian. The effect of convex wall curvature on the large-scale structure of the turbulent boundary layer. *Experimental Thermal and Fluid Science*, 6 :168–176, 1993.
- [28] K.T. Christensen. The influence of peak-locking errors on turbulence statistics computed from PIV ensembles. *Experiments in Fluids*, 36(3) :484–497, 2004.
- [29] J.M. Copley. The three-dimensional flow around railway trains. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 26(1) :21–52, 1987.
- [30] C.E. Costis, Hoang N.T., and Telionis D.P. Laminar separating flow over a prolate spheroid. *Journal of Aircraft*, 26(9) :810–6, 1989.
- [31] D. Degani and G. ZILLIAC. Experimental study of nonsteady asymmetric flow around an ogive-cylinder at incidence. *AIAA journal*, 28(4) :642–649, 1990.
- [32] J. Délery. Méthodes de mesure en aérodynamique.
- [33] B. Diedrichs. Aerodynamic crosswind stability of a regional train model. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part F : Journal of Rail and Rapid Transit*, 224(6) :580–591, 2010.
- [34] B. Diedrichs, M. Sima, A. Orellano, and H. Tengstrand. Crosswind stability of a high-speed train on a high embankment. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part F : Journal of Rail and Rapid Transit*, 221(2) :205, 2007.
- [35] F. Dorigatti, A.D. Quinn, M. Sterling, and C. Baker. Aerodynamic effects of the train movement simulation in crosswinds. In *International Workshop on Train Aerodynamics*, 2013.
- [36] J.È.L. Duarte Ribeiro. Effects of surface roughness on the two-dimensional flow past circular cylinders i : mean forces and pressures. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 37(3) :299–309, 1991.
- [37] J.È.L. Duarte Ribeiro. Effects of surface roughness on the two-dimensional flow past circular cylinders ii : fluctuating forces and pressures. *Journal of Wind Engineering and industrial Aerodynamics*, 37(3) :311–326, 1991.
- [38] D. Ducolombier and A. Archard. *Séminaire CNRT Aérodynamique et Aéroacoustique des véhicules terrestres*, 2006.
- [39] C. Duprat. *Simulation numérique instationnaire des écoulements turbulents dans les diffuseurs de turbines hydrauliques en vue de l'amélioration des performances*. PhD thesis, École Doctorale : Ingénierie - Matériaux Mécanique Énergétique Environnement Procédés Production, 2010.
- [40] F. Ekeröth, N. Kalmtæg, J. Pilqvist, and J. Runsten. Crosswind flow around a high-speed train on embankment - an experimental and numerical study. Master's thesis, Chalmers University of Technology, The Institution of Applied Mechanics, Division of Fluid Mechanics, Gothenburg, Sweden, 2009.



- [41] A. Ekmekci and D. Rockwell. Effects of a geometrical surface disturbance on flow past a circular cylinder : a large-scale spanwise wire. *Journal of Fluid Mechanics*, 665(1) :120–157, 2010.
- [42] T. Favre. Numerical investigation of unsteady crosswind aerodynamics for ground vehicles, 2009.
- [43] J. García, A. Crespo, A. Berasarte, and J. Goikoetxea. Study of the flow between the train underbody and the ballast track. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 99 :1089–1098, 2011.
- [44] R.G. Gawthorpe. Wind effects on ground transportation. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 52 :73–92, 1994.
- [45] M.C. Good and P.N. Joubert. The form drag of two-dimensional bluff-plates immersed in turbulent boundary layers. *Journal of Fluid Mechanics*, 31(03) :547–582, 1968.
- [46] R.F.W. Gould. Wind loading scale effects on an advanced passenger train coach in direct side winds. Technical report, National Maritime Institute, 1976.
- [47] L. Graftieaux, M. Michard, and N. Grosjean. Combining PIV, POD and vortex identification algorithms for the study of unsteady turbulent swirling flows. *Measurement Science and Technology*, 12 :1422, 2001.
- [48] H. Hemida. *Large-Eddy Simulation of the Flow around Simplified High-Speed Trains under Side Wind Conditions*. PhD thesis, Chalmers University of Technology Goteborg,, Sweden, 2006.
- [49] H. Hemida and S. Krajnovic. Exploring the flow around a generic high-speed train under the influence of side winds using LES. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 108 :589–592, 2006.
- [50] H. Hemida and S. Krajnovic. LES study of the impact of the wake structures on the aerodynamics of a simplified ice2 train subjected to a side wind. In *Fourth International Conference on Computational Fluid Dynamics ICCFD4*, 2006.
- [51] H. Hemida and S. Krajnovic. LES study of the influence of the nose shape and yaw angles on flow structures around trains. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 98(1) :34–46, 2010.
- [52] H. Hemida, S. Krajnovic, and L. Davidson. Large eddy simulations of the flow around a simplified high speed train under the influence of cross-wind. In *Proc. 17th AIAA Computational Dynamics Conference, Toronto, Ontario, Canada*, 2005.
- [53] J.P. Howell. The influence of ground simulation on the aerodynamics of high speed trains, 1980.
- [54] J.C.R. Hunt, A.A. Wray, and P. Moin. Eddies, stream, and convergence zones in turbulent flows. Technical report, Center for Turbulence Research, 1988.

