HAL
open science

Etude théorique, expérimentale et numérique de l'écoulement de refroidissement et de ses effets sur l'aérodynamique automobile

Marion d'Hondt

To cite this version:

Marion d'Hondt. Etude théorique, expérimentale et numérique de l'écoulement de refroidissement et de ses effets sur l'aérodynamique automobile. Autre. Université d'Orléans, 2010. Français. NNT : 2010ORLE2026 . tel-00587497

HAL Id: tel-00587497

https://theses.hal.science/tel-00587497v1

Submitted on 20 Apr 2011

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.

UNIVERSITÉ D'ORLÉANS

ÉCOLE DOCTORALE SCIENCES ET TECHNOLOGIES

LABORATOIRE DE MECANIQUE ET D'ENERGETIQUE

THÈSE présentée par :

Marion D'HONDT

soutenue le : **08 octobre 2010**

pour obtenir le grade de : **Docteur de l'Université d'Orléans**

Discipline : Mécanique et Energétique

Etude théorique, expérimentale et numérique de l'écoulement de refroidissement et de ses effets sur l'aérodynamique automobile

THÈSE dirigée par :

Philippe DEVINANT	Professeur, Institut PRISME Université d'Orléans

RAPPORTEURS :

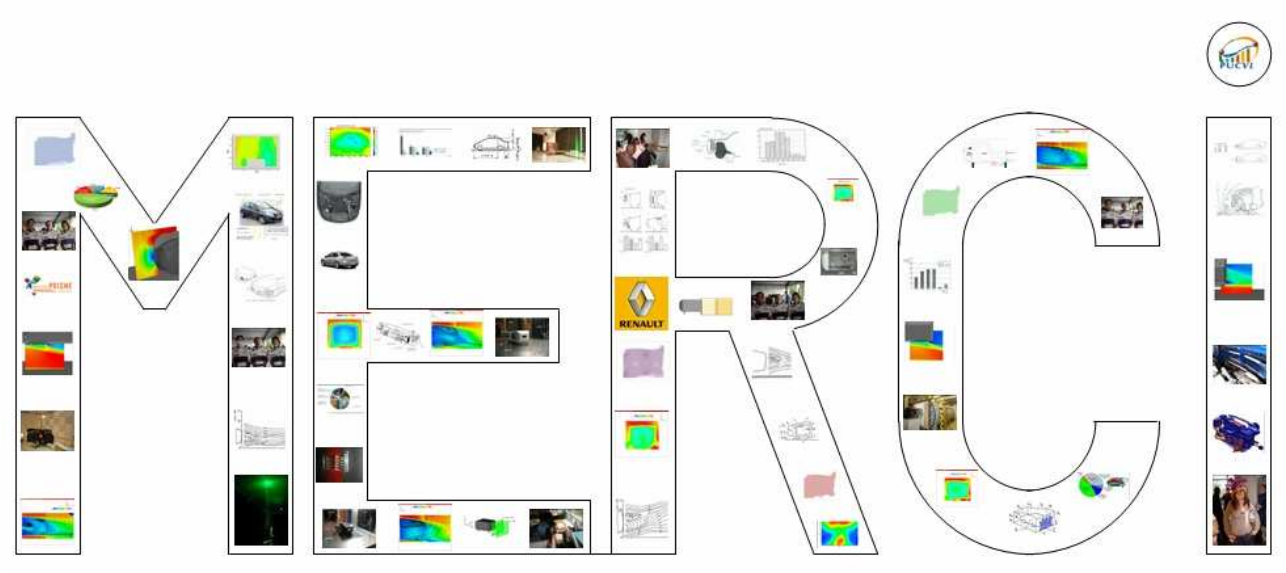
Larbi LABRAGA	Professeur, LME Université de Valenciennes
Iraj MORTAZAVI	Maître de Conférences, IMB Université de Bordeaux I

JURY :

Philippe DEVINANT	Professeur, Institut PRISME Université d'Orléans
Patrick GILLIERON	Ingénieur, Encadrant industriel, Renault
Larbi LABRAGA	Professeur, LME Université de Valenciennes
Iraj MORTAZAVI	Maître de Conférences, IMB Université de Bordeaux I
Vincent HERBERT	Ingénieur, PSA
Henri BOISSON	Directeur de Recherche à l'IMFT, Président

REMERCIEMENTS

Pour éviter d'oublier quelqu'un, je vais juste dire, à tous ceux qui ont contribué de près ou de loin à ma thèse, un grand…



NOMENCLATURE

Notation	Unité S.I.	Description
C_{I_x}	m^{-1}	Coefficient inertiel de résistance du milieu poreux dans la direction $\vec{x}$
C_l	-	Coefficient de roulis
C_m	-	Coefficient de tangage
C_n	-	Coefficient de lacet
Cp	-	Coefficient de pression statique
Cp_e	-	Coefficient de pression statique moyen dans la section d'entrée S_e du compartiment moteur
Cp_s	-	Coefficient de pression statique moyen dans la section de sortie S_s du compartiment moteur
Cp_{culot}	-	Coefficient de pression statique moyen au culot
Cpi	-	Coefficient de pression totale
C_{V_x}	m^{-1}	Coefficient visqueux de résistance du milieu poreux dans la direction $\vec{x}$
C_x	-	Coefficient de traînée aérodynamique
C_x(refroidissement)	-	Coefficient de traînée de refroidissement
C_y	-	Coefficient de dérive aérodynamique
C_z	-	Coefficient de portance aérodynamique
d	m	Distance entre la section infinie amont $S_0^{'}$ et la section d'entrée S_e du compartiment moteur
F_1 et F_2	-	Cœurs des structures tourbillonnaires dans la direction transversale
F_x	N	Effort de traînée aérodynamique
F_x(fermé)	N	Effort de traînée aérodynamique de la géométrie dont les sections d'entrée et de sortie sont fermées
F_x(ouvert)	N	Effort de traînée aérodynamique de la géométrie dont les sections d'entrée et de sortie sont ouvertes
F_x(refroidissement)	N	Effort de traînée de refroidissement
F_y	N	Effort de dérive aérodynamique
F_z	N	Effort de portance aérodynamique
h	m	Garde au sol
h_{sortie}	m	Hauteur de la section de sortie
H	m	Hauteur de la maquette simplifiée
k_{CM}	-	Coefficient de perte de charge du compartiment moteur
k_p	-	Coefficient de perte de charge du radiateur

K_k	-	Coefficient de perte de charge de l'écoulement noté k
l	m	Largeur de la maquette simplifiée
$l_{circuit\ d'air}$	m	Largeur du circuit d'air du compartiment moteur
L	m	Longueur de la maquette simplifiée
$L_{caractéristique\ mp}$	m	Longueur caractéristique du milieu poreux
L_{sortie}	m	Longueur de la section de sortie
M_l	N.m	Moment de roulis
M_m	N.m	Moment de tangage
M_n	N.m	Moment de lacet
$\vec{n}$	-	Normale extérieure au domaine fluide
$\vec{n}_e$	-	Normale extérieure à la section d'entrée S_e du compartiment moteur
$\vec{n}_s$	-	Normale extérieure à la section de sortie S_s du compartiment moteur
N	-	Point d'attachement de la structure torique au culot de la maquette
O_k	m^2	Ouverture de l'écoulement noté k
p_k	Pa	Pression statique de l'écoulement noté k
p_e	Pa	Pression statique moyenne dans la section d'entrée S_e du compartiment moteur
p_s	Pa	Pression statique moyenne dans la section de sortie S_s du compartiment moteur
p_0	Pa	Pression statique de l'écoulement incident
Pi	Pa	Pression totale de l'écoulement
Pi_0	Pa	Pression totale de l'écoulement incident
q	$m^3.s^{-1}$	Débit volumique
S	m^2	Surface transversale du sillage
S_e	m^2	Section d'entrée du compartiment moteur
S_s	m^2	Section de sortie du compartiment moteur
S_{ref}	m^2	Maître-couple de la maquette simplifiée
S_R	m^2	Surface frontale du radiateur
S_0	m^2	Section infinie amont du tube de courant englobant la maquette simplifiée
$S_0^{'}$	m^2	Section infinie amont du tube de courant alimentant le compartiment moteur en air
t	s	Temps
t_{final}	s	Temps de simulation numérique
$t_{stabilisé}$	s	Temps de stabilisation de la simulation numérique
T_1 et T_2	-	Cœurs des structures tourbillonnaires dans la direction longitudinale
$\vec{V}$	-	Vecteur vitesse de l'écoulement

$\vec{V}_e$	-	Vecteur vitesse dans la section d'entrée du compartiment moteur
$\vec{V}_s$	-	Vecteur vitesse dans la section de sortie du compartiment moteur
V_R	$m.s^{-1}$	Vitesse moyenne à travers le radiateur
V_x	$m.s^{-1}$	Composante de la vitesse dans la direction $\vec{x}$
V_y	$m.s^{-1}$	Composante de la vitesse dans la direction $\vec{y}$
V_z	$m.s^{-1}$	Composante de la vitesse dans la direction $\vec{z}$
V_0	$m.s^{-1}$	Vitesse de l'écoulement incident
z_N	m	Position du point N au culot dans la direction $\vec{z}$
α	°	Angle formé entre le vecteur vitesse $\vec{V}_e$ et le vecteur unitaire $\vec{x}$
β	°	Angle formé entre le vecteur vitesse $\vec{V}_s$ et le vecteur unitaire $\vec{x}$
λ	°	Angle formé entre le vecteur unitaire $\vec{n}_e$ et le vecteur unitaire $\vec{x}$
θ	°	Angle formé entre le vecteur unitaire $\vec{n}_s$ et le vecteur unitaire $\vec{x}$
γ	-	Proportion d'écoulement extérieur qui traverse le compartiment moteur
Γ	$m^2.s^{-1}$	Circulation d'une structure tourbillonnaire
η	-	Rapport des sections d'entrée et de sortie du compartiment moteur
ρ	$kg.m^{-3}$	Masse volumique de l'air
ΔC_x	%	Variation du coefficient de traînée aérodynamique
ΔPi_k	Pa	Perte de pression totale de l'écoulement noté k
ΔS	%	Variation de la surface transversale du sillage
Δx	m	Longueur de l'élément caractéristique du milieu poreux

Indices	
1	Ecoulement en amont du compartiment moteur
2	Ecoulement au-dessus du milieu poreux
3a	Ecoulement dans la partie haute du milieu poreux
3b	Ecoulement dans la partie basse du milieu poreux
4	Ecoulement en-dessous du milieu poreux
5	Ecoulement qui sort de la partie haute du milieu poreux
6	Ecoulement qui sort de la partie basse du milieu poreux
7	Ecoulement au-dessus du moteur
8	Ecoulement en-dessous du moteur
9	Ecoulement en sortie du compartiment moteur
10	Ecoulement équivalent entre les sections d'entrée et de sortie du compartiment moteur
I	Ecoulement au-dessus et sur les parois latérales de la maquette simplifiée

II	Ecoulement à travers le compartiment moteur de la maquette simplifiée
III	Ecoulement au niveau du soubassement de la maquette simplifiée
IV	Résultante de la jonction des écoulements II et III (uniquement pour une sortie d'air placée au niveau du soubassement de la maquette simplifiée)
AC	Ecoulement entre l'infini amont et l'infini aval, de part et d'autre de la maquette simplifiée

Abréviations	
E	Section d'entrée
EP	Elargissement progressif
MP	Milieu poreux
PIV	Vélocimétrie par Imagerie de Particules
RP	Rétrécissement progressif
S	Section de sortie
TEC	Coefficient d'Efficacité Thermique

REMERCIEMENTS 3

NOMENCLATURE 4

PARTIE I - INTRODUCTION GENERALE 15

1.1. Emissions de polluants et de CO_2 17
1.2. Les solutions pour réduire les émissions 19
1.3. La traînée aérodynamique des véhicules automobiles 19
1.4. Environnement et objectif de la thèse 23
1.5. Organisation de l'étude 24

PARTIE II - ELEMENTS BIBLIOGRAPHIQUES 25

CHAPITRE II.1 - INTRODUCTION AUX ELEMENTS BIBLIOGRAPHIQUES 27
CHAPITRE II.2 - APPROCHES EXPERIMENTALES DANS LA LITTERATURE 29
2.1. Evolution du débit de l'écoulement de refroidissement 29
2.2. Traînée de refroidissement 30
2.3. Influence de l'écoulement de refroidissement sur la performance et la stabilité du véhicule 33
2.4. Circulation de l'écoulement de refroidissement en amont et à l'intérieur du compartiment moteur 34
2.5. Le radiateur et le refroidissement 37
2.6. Influence de la position et de la géométrie des sections d'entrée et de sortie du compartiment moteur 38
2.7. Concept Car Probe IV 40
2.8. Conclusion 41
CHAPITRE II.3 - APPROCHES NUMERIQUES DANS LA LITTERATURE 43
CHAPITRE II.4 - APPROCHES ANALYTIQUES DANS LA LITTERATURE 51
4.1. Traînée totale du véhicule 51
4.2. Traînée de refroidissement 52
4.3. Conclusion 58
CHAPITRE II.5 - CONCLUSION SUR LES ELEMENTS BIBLIOGRAPHIQUES 59

PARTIE III - APPROCHE EXPERIMENTALE 61

CHAPITRE III.1 - INTRODUCTION DE L'APPROCHE EXPERIMENTALE 63
CHAPITRE III.2 - DISPOSITIF EXPERIMENTAL 65
2.1. Equipement & matériel 65
2.2. Moyens de mesures expérimentaux 67

CHAPITRE III.3 - TRAINEE AERODYNAMIQUE ET PRESSION STATIQUE AU CULOT 71
3.1. Mesures de traînée 71
3.2. Mesures de pression statique 76
3.3. Conclusion 79
CHAPITRE III.4 - VISUALISATION DE L'ECOULEMENT AUTOUR DE LA MAQUETTE SIMPLIFIEE 81
4.1. Ecoulement au niveau des sections de sortie 81
4.2. Sillage longitudinal 88
4.3. Sillage transversal 96
4.4. Conclusion 103
CHAPITRE III.5 - ESTIMATION DU DEBIT A TRAVERS LE COMPARTIMENT MOTEUR 105
5.1. Profil de vitesse de l'écoulement en sortie de la maquette 105
5.2. Estimation du débit à travers le compartiment moteur 108
5.3. Conclusion 110
CHAPITRE III.6 - CONCLUSION SUR L'APPROCHE EXPERIMENTALE 113