- 
- [55] J. Jeong and F. Hussain. On the identification of a vortex. *Journal of Fluid Mechanics*, 285 :69–94, 1995.
- [56] T. Johnson. Strong wind effects on railway operations. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 60 :251–266, 1996.
- [57] T. Johnson and S. Dalley. 1/25 scale moving model tests for the transaero project. *Notes on Numerical Fluid Mechanics*, 79 :123–135, 2002.
- [58] S.A. Jordan. Transition to turbulence in the separated shear layers of yawed circular cylinders. *International Journal of Heat and Fluid Flow*, 31(4) :489–498, 2010.
- [59] E.R. Keener. Flow-separation patterns on symmetric forebodies. Technical report, NASA, 1986.
- [60] W. Khier, M. Breuer, and F. Durst. Flow structure around trains under side wind conditions : a numerical study. *Computers and fluids*, 29(2) :179–195, 2000.
- [61] J. Kompenhans, M. Raffel, L. Dieterle, T. Dewhirst, H. Vollmers, K. Ehrenfried, C. Willert, K. Pengel, C. Kähler, A. Schröder, et al. Particle image velocimetry in aerodynamics : Technology and applications in wind tunnels. *Journal of Visualization*, 2(3-4) :229–244, 2000.
- [62] S. Krajnovic, H. Hemida, and B. Diedrichs. Time-dependent simulations for the directional stability of high speed trains under the influence of cross winds or cruising inside tunnels. In *FLUID DYNAMICS APPLICATIONS IN GROUND TRANSPORTATION : Simulation, a primary development tool in the automotive industry, Lyon, France, 26-27 October 2005*, 2005.
- [63] H. Kwon, Y.W. Park, D. Lee, and M.S. Kim. Wind tunnel experiments on korean high-speed trains using various ground simulation techniques. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 89(13) :1179–1195, 2001.
- [64] J.F. Largeau and V. Moriniere. Wall pressure fluctuations and topology in separated flows over a forward-facing step. *Experiments in Fluids*, 42(1) :21–40, 2007.
- [65] B. Lecordier. *Etude de l'interaction de la propagation d'une flamme preme-langee avec le champ aerodynamique, par association de la tomographie laser et de la velocimetrie par images de particules*. PhD thesis, Institut National des Sciences Appliquées de Rouen, 1997.
- [66] M.J. Lighthill. Introduction. boundary layer theory. *Laminar Boundary Layers, Rosenhead*, Oxford University Press :46–113, 1963.
- [67] Michard M., Graftieux L., Lollini L., and N. Grosjean. Identification of vortical structures by a non local criterion - application to PIV mesasurements and DNS-LES results of turbulent rotating flows. In *Proc. 11th Conf. on Turbulent Shear Flows (Grenoble)*, 1997.
- [68] W.A. Mair and A.J. Stewart. The flow past yawed slender bodies, with and without ground effects. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 18(3) :301–328, 1985.
-

- [69] F.R. Menter. Improved two-equation k-omega turbulence models for aerodynamic flows. Technical report, NASA, 1992.
- [70] M. Michard and T. Favelier. Développement d'un critère d'identification de structures tourbillonnaires adapté aux mesures de vitesse par PIV. In *9ème Congrès Francophone de Vélocimétrie Laser*, 2004.
- [71] A.M. Mohsen. Experimental investigation of the wall pressure fluctuations in subsonic separated flows. Technical report, DTIC Document, 1967.
- [72] T.W. Muld. Analysis of flow structures in wake flows for train aerodynamics. Technical report, Royal Institute Technology, 2010.
- [73] A. Orellano and M. Schober. Aerodynamic performance of a typical high-speed train. In *4th WSEAS International Conference on Fluid Mechanics and Aerodynamics*, 2006.
- [74] N. Paradot. *Étude numérique et expérimentale de la résistance à l'avancement d'un train à grande vitesse*. PhD thesis, Université de Poitiers, Faculté des Sciences Fondamentales et Appliquées, 2001.
- [75] D.S. Pearson, P.J. Goulart, and B. Ganapathisubramani. Turbulent separation upstream of a forward-facing step. *Journal of Fluid Mechanics*, 724 :284–304, 2013.
- [76] V.L. Peterson, L.B. Schiff, and M. Tobak. Aerodynamics of bodies of revolution in coning motion. *AIAA Journal*, 7(1) :95–99, 1969.
- [77] E.C. Polhamus. Effect of flow incidence and reynolds number on low-speed aerodynamic characteristics of several noncircular cylinders with applications to directional stability and spinning. Technical report, NACA. Langley Research Center, 1958.
- [78] A. Pope, W.H. Rae, and J.B. Barlow. *Low-speed wind tunnel testing*. Wiley, 1984.
- [79] R.S. Raghunathan, H.D. Kim, and T. Setoguchi. Aerodynamics of high-speed railway train. *Progress in Aerospace Sciences*, 38(6-7) :469–514, 2002.
- [80] S.E. Ramberg. The effects of yaw and finite length upon the vortex wakes of stationary and vibrating circular cylinders. *Journal of Fluid Mechanics*, 128 :81–107, 1983.
- [81] O.K. Rediniotis, N.T. Hoang, and D.P. Telionis. Multi-sensor investigation of delta wing high-alpha aerodynamics. In *AIAA, Aerospace Sciences Meeting, 29 th, Reno, NV*, page 1991, 1991.
- [82] C.G. Robinson. *The effect of atmospheric turbulence on trains*. PhD thesis, Nottingham University, 1987.
- [83] O. Ronneberger, M. Raffel, and J. Kompenhans. Advanced evaluation algorithms for standard and dual plane particle image velocimetry. In *9th International Symposium on Applied Laser Techniques to Fluid Mechanics*, volume 10, pages 13–16, 1998.