PARTIE IV - APPROCHE NUMERIQUE 115

CHAPITRE IV.1 - INTRODUCTION DE L'APPROCHE NUMERIQUE 117
CHAPITRE IV.2 - MISE EN PLACE DES SIMULATIONS NUMERIQUES 119
2.1. Configurations géométriques de la maquette 119
2.2. Soufflerie numérique 121
2.3. Maillage volumique 121
2.4. Conditions aux limites 122
2.5. Pas de temps 123
2.6. Conclusion 124
CHAPITRE IV.3 - MODELISATION NUMERIQUE DU MILIEU POREUX 125
3.1. Mise en place de la simulation numérique de l'écoulement à travers le milieu poreux 125
3.2. Stabilisation des simulations numériques 128
3.3. Valeurs des coefficients de résistance du milieu poreux 129
3.4. Conclusion 129
CHAPITRE IV.4 - RESULTATS NUMERIQUES POUR LA MAQUETTE FERMEE 131
4.1. Comparaison aux essais en soufflerie 131
4.2. Distribution de pression statique et de vitesse au culot de la maquette simplifiée 133
4.3. Circulation et position des cœurs des structures tourbillonnaires 135
4.4. Vitesses au-dessus et en-dessous du culot 138
4.5. Développement transversal du sillage 141

4.6. Conclusion 144
CHAPITRE IV.5 - RESULTATS NUMERIQUES POUR LA MAQUETTE OUVERTE 147
5.1. Traînée aérodynamique 148
5.2. Débits internes 154
5.3. Lien entre débits et pertes de pression totale 161
5.4. Conclusion 166
CHAPITRE IV.6 - CONCLUSION SUR L'APPROCHE NUMERIQUE 169

PARTIE V - APPROCHE ANALYTIQUE 171

CHAPITRE V.1 - INTRODUCTION DE L'APPROCHE ANALYTIQUE 173
CHAPITRE V.2 - PRINCIPES PHYSIQUES 175
2.1. Bases théoriques de la mécanique des fluides 175
2.2. Analogie fluide / électrique 176
2.3. Estimation des pertes de charge 178
2.4. Conclusion 180
CHAPITRE V.3 - MISE EN ŒUVRE SUR LA MAQUETTE SIMPLIFIEE 183
3.1. Décomposition de l'écoulement global en écoulements élémentaires 183
3.2. Décomposition de l'écoulement interne au compartiment moteur en écoulements élémentaires 187
3.3. Méthodologie de calcul des débits et pertes de pression totale 189
3.4. Conclusion 191
CHAPITRE V.4 - APPLICATION DU MODELE A LA MAQUETTE DONT LA SORTIE D'AIR EST PLACEE AU BAS DU CULOT 193
4.1. Ouvertures des écoulements élémentaires 193
4.2. Débit à travers le compartiment moteur 203
4.3. Débits et pertes de charge élémentaires à l'intérieur du compartiment moteur 210
4.4. Conclusion 211
CHAPITRE V.5 - VALIDATION ET APPLICATION DU MODELE ANALYTIQUE 213
5.1. Validation du modèle analytique 213
5.2. Application du modèle analytique 214
5.3. Conclusion 217
CHAPITRE V.6 - CONCLUSION SUR L'APPROCHE ANALYTIQUE 219

PARTIE VI - CONCLUSION GENERALE ET PERSPECTIVES 221

1.1. Rappel des principaux résultats 223
1.2. Perspectives 224

ANNEXES 227

ANNEXE A - TECHNIQUE DE VELOCIMETRIE PAR IMAGERIE DE PARTICULES (PIV) 229
A.1. PIV 2D 2C (2 Dimensions, 2 Composantes) 229
A.2. PIV 2D3C (2 Dimensions, 3 Composantes) 232
A.3. Le traitement des images 233
ANNEXE B - TORSEUR AERODYNAMIQUE DE LA MAQUETTE SIMPLIFIEE 237
B.1. Dérive 238
B.2. Portance 239
B.3. Moment de roulis 240
B.4. Moment de tangage 242
B.5. Moment de lacet 243
B.6. Conclusion 245
ANNEXE C - REPARTITION DE PRESSION STATIQUE AU CULOT DE LA MAQUETTE SIMPLIFIEE 247
C.1. Sortie 2 247
C.2. Sortie 3 248
C.3. Sortie 4 249
C.4. Sortie 5 250
C.5. Conclusion 251
ANNEXE D - MISE EN PLACE DE LA RELATION D'ONORATO 253
D.1. Hypothèses 253
D.2. Expression de la traînée aérodynamique 254
D.3. Relation d'Onorato 258
ANNEXE E - CHAMPS DE VITESSE DU SILLAGE DANS UN PLAN TRANSVERSAL 259
E.1. Sortie 2 259
E.2. Sortie 3 260
E.3. Sortie 4 261
E.4. Sortie 5 262
E.5. Conclusion 263
ANNEXE F - CODE DE CALCUL 265
F.1. Présentation du code de calcul 265
F.2. La méthode Boltzmann sur réseaux (LBM) 266
F.3. Modèle de turbulence 267
F.4. Modèle de paroi 268
F.5. Maillage et Conditions aux limites 269

BIBLIOGRAPHIE..... 271

PARTIE I - INTRODUCTION GENERALE

Dans un contexte où les problèmes environnementaux deviennent alarmants et les ressources fossiles s'épuisent, l'impact de l'industrie automobile sur la pollution atmosphérique n'est pas négligeable. Les normes Euro et le protocole de Kyōto sont alors mis en place pour réduire les émissions de polluants et de gaz à effet de serre. Les constructeurs automobiles proposent des solutions pour limiter ces rejets, et l'une d'elles consiste à réduire la traînée aérodynamique des véhicules. L'identification des sources de traînée sur un véhicule automobile met en avant les principaux contributeurs, dont l'écoulement qui traverse les entrées d'air du véhicule pour refroidir le moteur. La traînée aérodynamique engendrée par l'écoulement de refroidissement et son débit volumique à travers le compartiment moteur constituent le sujet de ce travail de thèse.

1.1. Emissions de polluants et de CO_2

Dans le contexte écologique actuel, la réglementation des secteurs responsables de la pollution atmosphérique est de plus en contraignante. En Europe, la contribution du secteur des transports dans la pollution atmosphérique s'élève à 26% ([ACEA]). Les émissions de polluants et de CO_2 sont alors rigoureusement surveillées.

Les émissions de polluants et de CO_2 sont mesurées durant un cycle de conduite mixte, appelé NEDC pour New European Driving Cycle (Figure I-1). Ce cycle de conduite, qui dure 20 minutes, est représentatif de la circulation urbaine et périurbaine. Une première phase de conduite se déroule en ville, puis une seconde phase sur route à vitesse plus élevée. La vitesse moyenne durant le cycle NEDC est de 33 km.h^{-1}.

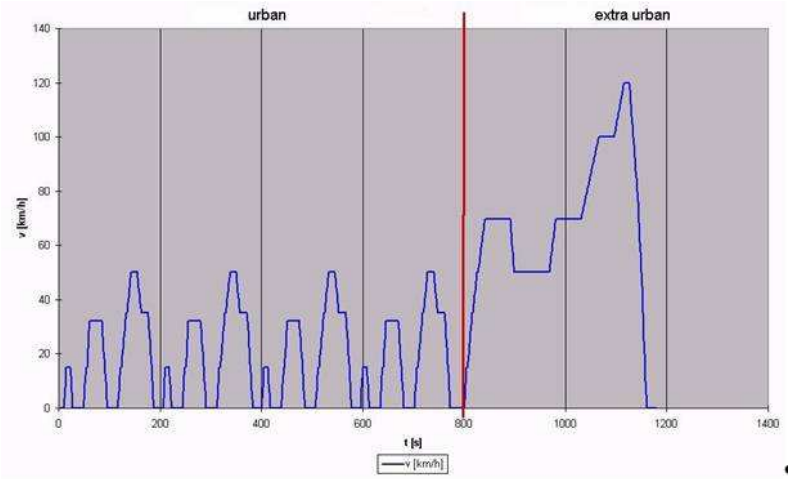


Figure I-1 : Cycle NEDC [ECO].

Les émissions de polluants sont réglementées, en Europe, par les normes Euro (Figure I-2). Le dioxyde de carbone (CO_2) n'étant pas un gaz polluant direct, puisque non toxique pour l'homme et les animaux, ses émissions ne sont pas réglementés par les normes Euro. Elles sont en revanche contrôlées par le protocole international de Kyōto, comme les autres gaz à effet de serre tels que le méthane, l'oxyde nitreux, l'hexafluorure de soufre, les hydrocarbures et les perfluorocarbures.

		Euro 1	Euro 2	Euro 3	Euro 4	Euro 5	Euro 6
polluant	**motorisation**	Après 1993	Après 1996	Après 2000	Après 2005	Après sept. 2009	Après sept. 2014
Oxydes d'azote (NOx)	diesel	-	-	500	250	180	80
	essence*	-	-	150	80	60	60
Monoxyde de carbone (CO)	diesel	2720	1000	640	500	500	500
	essence*	2720	2200	2200	1000	1000	1000
Hydrocarbures (HC)	diesel	-	-	-	-	-	-
	essence*	-	-	200	100	100	100
HC + NOx	diesel	970	900	560	300	230	170
	essence*	-	-	350	180	160	160
Particules (PM)	diesel	140	100	50	25	5	5
	essence*	-	-	-	-	5**	5**

**moteurs à essence, GPL (Gaz de Pétrole Liquéfié) ou GNV (Gaz Naturel pour Véhicules)*
*** uniquement pour les moteurs essence à injection directe fonctionnant en mélange pauvre (combustion stratifiée)*
Figure I-2 : Limites tolérées des émissions de polluants, exprimées en mg/km, pour les différentes normes Euro.

L'application des normes Euro se traduit, en France, par une diminution importante des émissions de polluants ces 18 dernières années (Figure I-3). Les émissions de dioxyde de soufre (SO_2) décroissent de 97% et celles de monoxyde de carbone (CO) et de Composés Organiques Volatils Non Méthaniques (COVNM) de 86%. Les rejets d'oxydes d'azote (NO_x) sont réduits de 41% et les rejets de particules de 29%. Par ailleurs, le plomb a totalement disparu des émissions de polluants. Après un pic d'émission en 2004 (Figure I-3), les rejets de CO_2 ont aujourd'hui tendance à décroître. En 2007, les véhicules particuliers contribuent à hauteur de 7% dans la production mondiale de CO_2 (Figure I-4).

	1990	1995	2000	2004	2005	2006	2007	2008 (1)	Variations 2008-1990	Variations 2008-2007
ÉMISSIONS POLLUANTES DE LA ROUTE										
SO_2	139	114	22	24	4	4	4	4	- 97 %	-
CO	6201	4475	2613	1717	1427	1212	1033	874	- 86 %	- 15 %
NO_x	1141	1045	895	792	756	734	712	675	- 41 %	- 5 %
COVNM	1040	793	492	295	247	209	177	148	- 86 %	- 16 %
Plomb	3887	1143	7	0	0	0	0	0	- 100 %	-
PM10: particules	65	78	67	59	53	51	50	46	- 29 %	- 8 %
AUTRES ÉMISSIONS DE LA ROUTE										En millions de tonnes
CO_2	109	117	125	128	127	126	124	118	8 %	- 5 %

(1) Estimations pour l'année 2008.
Source : données CITEPA/Secten : mise à jour de juin 2009

Figure I-3 : Evolution des émissions polluantes en France métropolitaine entre 1990 et 2008 en milliers de tonnes [CCFA].

D'importants efforts sont menés par les constructeurs automobiles européens pour réduire les émissions de CO_2 des voitures neuves et se traduisent par une diminution des rejets de 1995 à 2008 (Figure I-5). En 1995, 80% des véhicules neufs émettaient plus de 160 grammes de CO_2 par kilomètre, et aucun véhicule ne descendait sous la barre des 120 grammes de CO_2 par kilomètre. En 2008, la proportion des véhicules neufs émettant plus de 160 grammes de CO_2 par kilomètres chute à 31%, et 16% des véhicules neufs émettent moins de 120 grammes de CO_2 par kilomètre.

Afin de poursuivre cette tendance, la communauté européenne annonce un objectif d'émissions de 120 grammes de CO_2 par kilomètre en 2012 pour tous les véhicules neufs, et de 95 grammes de CO_2 par kilomètre en 2020. Par ailleurs, des aides financières sont proposées pour les véhicules émettant moins de 50 grammes de CO_2 par kilomètre, et les constructeurs dépassant les limites fixées sont au contraire pénalisés. Ainsi, un dépassement de la limite d'émissions supérieur à 3 grammes est facturé 95€ pour chaque gramme dépassé, et un dépassement de la limite d'émissions compris entre 1 et 3 grammes coûte entre 5 et 25€. Pour atteindre ces objectifs, les constructeurs automobiles doivent trouver des solutions innovantes pour réduire les émissions de CO_2.

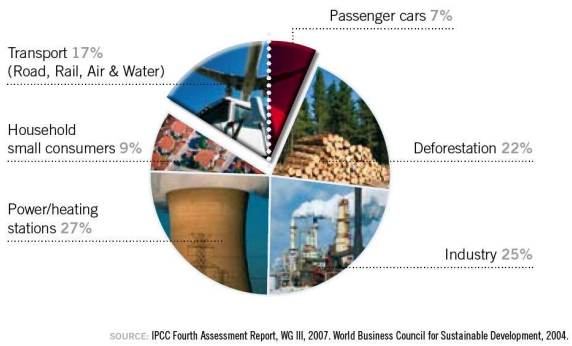


Figure I-4 : Répartition des émissions de CO_2 [ACEA].

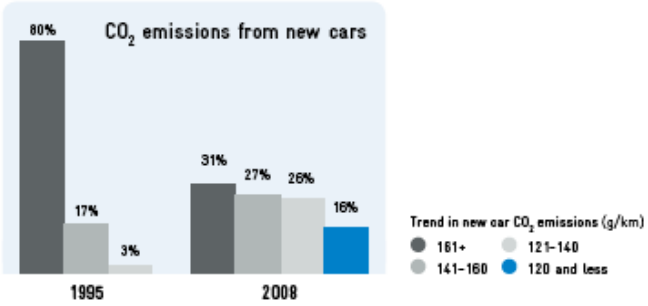


Figure I-5 : Comparaison des émissions de CO_2 des voitures neuves entre 1995 et 2008 [ACEA].

1.2. Les solutions pour réduire les émissions

Durant les dix dernières années, les membres de l'ACEA (Association des Constructeurs Européens d'Automobile) ont introduit plus de 50 nouvelles technologies dans leurs véhicules pour réduire leurs émissions de CO_2. A l'heure actuelle, l'industrie automobile dépense environ 4% de son chiffre d'affaires pour la recherche et le développement. La plupart de ces dépenses contribue à diminuer l'impact environnemental des véhicules, en particulier en termes d'émissions de CO_2. Les principaux domaines de recherche portent sur les groupes motopropulseurs conventionnels (basés sur les combustibles conventionnels et alternatifs), les groupes motopropulseurs alternatifs (véhicules hybrides, électriques, moteurs à hydrogènes ou piles à combustible), les matériaux (résistance importante, faible poids), l'aérodynamique, l'efficacité énergétique des composantes du véhicule (air conditionné, alternateur, etc.) et les outils d'information pour le conducteur.

Les biocombustibles peuvent contribuer de manière significative à la réduction des émissions de CO_2 mais les ressources en combustibles et les infrastructures manquent. Les véhicules flex, qui peuvent utilisés 2 à 3 carburants, et produits par les constructeurs automobiles européens, fonctionnent avec un mélange de 85% d'éthanol combinés à 15% de pétrole conventionnel. L'industrie automobile s'est engagée à ce qu'en 2010, tous les nouveaux modèles soient compatibles avec cette technologie. L'utilisation de gaz sous forme de GPL (Gaz de Pétrole Liquéfié) ou de GNV (Gaz Naturel pour Véhicules) peut également contribuer à la réduction des émissions de CO_2. Les constructeurs automobiles produisent des véhicules, des camions et des bus qui fonctionnent au gaz mais les stations ne sont toujours pas répandues. En se basant sur cette expérience, l'électricité nécessaire aux véhicules hybrides et électriques devra provenir de ressources naturelles pour profiter pleinement de ces technologies. Les infrastructures électriques devront être suffisamment nombreuses pour répondre aux besoins des utilisateurs, et adaptées à une utilisation simple et rapide.

Toutefois, les moteurs thermiques assurent actuellement plus de 99% de la motorisation des véhicules routiers et cette situation n'est pas amenée à évoluer sensiblement avant 2015. Les enjeux associés aux moteurs thermiques restent alors considérables et nécessitent des travaux sur l'amélioration des solutions existantes et sur le développement des innovations. Parmi ces technologies figurent l'amélioration de l'efficacité des moteurs, la réduction de la masse du véhicule et son aérodynamique. Dans la suite, la traînée aérodynamique des véhicules automobiles est traitée.

1.3. La traînée aérodynamique des véhicules automobiles

A 100 km.h^{-1}, la traînée aérodynamique des véhicules de taille moyenne contribue entre 75% et 80% à la résistance totale à l'avancement [HUC-78]. L'impact de la traînée aérodynamique sur la consommation énergétique, et par conséquent sur les émissions de CO_2 et de gaz à effet de serre, est alors considérable. Pour un véhicule de la gamme M1 (gamme moyenne inférieure de type Renault Scénic, Peugeot 307 ou Citroën C4), une réduction du coefficient aérodynamique de traînée de 10% permettrait, à une vitesse de 130 km.h^{-1},

de réduire les émissions de CO_2 de 10 grammes par kilomètre. Transposées au cycle NEDC, ces réductions d'émissions de CO_2 s'élèveraient à 5 grammes par kilomètre.

Il est alors essentiel de comprendre les phénomènes à l'origine de la traînée aérodynamique, d'identifier les sources de traînée sur un véhicule automobile et de proposer des solutions pour la réduire.

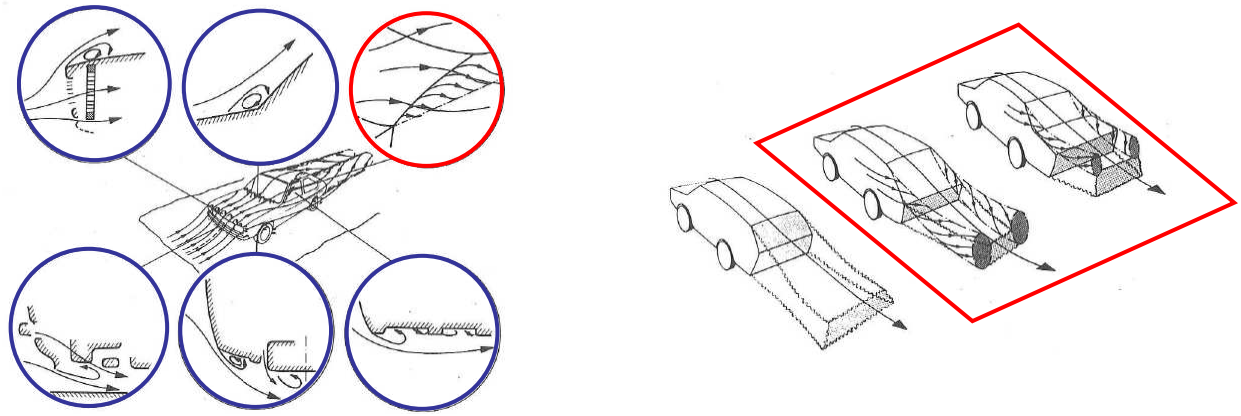
1.3.1. A l'origine de la traînée aérodynamique

Les efforts aérodynamiques qui s'exercent sur une géométrie proviennent de la mise en mouvement de cette géométrie dans le fluide qui l'entoure. La résultante des efforts aérodynamiques se décompose comme la somme d'une force d'origine visqueuse et turbulente, liée au frottement de l'air sur les parois de la géométrie, et d'une force associée à la répartition de pression statique sur la surface de la géométrie. La traînée aérodynamique se décompose alors en traînée de frottement et traînée de pression.

Pour un véhicule automobile, la complexité de la forme du véhicule, son envergure limitée et les faibles rayons de courbure favorisent les décollements autour du véhicule. Ces décollements se traduisent par l'enroulement de l'écoulement au voisinage de la paroi du véhicule et l'apparition de structures tourbillonnaires. La formation de ces structures correspond à une perte d'énergie volumique et une diminution de la pression statique. Pour un véhicule automobile, la traînée totale provient alors essentiellement de la traînée de pression. La contribution des actions de pression et de frottement à la traînée totale s'élèvent en effet respectivement à 85-90% et 10-15% ([HUC-78]).

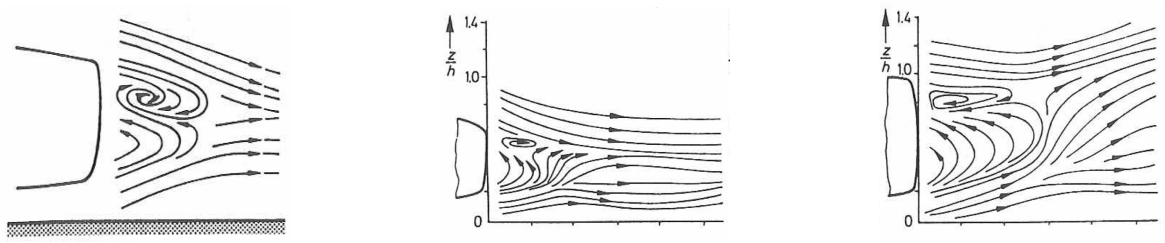
Deux types de décollements sont identifiés [HUC-78] et sont dissociés en décollements bidimensionnels et tridimensionnels.

Les décollements bidimensionnels apparaissent généralement au niveau des arêtes du véhicule placées perpendiculairement à la direction locale de l'écoulement. Ils peuvent être observés sous deux formes. Sur la face avant du capot, les côtés du pare-choc, devant le pare-brise, etc., l'écoulement décollé se ré-attache sur le véhicule plus en aval. Des zones de recirculation sont alors formées (en bleu sur la Figure I-6 (a)). Les décollements se produisent également au niveau des culots droits, engendrant un sillage qui inclut une zone de recirculation, fréquemment appelée zone morte (Figure I-7 (c)). La structure complexe du sillage et de la zone morte est fortement dépendante de l'arrière du véhicule. Les véhicules de type tricorps, bicorps ou culot droit présentent en effet des sillages différents dont les lignes de courant sont représentées Figure I-7. Dans les trois cas, deux tourbillons contrarotatifs sont visibles, caractéristiques de l'écoulement dans la zone morte à l'arrière des corps non profilés.



(a) *(b)*

Figure I-6 : Ecoulement autour d'un véhicule et principaux décollements (a) sur la face avant, (b) et sur trois formes arrières de véhicule [HUC-78].



(a) tricorps *(b) bicorps* *(c) culot droit*

Figure I-7 : Lignes de courant dans le sillage longitudinal d'un véhicule automobile en fonction de la forme arrière du véhicule [HUC-78].

Le second type de décollement est tridimensionnel par nature. Sur les arêtes autour desquelles le fluide s'écoule selon un angle, l'écoulement forme des tourbillons longitudinaux en forme de cône similaires à ceux observés au bout des ailes d'avion. Sur un véhicule automobile, ces tourbillons apparaissent au-niveau des montants de baie et des montants de lunette arrière (en rouge sur les Figure I-6 (a) et (b)).

A partir de l'analyse des phénomènes responsables de la traînée aérodynamique sur les véhicules automobiles, il est possible d'identifier les zones de génération sur le véhicule et de quantifier leurs contributions respectives.

1.3.2. Les sources de traînée sur un véhicule automobile

Pour un véhicule automobile, Carr [CAR-83] décompose la traînée totale en traînée engendrée par l'écoulement externe et traînée engendrée par l'écoulement interne (Figure I-8). Ahmed [AHM-84] quantifie les différentes contributions sur une géométrie simplifiée de véhicule automobile, sans toutefois prendre en compte l'écoulement interne (Figure I-10). L'estimation des sources de traînée sur un véhicule réel est également indiquée (Figure I-9). Elle est à prendre avec précaution car les valeurs présentées sont des ordres de grandeur, qui peuvent varier en fonction du type de véhicule.

Les principales sources de traînée sur un véhicule automobile sont alors identifiées. L'arrière du véhicule et son soubassement, qui déterminent de manière directe la topologie du sillage, sont les principaux contributeurs, avec une participation de l'ordre de 30%. Viennent ensuite les roues qui contribuent pour environ 15% à la traînée aérodynamique totale. Finalement, la dernière contribution principale provient du circuit de refroidissement du véhicule et s'élève à environ 8%. Les autres contributions, plus faibles, sont indiquées sur la Figure I-9.

Le travail présenté ici porte sur cette dernière contribution majeure à la traînée aérodynamique totale : l'écoulement de refroidissement. Avant de présenter l'objectif de la thèse et l'organisation du document, un paragraphe est consacré à la présentation de solutions pour réduire la traînée aérodynamique des véhicules.

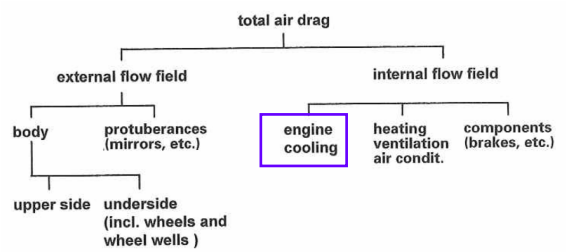


Figure I-8 : Décomposition de la traînée totale d'un véhicule [CAR-83].

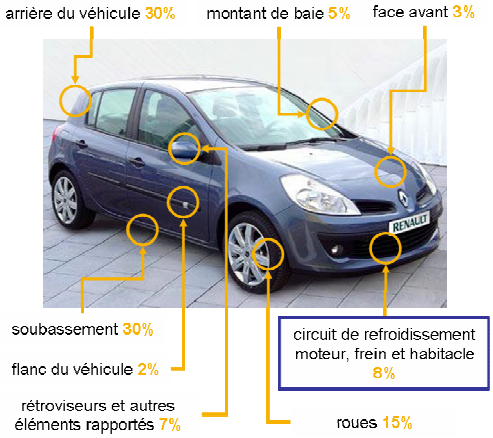


Figure I-9 : Estimation des sources de traînée sur un véhicule.

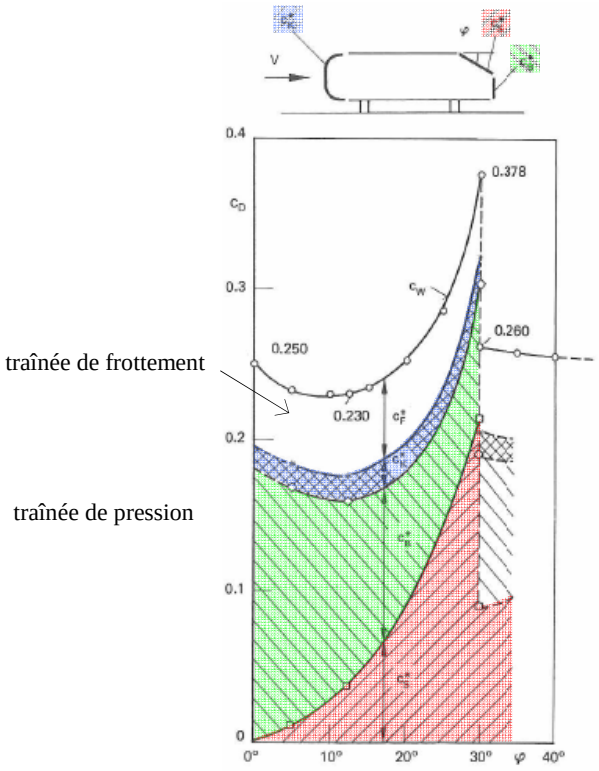


Figure I-10 : Quantification des sources de traînée sur un corps de Ahmed [AHM-84].