- [84] S. Sanquer, C. Barre, M. Dufresne de Virel, and L-M. Cleon. Effect of cross winds on high-speed trains : development of a new experimental methodology. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 92 :535–545, 2004.
- [85] A. Sanz-Andrés and J. Santiago-Prowald. Train-induced pressure on pedestrians. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 90(8) :1007–1015, 2002.
- [86] C. Sarraf, H. Djeridi, S. Prothin, and J.Y. Billard. Thickness effect of naca foils on hydrodynamic global parameters, boundary layer states and stall establishment. *Journal of Fluids and Structures*, 26 :559–578, 2010.
- [87] M. Schober, M. Weise, A. Orellano, P. Deeg, and W. Wetzel. Wind tunnel investigation of an ice 3 endcar on three standard ground scenarios. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 98(6) :345–352, 2010.
- [88] B. Schulte-Werning, C. Heine, and G. Matschke. Unsteady wake flow characteristics of high-speed trains. *PAMM*, 2(1) :332–333, 2003.
- [89] M.K. Shah, M. Agelinchaab, and M.F. Tachie. Influence of PIV interrogation area on turbulent statistics up to 4th order moments in smooth and rough wall turbulent flows. *Experimental Thermal and Fluid Science*, 32(3) :725–747, 2008.
- [90] M. Sherry, D. Jacono, and J. Sheridan. An experimental investigation of the recirculation zone formed downstream of a forward facing step. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 98(12) :888–894, 2010.
- [91] M. Sherry, D. Jacono, J. Sheridan, R. Mathis, and I. Marusic. Flow separation characterisation of a forward facing step immersed in a turbulent boundary layer. In *Sixth International Symposium on Turbulence and Shear Flow Phenomena*, pages 1325–1330, 2009.
- [92] F.T. Smith, P.S. Jackson, J.C.R. Hunt, and P.W.M. Brighton. On boundary-layer flow past two-dimensional obstacles. *Journal of Fluid Mechanics*, 113 :123–152, 1981.
- [93] A.J. Stewart. *Flow around slenderbodies at yaw*. PhD thesis, University of Cambridge, 1977.
- [94] K.D. Thompson. The estimation of viscous normal force, pitching moment, side force and yawing moment on bodies of revolution at incidences up to 90. Technical report, Weapons Research Establishment, Applied Physics Wing, 1972.
- [95] K.D. Thomson and D.F. Morrison. The spacing, position and strength of vortices in the wake of slender cylindrical bodies at large incidence. *Journal of Fluid Mechanics*, 50(04) :751–783, 1971.
- [96] G. Tomasini. *Analisi numerico-sperimentale delle forze aerodinamiche sui veicoli ferroviari*. PhD thesis, Politecnico di Milano, 2005.

- [97] A. Vakil and S.I. Green. Drag and lift coefficients of inclined finite circular cylinders at moderate reynolds numbers. *Computers and Fluids*, 38 :1771–1781, 2009.
- [98] M. Van Dyke. *An Album of Fluid Motion*. Parabolic Press Stanford, 1982.
- [99] J. Westerweel. Fundamentals of digital particle image velocimetry. *Measurement Science and Technology*, 8(12) :1379, 1997.
- [100] J. Westerweel. Theoretical analysis of the measurement precision in particle image velocimetry. *Experiments in Fluids*, 29(1) :S003–S012, 2000.
- [101] E. Willemsen. High reynolds number wind tunnel experiments on trains. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 69 :437–447, 1997.
- [102] J.F. Wilson and H.M. Caldwell. Force and stability measurements on models of submerged pipelines. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 93 :1290–1298, 1971.
- [103] M. M. Zdravkovich. *Flow Around Circular Cylinders. Vol.1 Applications*. Oxford Science Publications, 2003.
- [104] M. M. Zdravkovich. *Flow Around Circular Cylinders. Vol.2 Applications*. Oxford Science Publications, 2003.
- [105] M.D. Zeiger, D.P. Telionis, and P.P. Vlachos. Unsteady separated flows over three-dimensional slender bodies. *Progress in Aerospace Sciences*, 40(4) :291–320, 2004.
- [106] M. Zhao, L. Cheng, and T. Zhou. Direct numerical simulation of three-dimensional flow past a yawed circular cylinder of infinite length. *Journal of Fluids and Structures*, 25(5) :831–847, 2009.