1.3.3. Quelques solutions pour réduire la traînée aérodynamique des véhicules

La recherche de solutions pour réduire la traînée aérodynamique du véhicule a fait l'objet de nombreuses études. Des solutions dites passives, sans apport d'énergie, ont tout d'abord été employées pour diminuer la traînée des véhicules. La première orientation du contrôle passif consiste à modifier la forme extérieure des véhicules. Ainsi, les arêtes vives, sources de décollements, sont remplacées par des formes plus arrondies, l'inclinaison du pare-brise et de la lunette arrière par rapport à l'horizontale est réduite, et la garde au sol du véhicule, distance entre son soubassement et la route, diminue. Ces techniques permettent de passer, en moyenne, d'un coefficient aérodynamique de traînée de 0,45 en 1970 à un coefficient de 0,30 en 1990. Le contrôle passif se manifeste ensuite sous la forme d'appendices ajoutés au véhicule, tels que des becquets, des ailerons ou encore des générateurs de vortex [REN-07].

A l'heure actuelle, les choix esthétiques des constructeurs automobiles fixent la forme des véhicules, et l'impact des solutions de contrôle des écoulements doit être négligeable sur la forme extérieure des véhicules. Pour cette raison, le contrôle actif, caractérisé par un apport d'énergie, et dont les actionneurs peuvent être intégrés à l'intérieur des géométries, constitue une nouvelle voie d'investigation. Parmi les solutions de contrôle actif figurent l'aspiration ou le soufflage continu, le jet synthétique ou pulsé, ou encore le contrôle par plasma. Depuis le début des années 2000, ces solutions de contrôle ont fait l'objet de nombreuses recherches sur des géométries représentatives de véhicules. Quelques exemples sont succinctement donnés dans la suite.

Comme il a été indiqué précédemment, des tourbillons longitudinaux de forme conique se forment au niveau des montants de baie des véhicules. Aspirer l'air au niveau du montant de baie d'une géométrie simplifiée de type corps de Ahmed [AHM-84] permet de traiter ces tourbillons [LEH-06-a]. L'étude est réalisée sur un pare-brise incliné à 45°. L'aspiration engendre un décalage de l'axe tourbillonnaire vers le montant de baie, et le phénomène s'amplifie avec l'augmentation de la vitesse (Figure I-11 (a)). Par simulation numérique, une vitesse d'aspiration égale au double de la vitesse infinie amont permet de supprimer complètement le tourbillon, et engendre une réduction de la traînée totale de près de 40%. L'efficacité de l'aspiration diminue

cependant rapidement avec le module de la vitesse. En effet, pour une vitesse d'aspiration égale à la vitesse de l'écoulement incident, la réduction de la traînée totale s'élève à environ 5%.

Les tourbillons longitudinaux qui prennent naissance sur les montants de lunette arrière peuvent également être traités par une solution de contrôle actif de type soufflage [LEH-06-b]. Sans contrôle (Figure I-11 (b)), le cœur de la structure tourbillonnaire est quasiment circulaire, et les coefficients de pressions statiques sur la lunette arrière sont faibles (de l'ordre de -1,2). L'application d'un soufflage continu sur les montants de la lunette arrière du corps de Ahmed fait éclater le tourbillon, et la pression statique augmente. Une réduction de traînée de 6% est obtenue.

Pour une géométrie de type corps de Ahmed dont la lunette arrière est inclinée de 25°, représentative d'un véhicule bicorps, le haut de la lunette arrière est le siège d'un décollement important (Figure I-11 (c)). L'application d'un contrôle actif par jet synthétique permet, sous certaines conditions de vitesse et de fréquence du jet, de recoller l'écoulement sur la lunette arrière de la géométrie bidimensionnelle [LEC-06]. La diminution des coefficients de pression statique au culot se traduit par une réduction de la traînée totale qui peut atteindre 28%.

Sur une géométrie identique, des actionneurs plasma sont placés sur la partie inclinée du culot dans le but de recoller l'écoulement décollé du haut de la lunette arrière [WEB-08]. Sous certaines conditions de tension et de puissance, l'utilisation d'un seul actionneur sur le haut de la lunette arrière permet de recoller l'écoulement (Figure I-11 (d)). Une réduction de traînée de près de 4% est obtenue.

Malgré l'important potentiel de réduction de traînée associé à ces différentes solutions de contrôle actif, celles-ci ne sont pas encore intégrées aux véhicules automobiles. D'une part parce qu'elles génèrent un coût supplémentaire pour les constructeurs, notamment un coût énergétique, et d'autre part parce qu'elles sont développées sur des géométries simplifiées et nécessitent des adaptations pour être efficaces sur les véhicules réels. Dans ce travail de thèse, les solutions de contrôle actif ne sont pas étudiées.

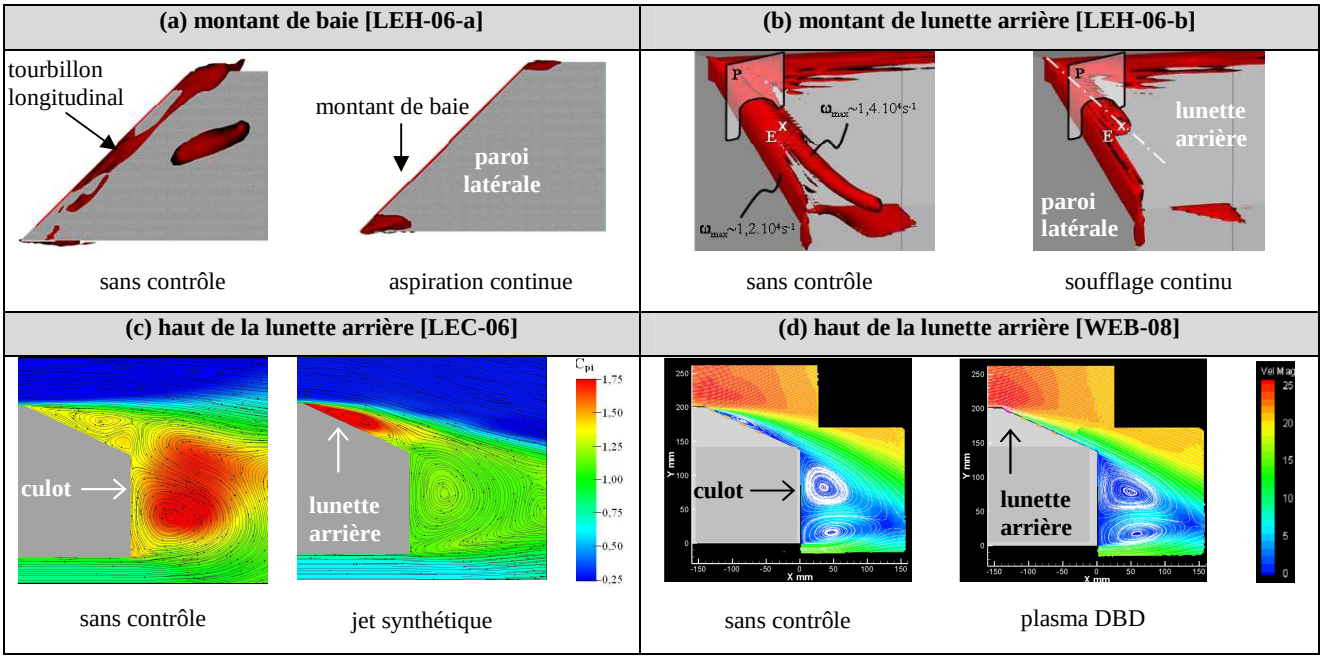


Figure I-11 : Solutions de contrôle actif appliquées à des géométries simplifiées de véhicules automobiles.

1.4. Environnement et objectif de la thèse

Le travail de thèse est réalisé au sein du groupe « Mécanique des Fluides & Aérodynamique » de la Direction des Techniques Automobiles Avancées de l'entreprise Renault, en partenariat avec l'équipe-projet « Ecoulements et Systèmes Aérodynamiques » de l'Institut PRISME de l'Université d'Orléans.

Il porte sur l'écoulement interne qui pénètre dans le compartiment moteur par les entrées d'air du véhicule et qui sert au refroidissement du moteur, également appelé « écoulement de refroidissement ». L'estimation des

sources de traînée (Figure I-9) évalue la contribution de cet écoulement dans la traînée aérodynamique totale du véhicule à environ 8%.

L'objectif de l'étude est double. Il s'agit tout d'abord de fournir une meilleure compréhension des phénomènes associés à l'écoulement de refroidissement, tant au point de vue de la traînée qu'il engendre, tant au point de vue du débit à travers le compartiment moteur. Le second objectif est de proposer des solutions qui permettent de réduire la contribution du compartiment moteur dans la traînée totale du véhicule, tout en fournissant un débit d'air suffisant au refroidissement du moteur. Pour cela, une géométrie simplifiée de véhicule à l'échelle 1/5ème, basée sur le corps de Ahmed, est utilisée. Elle contient un circuit d'air, compris entre une section d'entrée et une section de sortie, qui modélise un compartiment moteur de véhicule. A partir de cette géométrie, l'influence de la position de la sortie du circuit d'air et de la configuration géométrique des sections d'entrée et de sortie sur la traînée aérodynamique et le débit d'air interne à la géométrie du compartiment moteur est étudiée.

1.5. Organisation de l'étude

Les travaux relatifs à l'écoulement de refroidissement et la traînée qu'il engendre se répartit en trois approches majeures : les études expérimentales, numériques et analytiques. La complémentarité de ces trois approches est recherchée dans le travail de thèse, et pour cette raison, elles constituent les trois parties principales du document.

L'approche expérimentale est tout d'abord utilisée pour réaliser des mesures de traînée aérodynamique, de pression statique et de vitesse pour la géométrie simplifiée du compartiment moteur. Différentes configurations sont étudiées dans les sections d'entrée et de sortie de la géométrie et permettent d'identifier les configurations favorables à une faible contribution du compartiment moteur dans la traînée totale. Les mesures de vitesse dans des plans longitudinaux et transversaux à l'écoulement sont utilisées pour expliquer les variations de traînée entre les différentes configurations. L'avantage de l'approche expérimentale est la mesure rapide de la traînée aérodynamique, qui permet d'identifier de manière directe les configurations engendrant les plus faibles contributions du compartiment moteur dans la traînée totale. Les inconvénients associés à cette approche sont le temps et le coût de préparation de la maquette et des moyens de mesures ; mais également la restriction dans le choix des mesures à effectuer. Les expérimentations donnent accès à un point ou un plan de mesure, et il est alors important de bien définir ses attentes.

La validité de l'approche numérique est ensuite testée par comparaison des valeurs de traînée mesurées expérimentalement. Les valeurs de débit volumique à travers le compartiment moteur et dans les différents circuits internes empruntés par le fluide sont alors évaluées. Comme pour la traînée aérodynamique, les configurations favorables au refroidissement du moteur sont identifiées. Avec l'approche numérique, il est facile de procéder à des modifications géométriques du compartiment moteur et d'accéder, en tout point du domaine de simulation, aux valeurs des variables caractéristiques du fluide. En revanche, les temps de simulation peuvent être longs et les résultats des simulations numériques nécessiter des capacités de stockage importantes, engendrant un coût non négligeable.

L'approche analytique, basée sur les équations de la mécanique des fluides, permet enfin d'envisager la problématique de manière simplifiée. En effet, l'utilisation d'hypothèses de simplification permet de clarifier et de mieux comprendre les phénomènes physiques. Dans ce travail, l'objectif est de fournir un modèle analytique capable d'estimer le débit à travers le compartiment moteur et ses échangeurs aérothermiques à partir de la connaissance de la traînée aérodynamique, de mesures de pression statique et de la géométrie interne du compartiment moteur. L'avantage de cette approche est de fournir rapidement les ordres de grandeur du débit à travers le compartiment moteur et à travers les échangeurs à partir de grandeurs facilement mesurables. Son principal inconvénient est de ne fournir que des ordres de grandeur, et non pas des valeurs précises de ces débits. Ainsi, il est important d'intégrer une marge d'erreur aux résultats obtenus.

Après une présentation des éléments bibliographiques sur l'écoulement de refroidissement des véhicules automobiles, ces trois approches sont successivement détaillées.

PARTIE II - ELEMENTS BIBLIOGRAPHIQUES

Chapitre II.1 - Introduction aux éléments bibliographiques

Dans la littérature scientifique, les études sur l'écoulement de refroidissement des véhicules automobiles peuvent être séparées en trois catégories : les études expérimentales, les études numériques et les études analytiques. Ces trois approches se complètent et correspondent à différentes étapes du développement d'un véhicule.

Les études analytiques permettent de développer des modèles d'équations qui donnent par exemple accès à la traînée totale ou à la traînée de refroidissement des véhicules automobiles. A partir de ces expressions, il est possible d'expliquer les phénomènes physiques mis en jeu grâce aux équations de la mécanique des fluides. Ces études sont utilisées dans les phases amont des projets pour obtenir des ordres de grandeur sur la traînée, ou prévoir le sens d'évolution de la traînée en fonction par exemple de la modification d'un paramètre géométrique.

Les études numériques sont également utilisées lors des phases amont de développement des véhicules. Elles permettent de comparer des solutions alternatives à mettre en place sur les véhicules sans recourir à des essais expérimentaux, réduisant ainsi les délais de développement et parfois les coûts.

Les études expérimentales fournissent les mesures qui sont considérées comme des valeurs de référence. Ce sont à ces valeurs que les valeurs théoriques et numériques sont comparées, et qui permettent de valider ou non les approches analytiques et les valeurs données par le calcul. Les études expérimentales sur l'écoulement dans le compartiment moteur sont principalement effectuées en soufflerie.

Chapitre II.2 - Approches expérimentales dans la littérature

Ce chapitre présente de nombreux résultats expérimentaux sur l'écoulement de refroidissement. Dans un premier temps, l'évolution du débit de refroidissement de 1992 à 2001 est étudiée et des prévisions sont effectuées pour les véhicules à groupe motopropulseur alternatif. La définition conventionnelle de la traînée de refroidissement est ensuite indiquée et permet de donner des ordres de grandeur du coefficient aérodynamique de traînée de refroidissement. Un lien entre ce coefficient et la puissance thermique évacuée par le système de refroidissement est également établi. Dans un troisième temps, l'influence de l'écoulement de refroidissement sur la performance et la stabilité des véhicules est étudiée. Le rôle joué par le radiateur de refroidissement est également abordé, puis l'influence de la position et de la géométrie des entrées et des sorties d'air est discutée. Finalement, un concept car qui permet de réduire significativement la contribution du compartiment moteur dans la traînée totale est présenté.

2.1. Evolution du débit de l'écoulement de refroidissement

Martin ([MAR-02]) observe que le débit de l'écoulement de refroidissement des véhicules diminue légèrement au cours des années de 1992 à 2001 (Figure II-1). Pour cela, il utilise les mesures du laboratoire aérodynamique de General Motors effectuées sur 200 véhicules, dont les modèles datent de 1992 à 2001.

L'auteur explique cette tendance par les efforts mis en œuvre par les constructeurs automobiles pour améliorer l'efficacité des groupes motopropulseur, l'aérodynamique et la gestion des flux d'air des véhicules.

Par ailleurs, il remarque que le débit de l'écoulement de refroidissement de ces véhicules est directement proportionnel à différents facteurs : la cylindrée du moteur, le poids du véhicule et la surface frontale du radiateur.

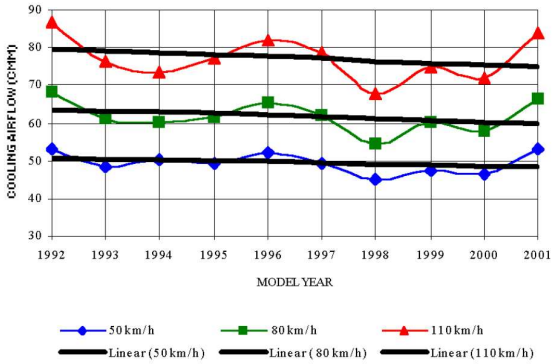


Figure II-1 : Evolution du débit de l'écoulement de refroidissement de 1992 à 2001 sur 200 véhicules [MAR-02].

L'auteur s'intéresse également à l'évolution future de l'écoulement de refroidissement. En effet, il évalue la différence de quantité de refroidissement nécessaire entre les véhicules à moteur à combustion interne et les véhicules utilisant les nouvelles technologies tels que les véhicules hybrides, les véhicules à pile à combustible et les véhicules électriques. Ses estimations théoriques lui permettent de déterminer le sens d'évolution de l'écoulement de refroidissement par rapport à un véhicule classique (Tableau II-1).

Type de véhicule	Hybride	Pile à combustible	Electrique
Evolution du débit de l'écoulement de refroidissement	moins 10 à 20%	plus 60%	moins 40 à 50%

Tableau II-1 : Estimations de l'évolution du débit de l'écoulement de refroidissement par rapport aux véhicules à combustion interne traditionnels.

Les estimations effectuées par l'auteur sont basées sur les hypothèses suivantes :

- Le groupe motopropulseur utilise 75% de l'écoulement de refroidissement,
- Pour un véhicule hydride, une réduction de 10% de l'écoulement de refroidissement nécessaire aux futurs moteurs à combustion interne sera obtenue ainsi qu'une réduction de 50 % de l'écoulement de refroidissement nécessaire aux moteurs électriques. L'écoulement de refroidissement nécessaire aux véhicules hybrides sera alors 10 à 20% plus faible que pour les moteurs à combustion interne traditionnels (calculs réalisés sur la Toyota Prius et l'Honda Insight),
- Pour les véhicules à pile à combustible, le rejet de chaleur est significativement plus élevé que pour un véhicule à moteur à combustion interne (+ 60%),
- Pour les véhicules électriques, l'efficacité du moteur est doublée par rapport à un moteur à combustion interne.

Ainsi, pour les véhicules à pile à combustible, la problématique du refroidissement est très importante puisque le refroidissement nécessaire est significativement plus élevé que pour les véhicules à combustion interne (environ 60% plus élevé).

2.2. Traînée de refroidissement

Cette section donne la définition de la traînée de refroidissement et du coefficient sans dimension qui lui est associé. Les ordres de grandeurs de ce coefficient, mesuré expérimentalement, sont ensuite indiqués. Enfin, ce coefficient est relié à la puissance thermique évacuée par le système de refroidissement à partir de mesures en soufflerie.

2.2.1. Définition de la traînée et du coefficient de traînée de refroidissement

La traînée de refroidissement d'un véhicule se définit comme la différence de traînée du véhicule lorsque ses entrées d'air sont ouvertes et lorsqu'elles sont fermées (Figure II-2) :

$$F_x\,(\text{refroidissement}) = F_x\,(\text{ouvert}) - F_x\,(\text{fermé}) \qquad \text{(II-1)}$$

Le coefficient de traînée de refroidissement est la quantité adimensionnée associée à la traînée de refroidissement par la relation suivante :

$$C_x\,(\text{refroidissement}) = \frac{F_x\,(\text{refroidissement})}{\frac{1}{2}\rho V_0^2 S_{ref}} \qquad \text{(II-2)}$$

avec ρ la masse volumique de l'air, V_0 la vitesse de l'écoulement incident et S_{ref} le maître-couple du véhicule.

(a) entrées d'air ouvertes *(b) entrées d'air fermées*

Figure II-2 : Véhicule avec entrées d'air ouvertes (a) et entrées d'air fermées (b) [HUC-78].

2.2.2. Valeurs typiques du coefficient de traînée de refroidissement

En 1978, Hucho ([HUC-78]) réalise des mesures de coefficient de traînée de refroidissement, noté ΔC_{DR}, sur 71 véhicules de production standards dont les modèles datent de 1968 à 1976. Les valeurs obtenues sont comprises entre 0,01 et 0,06, et la valeur moyenne est de 0,03 (Figure II-3). La traînée de refroidissement représente alors entre 2% et 10% de la traînée aérodynamique totale des véhicules.

En 1983, Santer et Gleason ([SAN-83]) présentent une étude menée sur 41 véhicules de production. Le coefficient de traînée de refroidissement, noté ΔC_D, est compris entre les plages [0 : 0,01] et [0,04 et plus] (Figure II-4). La valeur médiane du coefficient de traînée de refroidissement est égale à 0,03.

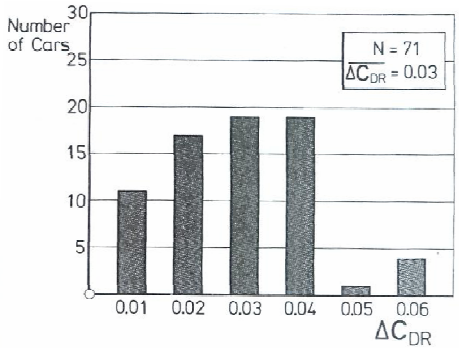


Figure II-3 : Coefficients de traînée de refroidissement pour 71 véhicules [HUC-78].

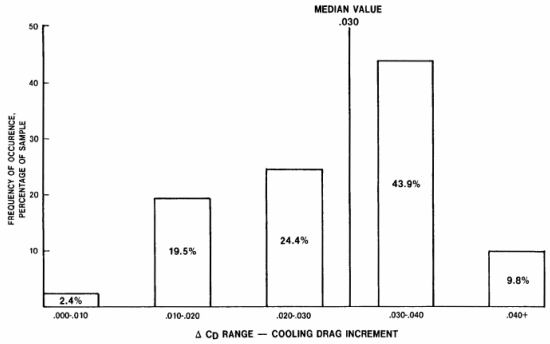


Figure II-4 : Coefficients de traînée de refroidissement pour 41 véhicules [SAN-83].

Sur un échantillon de 41 véhicules de production testés par Williams en 1985 ([WIL-85]), le coefficient de traînée de refroidissement est compris entre 0,020 et 0,040 et représente 5 à 10% de la traînée totale des véhicules.

Carr ([CAR-95]) donne une indication sur le coefficient de traînée de refroidissement en 1995 à partir d'essais réalisés sur 100 véhicules entre 1990 et 1994. Les coefficients de traînée de refroidissement sont compris entre 0,006 et 0,041, avec une valeur moyenne de 0,019, ce qui représente approximativement 6% d'un coefficient de traînée totale typique.

Une étude menée sur 197 véhicules, dont les modèles datent de 2004 à 2008, montre que le coefficient de traînée de refroidissement est compris entre 0,004 et 0,039 avec une valeur moyenne de 0,023 (Figure II-5). Le coefficient de traînée de refroidissement représente alors entre 1% et 12% du coefficient de traînée global des véhicules, avec une valeur moyenne de 7%. Les valeurs de la Figure II-5 sont arrondies au centième près,

ce qui explique la valeur nulle du coefficient de traînée de refroidissement. Cette valeur correspond en réalité à C_x(refroidissement)=0,004.

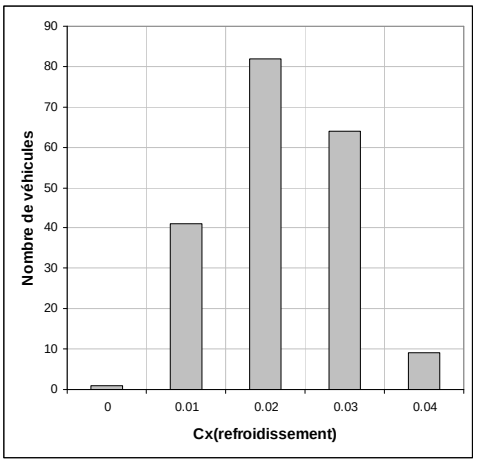


Figure II-5 : Répartition des valeurs moyennes du coefficient de traînée de refroidissement par nombre de véhicules pour 197 véhicules de 2004 à 2008

Toutes ces études montrent que la traînée due à l'écoulement de refroidissement représente une part non négligeable de la traînée totale d'un véhicule, généralement comprise entre 5 et 10%. Ainsi, réduire la contribution du compartiment moteur dans la traînée globale peut s'avérer très intéressant pour l'amélioration des caractéristiques aérodynamiques des véhicules et pour la réduction de la consommation ou des émissions de CO_2.

2.2.3. Corrélation entre traînée de refroidissement et puissance thermique évacuée

Chometon et Gilliéron ([CHO-98]) montrent que la traînée de refroidissement d'un véhicule est corrélée à la puissance thermique évacuée par le système de refroidissement du moteur notée ΔW. Les auteurs introduisent pour cela un coefficient sans dimension, appelé Coefficient d'Efficacité Thermique (TEC), qui dépend notamment de la surface S_R et de la perte de pression totale ΔPi de l'échangeur thermique :

$$TEC = \frac{\Delta W \sqrt{\rho}}{S_R \Delta Pi^{3/2}} \qquad \text{(II-3)}$$

Par le moyen d'essais en soufflerie classique et en soufflerie aérothermique sur trois types de véhicules et différentes configurations d'entrée du compartiment moteur, soit au total vingt configurations, les auteurs montrent que ce coefficient peut s'exprimer sous la forme suivante :

$$TEC=A_0+A_1C_x(\text{refroidissement})+A_2C_x(\text{refroidissement})^2 \qquad \text{(II-4)}$$

Les coefficients A_0, A_1 et A_2 sont constants et prennent les valeurs suivantes pour les véhicules testés : A_0=680, A_1=-29568 et A_2=272730.

A partir des équations (II-2) et (II-3), il est alors possible d'estimer la puissance thermique évacuée par le système de refroidissement en effectuant uniquement des mesures de traînée du véhicule et de pression de l'échangeur en soufflerie classique. Les mesures en soufflerie aérothermique deviennent inutiles, en première approximation, pour l'estimation de la puissance thermique évacuée par le système de refroidissement.

Par ailleurs, Carr ([CAR-95]) compare la taille du moteur des véhicules aux mesures du coefficient de traînée de refroidissement sur 100 véhicules. Bien qu'il s'attende à ce que les voitures les plus puissantes aient des valeurs de coefficient de traînée de refroidissement plus élevées, notamment à cause de leur besoin plus important de dissipation de chaleur, Carr montre qu'il y a seulement une très faible corrélation entre le coefficient de traînée de refroidissement et la taille du moteur. L'auteur ne propose pas d'explication à ce constat.

2.3. Influence de l'écoulement de refroidissement sur la performance et la stabilité du véhicule

Carr ([CAR-95]) étudie l'influence de l'écoulement de refroidissement sur la performance et la stabilité de trajectoire des véhicules automobiles. La performance d'un véhicule comprend sa consommation de carburant, ses émissions de gaz polluants et de gaz à effet de serre, la vitesse maximale qu'il peut atteindre et sa capacité d'accélération. La stabilité de trajectoire concerne la stabilité du véhicule en ligne droite, en cas de braquage du volant et le comportement du véhicule en condition de vent latéral. La Figure II-6 introduit le système d'axes, les forces et les moments qui s'appliquent sur un véhicule automobile.

La performance d'un véhicule est directement liée à sa traînée aérodynamique. Ainsi, une augmentation de 10% du coefficient aérodynamique de traînée d'un véhicule réduit sa vitesse maximale de 3% ([CAR-95]). De même, elle réduit la capacité d'accélération d'un véhicule roulant à 33,3 $m.s^{-1}$ (soit 120 $km.h^{-1}$) de 2,6% ([CAR-95]). Enfin, une augmentation de 10% du coefficient aérodynamique de traînée d'un véhicule engendre une augmentation de sa consommation en carburant de 7% à une vitesse constante de 33,3 $m.s^{-1}$, et de 2% en ville ([CAR-95]).

Les efforts aérodynamiques influencent la stabilité d'un véhicule de deux manières. En premier lieu, la stabilité de trajectoire du véhicule est affectée, dans toutes les conditions, mais en particulier à grande vitesse, par la distribution de portance entre les essieux avant et arrière du véhicule. Une force de portance plus élevée sur l'essieu avant, c'est-à-dire un moment de tangage positif, augmente la tendance du véhicule à sous-virer (ou déraper par les roues avant) et par conséquent sa stabilité de trajectoire ([TOT-65], [BUC-85]). En second lieu, les efforts aérodynamiques influencent la stabilité du véhicule en condition de vent latéral. La déviation latérale engendrée par le coup de vent dépend de la force de dérive, et en particulier du moment de lacet ([TOT-65], [BUC-85], [WIN-93]). Si la force de dérive agit au centre de gravité du véhicule, celui-ci se déplace latéralement, sans embardée. En revanche, si elle agit plus en avant, comme il est d'usage, cela provoque un moment de lacet qui tend à faire pivoter le véhicule sous l'action du vent et augmente alors le déplacement latéral du véhicule.

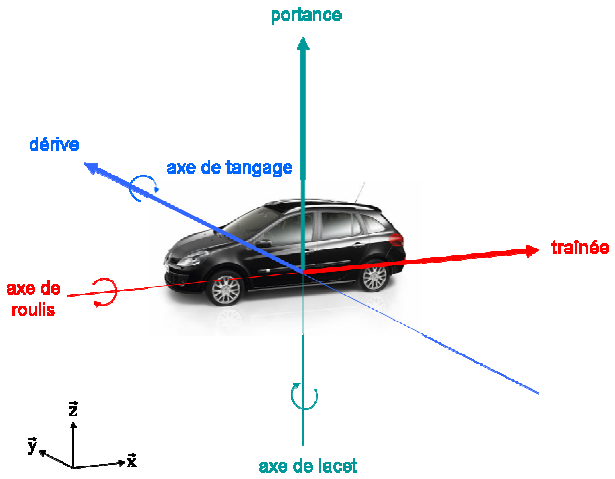


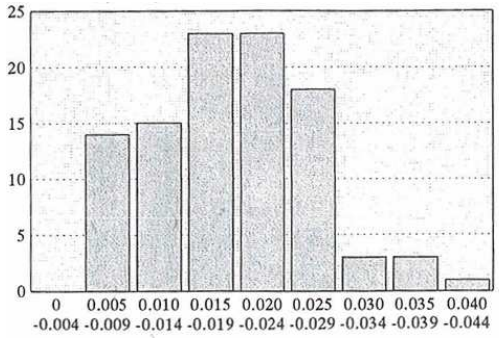
Figure II-6 : Système d'axes, forces et moments associés à un véhicule automobile.

Sur un échantillon de 100 véhicules testés en soufflerie échelle 1 de 1990 à 1994, Carr, ([CAR-95]) relève les forces et les moments aérodynamiques lorsque les entrées d'air des véhicules sont ouvertes et lorsqu'elles sont fermées. Cela lui permet d'observer l'impact de l'écoulement de refroidissement sur les différentes forces et les différents moments aérodynamiques, et par conséquent sur la performance et la stabilité des véhicules (Figure II-7).

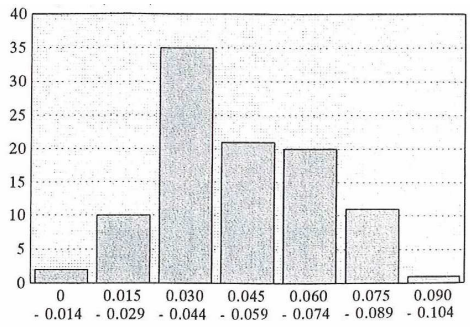
Tout d'abord, l'auteur observe que l'écoulement de refroidissement entraîne une augmentation de la traînée des véhicules (Figure II-7 (a)). Pour augmenter la performance des véhicules, et/ou réduire leur consommation en carburant, il est donc nécessaire de minimiser la contribution de l'écoulement de refroidissement dans la traînée des véhicules tout en maintenant un niveau minimum de dissipation de chaleur ([CAR-95]).

Ensuite, l'écoulement de refroidissement engendre une force de portance plus élevée sur l'essieu avant du véhicule que sur l'essieu arrière, soit un moment de tangage positif (Figure II-7 (b)). Comme il a été indiqué précédemment, un moment de tangage positif favorise la stabilité de trajectoire de véhicule. Par conséquent, il n'est pas nécessaire de minimiser la contribution de l'écoulement de refroidissement dans le moment de tangage ([CAR-95]).

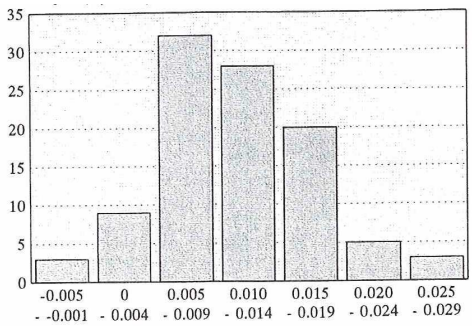
Enfin, l'écoulement de refroidissement entraîne un moment de lacet positif (Figure II-7 (c)) qui traduit une position du point d'application de la dérive à l'avant du véhicule. Comme expliqué précédemment, cela dessert la stabilité de trajectoire du véhicule en condition de vent latéral. L'objectif est donc de minimiser la contribution de l'écoulement de refroidissement dans le moment de lacet ([CAR-95]).



(a) coefficient de refroidissement associé à la force de traînée*



(b) coefficient de refroidissement associé au moment de tangage*



(c) coefficient de refroidissement associé au moment de lacet*

**Le coefficient de refroidissement est évalué comme la différence du coefficient aérodynamique mesuré lorsque les entrées d'air sont ouvertes et lorsqu'elles sont fermées.*

Figure II-7 : Impact de l'écoulement de refroidissement sur la force de traînée (a), le moment de tangage (b) et le moment de lacet (c) évalué sur 100 véhicules [CAR-95].

2.4. Circulation de l'écoulement de refroidissement en amont et à l'intérieur du compartiment moteur

Williams et al. ([WIL-91], [WIL-02]) mènent des études expérimentales très complètes sur l'écoulement en amont et sous le capot d'un véhicule de type Ford Taurus. Ils montrent que les lignes de courant sur la face avant d'un véhicule sont très différentes entre la condition à l'arrêt et la condition sur route (Figure II-8). A l'arrêt, sous l'influence du ventilateur, les lignes de courant se contractent, l'écoulement accélère autour du bouclier et à travers la section d'entrée du compartiment moteur, et la pression diminue. En condition sur route, à une vitesse de 13,3 $m.s^{-1}$ soit 47,8 $km.h^{-1}$, au contraire, les lignes de courant divergent, l'écoulement décélère en avant de l'entrée et la pression sur la face avant augmente.

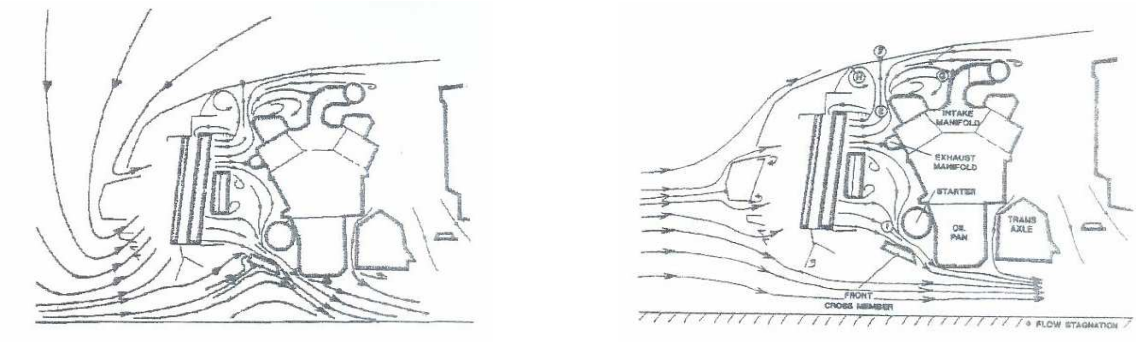


Figure II-8 : Lignes de courant de l'écoulement en amont et à l'intérieur du compartiment moteur (véhicule à l'arrêt à gauche et sur route, à 13.28 m.s^{-1} à droite) [WIL-02].

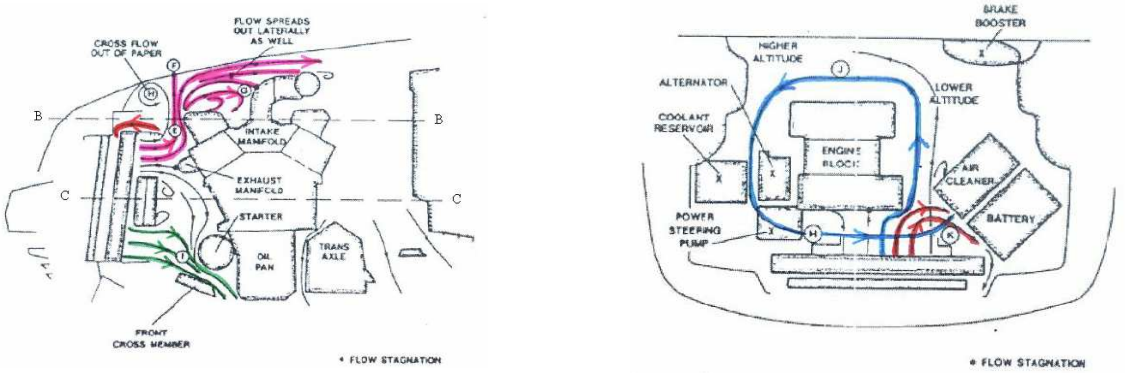
Des visualisations expérimentales dans un réservoir d'eau ([WIL-91]) montrent que l'écoulement dans le compartiment moteur du véhicule est fortement tridimensionnel, complexe et divisé en branches.

A l'arrêt, l'écoulement qui se dirige du ventilateur vers le bloc moteur est divisé en trois branches principales et plusieurs branches secondaires.

Les trois branches principales sont les suivantes :

- Un écoulement dirigé vers le haut du compartiment moteur (avec point d'arrêt sur la surface intérieure du capot) qui continue au-dessus du moteur (en rose sur la Figure II-9 (a)).
- Un écoulement dirigé vers le sol (en vert sur la Figure II-9 (a)).
- Un écoulement circulaire, dans le sens contraire des aiguilles d'une montre, à mi-hauteur dans un plan horizontal incliné entre les sections B-B et C-C tout autour du bloc moteur (en bleu sur la Figure II-9 (b)).

Les branches secondaires consistent en différents écoulements de recirculation de faible vitesse au devant du compartiment moteur et dans un bulbe de séparation au-dessus du filtre à air. Ces écoulements sont présentés en rouge sur les 2 images de la Figure II-9. Ils recirculent directement à travers le condenseur, le radiateur et le ventilateur, augmentant ainsi la température de ces composants.



(a) section verticale en y = 0 *(b) plan horizontal incliné entre les sections B-B et C-C indiquées en (a)*

Figure II-9 : Ecoulement de l'air dans le compartiment moteur d'une Ford Taurus de 1989 à l'arrêt [WIL-91].

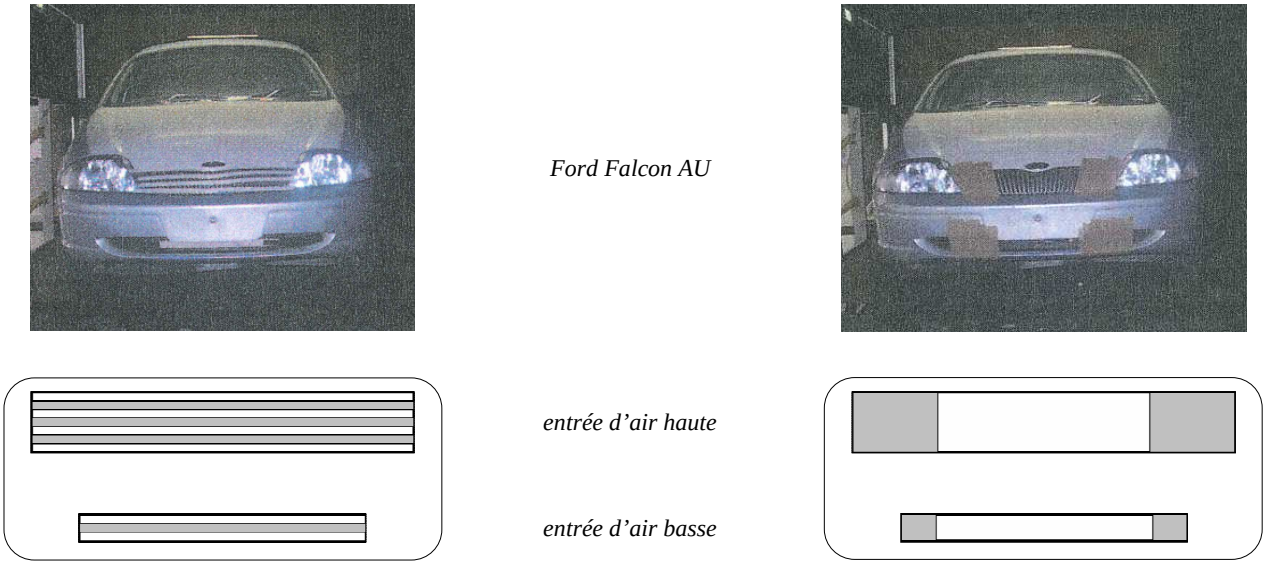
A une vitesse de 13,3 m.s^{-1}, l'écoulement dans le compartiment moteur est modifié par rapport à la condition à l'arrêt, notamment en raison de l'apparition d'une zone de surpression à l'avant du véhicule. En effet, cette zone de surpression stoppe les écoulements de recirculation à l'avant du compartiment moteur (qui sont les branches secondaires décrites plus haut) et altère l'écoulement circulaire de mi-hauteur (en bleu sur la Figure II-9 (b)). Williams observe toujours les 2 premières branches principales (en rose et en vert sur la Figure II-9 (a)) à une vitesse de 13,3 m.s^{-1}.

Ces résultats expérimentaux, ainsi que d'autres études ([WIL-91], [TAI-07], [ALA-07]), permettent de séparer les facteurs influençant l'écoulement de refroidissement : la vitesse de déplacement du véhicule, les éléments du circuit de refroidissement (radiateur, condenseur, ventilateur) et la géométrie du véhicule, en

particulier la géométrie de la face avant, la géométrie des entrées d'air (surface, inclinaison, géométrie des grilles), la géométrie des éléments sous capot ou encore la position des échangeurs par rapport aux entrées d'air.

Les éléments constituant le compartiment moteur influencent notamment les chemins empruntés par l'écoulement de refroidissement et peuvent créer des zones de recirculation ou des distributions non-uniformes de l'écoulement qui sont à éviter. Par exemple, la distribution non-uniforme de l'écoulement sur la face avant du radiateur peut engendrer des pics locaux de températures, et par conséquent, un refroidissement inefficace ([ALA-07]).

Jama et al. ([JAM-04]) cherchent à obtenir une distribution de vitesse la plus uniforme possible sur le radiateur d'une Ford Falcon AU en réduisant de moitié les sections des entrées d'air haute et basse du compartiment moteur de diverses manières. Ils testent notamment une méthode horizontale (Figure II-10 (a)) et une méthode verticale (Figure II-10 (b)) qui réduit les sections d'entrée des extrémités vers le centre.

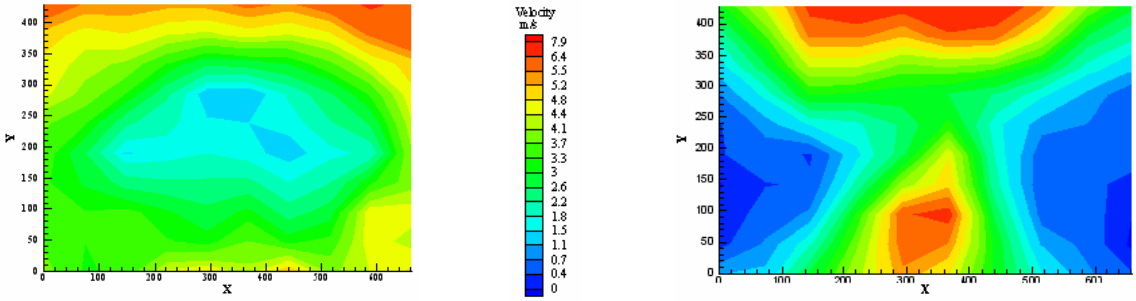


(a) méthode horizontale uniforme

(b) méthode verticale des extrémités vers le centre

Figure II-10 : Méthodes utilisées pour diminuer les sections d'entrée du compartiment moteur. De manière horizontale et uniformément répartie (a) et de manière verticale des extrémités vers le centre (b). Les parties grisées sont les parties pleines et les parties blanches sont les parties ouvertes.

Les résultats expérimentaux montrent que la meilleure méthode pour obtenir une distribution de vitesse la plus uniforme possible sur le radiateur est de réduire les sections d'entrée d'air horizontalement et de manière uniforme, ce qui correspond à la Figure II-10 (a). De plus, cette méthode donne la vitesse moyenne à travers le radiateur la plus élevée, ce qui correspond à un meilleur refroidissement (Figure II-11).



(a) méthode horizontale uniforme indiquée sur la Figure II-10 (a)

(b) méthode verticale des extrémités vers le centre indiquée sur la Figure II-10 (b)

Figure II-11 : Distribution de vitesse sur le radiateur à une vitesse de 100 km.h^{-1} pour les 2 méthodes de réduction des sections d'entrée du compartiment moteur [JAM-04].

2.5. Le radiateur et le refroidissement

Selon Barnard ([BAR-00]), la traînée due au système de refroidissement d'un véhicule est principalement causée par les frottements sur la surface du radiateur, notamment les ailettes et les tubes. Par conséquent, il est primordial de modéliser le radiateur de refroidissement lors de l'étude de la traînée due au compartiment moteur.

Par ailleurs, la taille et la position du radiateur influencent la qualité du refroidissement. Barnard ([BAR-00]) montre en effet que pour obtenir une faible traînée de refroidissement, le radiateur devrait être aussi large que possible. Ceci est en accord avec Singh et Shen ([SIN-07]) mais ces auteurs soulignent le fait que les contraintes de poids et d'espace dans le compartiment moteur limitent la taille du radiateur. En ce qui concerne la position de l'échangeur de chaleur, les auteurs préconisent de placer le radiateur dans la région de stagnation de l'écoulement infini amont pour obtenir une meilleure efficacité ([SIN-07]). Cependant, les contraintes d'espace dans le compartiment moteur limitent là encore le choix de la position du radiateur.

Williams ([WIL-85]) et Barnard ([BAR-00]) observent qu'une partie de l'écoulement qui entre dans le compartiment moteur par les sections d'entrée n'atteint pas le radiateur mais est déviée autour de celui-ci. Cette déviation de l'écoulement engendre une traînée non nécessaire puisqu'elle ne participe pas au refroidissement. Une solution envisagée pour répondre à ce problème est d'installer un guide d'air de l'entrée jusqu'au radiateur, ce qui permet de diriger l'écoulement directement sur le radiateur et d'éviter ainsi les fuites ([CAR-95], [BAR-00], [WIL-02]).

Buchheim et al. ([BUC-81]) comparent différentes configurations de guide d'air pour l'écoulement de refroidissement du compartiment moteur (Figure II-12). Les auteurs évaluent l'influence de ces configurations sur le coefficient de traînée de refroidissement Δc_{DC} et sur le ratio V_R/V_∞, vitesse de l'air traversant le radiateur sur vitesse de l'écoulement à l'infini amont. La configuration C se révèle être la plus intéressante puisqu'elle permet d'atteindre approximativement la même vitesse V_R sur le radiateur que le véhicule de production A et engendre une réduction de 60% de la traînée de refroidissement. Hucho ([HUC-78]) estime que la configuration C est praticable uniquement sur les véhicules de compétition, et non sur les véhicules standards, car l'écoulement de refroidissement, chauffé après son passage dans le compartiment moteur, entrerait dans l'habitacle via l'entrée d'air située devant le pare-brise.

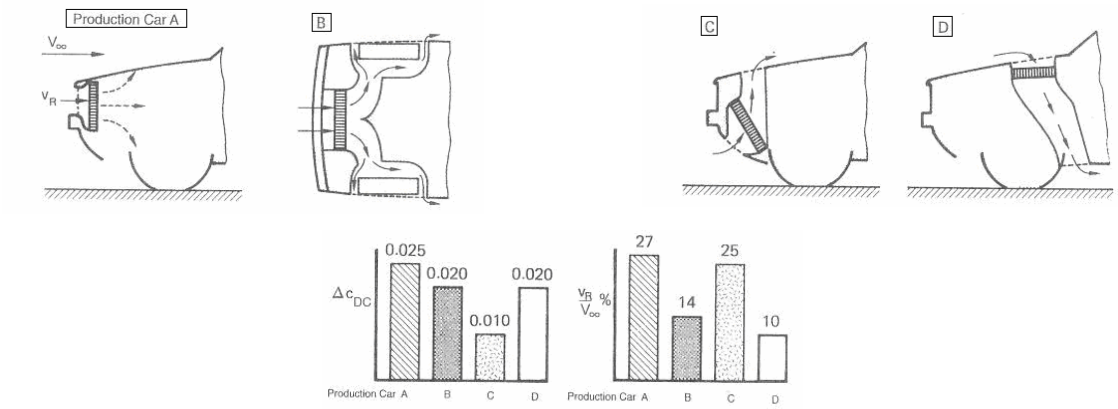


Figure II-12 : Influence du guide d'air sur la traînée de refroidissement [BUC-81].

Selon Barnard ([BAR-00]), le radiateur est l'élément principalement responsable de la perte de charge dans un système de refroidissement typique. Il exprime cette perte de charge ΔPi en fonction du coefficient de perte de charge k_p et de la vitesse V_R associés au radiateur :

$$\Delta Pi = \frac{1}{2}\rho k_p V_R^2 \qquad \text{(II-5)}$$

2.6. Influence de la position et de la géométrie des sections d'entrée et de sortie du compartiment moteur

Des études expérimentales ont également été menées afin d'étudier l'influence des sections d'entrée et de sortie sur la traînée due au compartiment moteur, notamment en fonction du ratio de leurs surfaces, de leur géométrie, de leur position et de leur inclinaison.

2.6.1. Ratio des surfaces d'entrée et de sortie du compartiment moteur

Ivanić et Gilliéron ([IVA-05]) étudient la contribution du compartiment moteur dans la traînée aérodynamique à partir d'une maquette à échelle réduite de compartiment moteur simplifié comprenant un échangeur et un moteur simplifié (Figure II-13). Cette maquette, avec quelques modifications, est la géométrie utilisée pour le travail de thèse (voir Chapitre III.2)

Les auteurs mettent en évidence que la meilleure configuration du point de vue de la traînée aérodynamique est celle pour laquelle l'entrée et la sortie ont les mêmes dimensions.

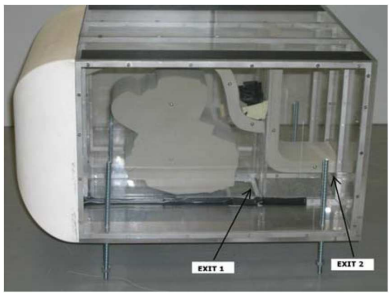


Figure II-13 : Maquette réduite de compartiment moteur vue de côté [IVA-05].

2.6.2. Géométrie, position et inclinaison de la section d'entrée

L'influence de la géométrie, de la position et de l'inclinaison de la section d'entrée du compartiment moteur est principalement étudiée par Williams et al. ([WIL-02]) et Ivanić et Gilliéron ([IVA-05]).

Les remarques de Williams et al. ([WIL-02]) sont basées sur diverses investigations expérimentales de l'écoulement d'air à travers le système de refroidissement d'un véhicule (Figure II-14) et consistent à dire que :

- Une entrée d'air grande et placée sur ou près de la ligne d'arrêt du bouclier, avec une pression d'arrêt la plus uniforme possible, est la plus efficace.
- L'efficacité de l'entrée est généralement influencée par la taille et la position des entrées d'air par rapport aux échangeurs.

Les observations de Ivanić et Gilliéron ([IVA-05]) concernent la maquette simplifiée de compartiment moteur présentée Figure II-13 et sont les suivantes :

- Dans le cas où la section de sortie se situe à l'arrière du compartiment moteur, la traînée de refroidissement varie très peu avec l'angle λ de la section d'entrée (Figure II-15).
- Dans le cas où la section de sortie se situe sous le compartiment moteur, la traînée de refroidissement diminue quand l'angle λ de la section d'entrée augmente. Cependant, plus l'angle de la section d'entrée est grand, plus le débit entrant dans le compartiment moteur est faible, et moins le refroidissement est efficace. La réduction de la traînée de refroidissement ne doit alors pas être effectuée au détriment du refroidissement du moteur.

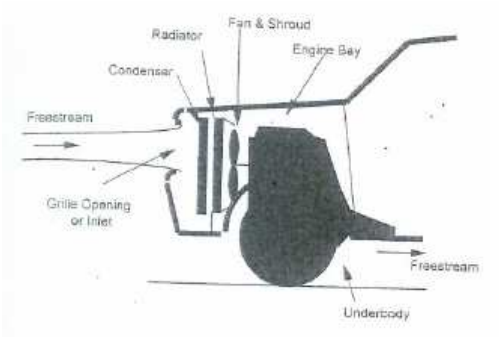


Figure II-14 : Illustration d'un système de refroidissement [WIL-02].

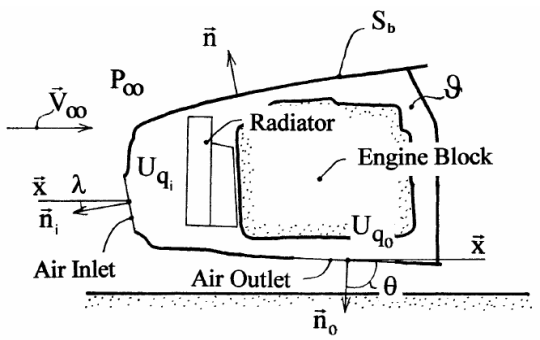


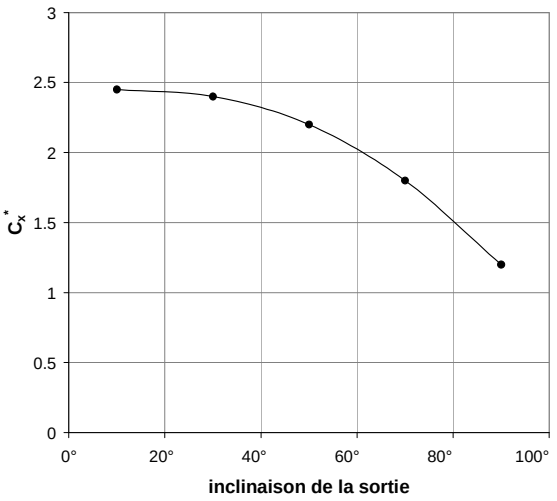
Figure II-15 : Modélisation du compartiment moteur [IVA-05].

2.6.3. Géométrie, position et inclinaison de la section de sortie

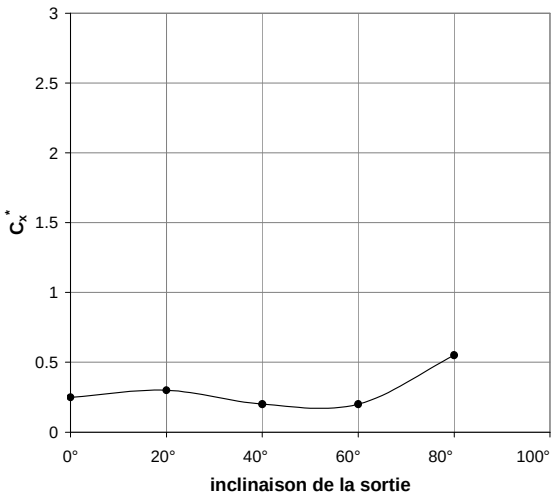
Différentes études montrent l'importance de la position de la sortie du compartiment moteur. En particulier, une sortie à l'arrière du véhicule est plus favorable à une faible traînée de refroidissement qu'une sortie dans le soubassement du véhicule ([OHS-97], [BAR-00], [IVA-05]). Cela évite notamment de créer des interactions avec l'écoulement de soubassement.

Ivanić et Gilliéron ([IVA-05]) montrent, à partir d'expérimentations réalisées sur la maquette à échelle réduite de compartiment moteur (voir Figure II-13), que la traînée due au compartiment moteur est jusqu'à 5 fois plus faible avec une sortie derrière qu'avec une sortie dessous (Figure II-16).

Les auteurs indiquent cependant que la diminution de la traînée avec l'augmentation de l'inclinaison en sortie, observée pour une sortie placée au niveau du soubassement sur la Figure II-16 (a), est contraire aux résultats classiques. En effet, plus l'écoulement de refroidissement sort du compartiment moteur suivant une direction normale à l'écoulement incident (c'est-à-dire plus l'inclinaison de la sortie est grande sur la Figure II-16 (a)), plus la traînée est importante ([BAR-00], [LAI-10]).



(a) sortie dessous



(b) sortie derrière

Le coefficient sans dimension C_x^* est défini par la relation suivante : $C_x^* = \dfrac{F_X}{\frac{1}{2}\rho V_0^2 S_s}$ où S_s est la surface de la section de sortie.

L'inclinaison de la sortie est indiquée par l'angle θ sur la Figure II-15.

Figure II-16 : Evolution de C_x^* en fonction de l'inclinaison de la section de sortie du compartiment moteur par rapport à la verticale pour une sortie dessous (a) et une sortie derrière (b) [IVA-05].

Par ailleurs, les dimensions de la section de sortie influence à la fois la traînée et le débit de refroidissement [OHS-97]. Quelque soit la position de la sortie, à l'arrière ou sous le compartiment moteur, l'évolution du

débit de refroidissement est identique : il augmente proportionnellement en fonction de la surface de la section de sortie jusqu'à atteindre une valeur constante lorsque le rapport section de sortie/surface du radiateur vaut 0,5 (Figure II-17). En ce qui concerne la traînée, les valeurs obtenues avec une sortie à l'arrière du compartiment moteur sont plus faibles qu'avec une sortie sous le véhicule (Figure II-18). Pour une sortie sous le véhicule, la traînée atteint un maximum lorsque le rapport section de sortie/surface du radiateur vaut 0,4, décroît pour les sections de sortie plus élevées, puis augmente de nouveau lorsque le rapport section de sortie/surface du radiateur est supérieur à 1,4.

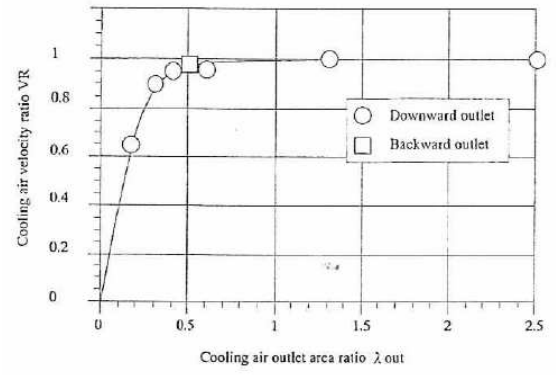


Figure II-17 : Evolution du débit de refroidissement en fonction de la surface de la section de sortie adimensionnée par la surface du radiateur [OHS-97].

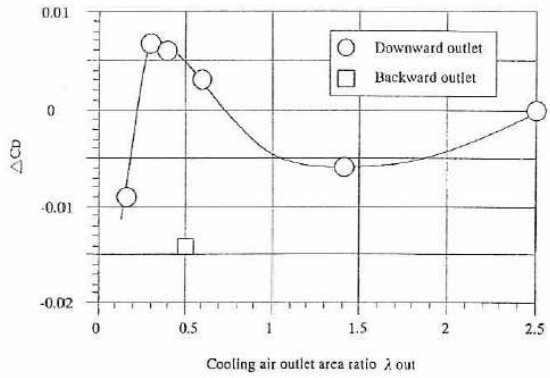


Figure II-18 : Evolution de la traînée de refroidissement en fonction de la surface de la section de sortie adimensionnée par la surface du radiateur [OHS-97].

2.7. Concept Car Probe IV

En 1983, Santer et Gleason ([SAN-83]) développent le concept car Probe IV en travaillant sur chaque zone du véhicule sensible à l'aérodynamique. Ainsi, le pare-brise, les vitres latérales, les roues, le soubassement, la lunette arrière, les rétroviseurs, le capot et le système de refroidissement du véhicule sont examinés.

Sur les véhicules de production, l'écoulement de refroidissement entre dans le compartiment moteur par des entrées relativement larges. La taille et la position des ces ouvertures affecte la traînée des véhicules. Pour obtenir une traînée minimale, les auteurs préconisent de s'assurer que l'air s'écoule sans séparation, de minimiser la projection frontale de la surface ouverte, et de placer l'entrée d'air à un endroit où elle ne réduit pas les surfaces du capot et du pare-choc qui présentent des pressions négatives. En utilisant cette approche, le coefficient de traînée de refroidissement minimal est compris entre 0,01 et 0,015.

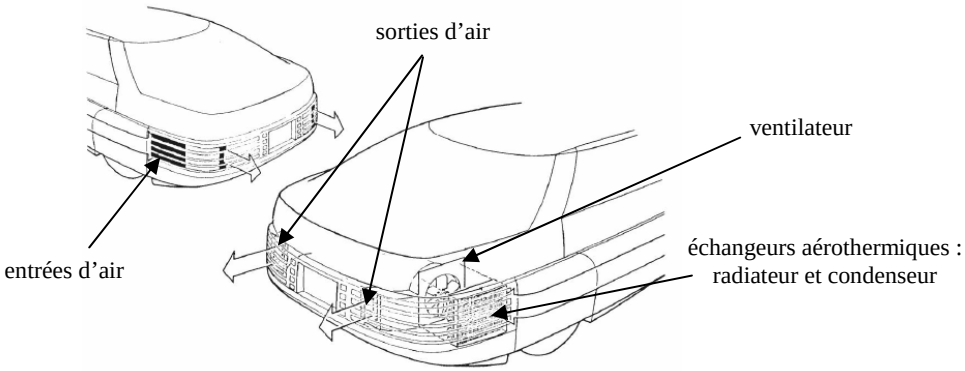


Figure II-19 : Système de refroidissement du concept car Probe IV [SAN-83].

Afin d'obtenir des niveaux plus faibles de traînée de refroidissement, les auteurs placent le système de refroidissement à l'arrière du véhicule (Figure II-19). Celui-ci comprend un radiateur, un condenseur et un ventilateur. Les entrées d'air sont placées sur les parois latérales et les sorties évacuent l'air en arrière du véhicule. Pour assurer le refroidissement sous capot, le fluide du système de refroidissement est transféré de

l'arrière à l'avant du véhicule par le moyen de tubes montés à ras du soubassement, ce qui permet de fermer le compartiment moteur à l'avant.

Le coefficient de traînée de refroidissement obtenu pour le concept car Probe IV est de 0,003 et représente 2% du coefficient aérodynamique total du véhicule. La valeur atteinte est 10 fois plus faible que la valeur moyenne des véhicules de production de l'époque.

Ce résultat est en accord avec les travaux réalisés par Ohshima et al. ([OSH-97]), Barnard ([BAR-00]) et Ivanić et Gilliéron ([IVA-05]) sur des géométries simplifiées.

2.8. Conclusion

Dans la littérature, les études sur l'écoulement de refroidissement sont nombreuses et abordent à la fois les problématiques associées à la traînée de refroidissement et au débit de l'écoulement de refroidissement.

Depuis 1992, le débit de l'écoulement de refroidissement a tendance à diminuer. Cette évolution est compatible avec les véhicules hybrides et électriques qui vont nécessiter un refroidissement moindre. En revanche, les véhicules à pile à combustible, dont le rejet de chaleur sera plus important, nécessiteront un accroissement du débit de l'écoulement de refroidissement. La quantité d'air qui pénètre dans le compartiment moteur des véhicules dépend de nombreux facteurs tels que la vitesse de l'écoulement incident, les éléments du circuit de refroidissement et la géométrie de la face avant. Par ailleurs, les géométries doivent être conçues de manière à éviter les zones de recirculation à l'intérieur du compartiment moteur et à offrir la répartition de vitesse la plus uniforme possible sur les échangeurs aérothermiques. La mise en place de guides d'air de l'entrée du compartiment moteur jusqu'aux échangeurs peut également accroître le débit de refroidissement et permettre une réduction de la traînée de refroidissement.

Les études sur les géométries simplifiées et réelles de véhicules montrent que la position de la sortie du compartiment moteur influence de manière importante la traînée de refroidissement. Des réductions significatives de traînée de refroidissement sont observées pour une sortie placée à l'arrière des géométries. Toutefois, cette configuration ne correspond pas aux géométries usuelles des véhicules automobiles dont la sortie du compartiment moteur est placée au niveau du soubassement.

Les résultats présentés restent peu analysés et une meilleure compréhension des phénomènes physiques mis en jeu est nécessaire afin d'exploiter au mieux les solutions proposées pour réduire la traînée de refroidissement et accroître le débit d'air à travers le compartiment moteur.

Dans le chapitre suivant, les approches numériques sur l'écoulement de refroidissement trouvées dans la littérature sont présentées.

Chapitre II.3 - Approches numériques dans la littérature

Dans ce chapitre, les principaux résultats numériques concernant le compartiment moteur sont présentés. Ils concernent notamment la comparaison entre les études bidimensionnelles et les études tridimensionnelles et également la comparaison entre les valeurs numériques et expérimentales. Les références bibliographiques sont présentées de manière chronologique dans le but de mettre en évidence l'évolution des moyens de calcul numérique des années 80 jusqu'à aujourd'hui.

En 1988, les mémoires des ordinateurs sont insuffisantes pour supporter des maillages tridimensionnels de véhicules complets et seules les simulations numériques bidimensionnelles sont menées. Kawashima et Fuji ([KAW-88]) proposent une méthode de correction pour estimer le débit de refroidissement à partir de simulations numériques bidimensionnelles. Les auteurs réalisent tout d'abord des expérimentations en soufflerie pour mettre en évidence les différences entre les écoulements 2D et 3D autour de la face avant. Pour obtenir un écoulement expérimental 2D, deux parois sont placées de part et d'autre du plan de symétrie de la géométrie. Les lignes d'écoulement obtenues par canne à fumée montrent des différences importantes entre les expérimentations 2D et 3D (Figure II-20). Les auteurs expliquent que c'est l'écoulement latéral, observé en 3D, et pas en 2D, qui engendre ces différences. Pour faire coïncider les points de stagnation sur le pare-choc obtenus expérimentalement avec les géométries 2D et 3D de la face avant, les auteurs augmentent la garde au sol du véhicule dans le cas de la géométrie 2D. Ils montrent qu'une surélévation de 200 mm de la géométrie bidimensionnelle permet d'obtenir la même position du point de stagnation sur le pare-choc qu'avec la géométrie 3D. De plus, cette surélévation engendre une valeur de débit de refroidissement proche du débit mesuré pour la géométrie 3D (Figure II-21).

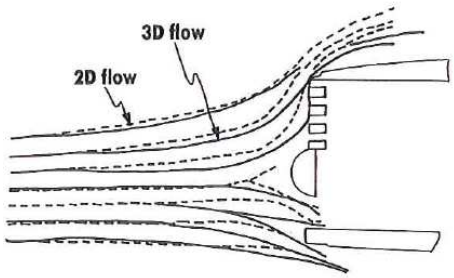


Figure II-20 : Lignes d'écoulement mises en évidence expérimentalement pour les géométries 2D et 3D de la face avant du véhicule [KAW-88].

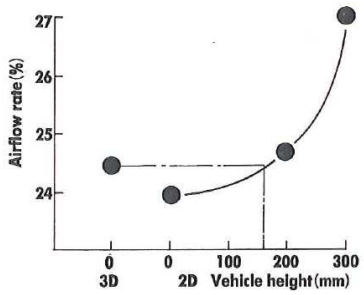


Figure II-21 : Valeurs du ratio 'vitesse à travers le radiateur'/'vitesse infinie amont' pour la géométrie 3D et les géométries 2D surélevées de 0, 100, 200 et 300 mm par rapport au sol [KAW-88].

En 1990, Aoki et al. ([AOK-90]) analysent l'écoulement à l'avant d'un véhicule et dans son compartiment moteur. Les auteurs montrent que la simulation numérique bidimensionnelle et les expérimentations tridimensionnelles présentent des différences. Par ailleurs, la comparaison qualitative entre la simulation numérique 3D et les expérimentations 3D donne de bons résultats, bien que les valeurs calculées soient plus faibles que les valeurs mesurées. Les auteurs montrent également que des détails de la géométrie en face avant peuvent modifier l'écoulement de refroidissement. Par exemple, la plaque d'immatriculation, notée 2 sur les Figure II-22 et Figure II-23, malgré sa petite surface, influence le débit à travers le radiateur (Figure II-23) ainsi que les lignes de courant autour de l'entrée d'air ([AOK-90], [KAW-88], [ONO-92]).

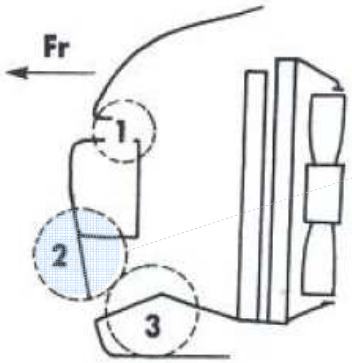


Figure II-22 : Modèle de face avant de véhicule [KAW-88].

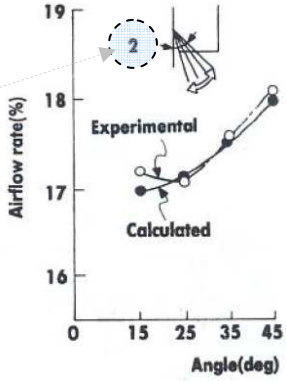


Figure II-23 : Influence de l'inclinaison de la plaque d'immatriculation sur le débit à travers le radiateur [KAW-88].

En 1996, Egee et al. ([EGE-96]) réalisent une étude numérique sur l'écoulement à l'intérieur d'un compartiment moteur simplifié. L'objectif est de trouver une configuration qui permette d'alimenter en air les parties supérieure et inférieure du compartiment moteur et d'optimiser la position des échangeurs par rapport aux entrées d'air. L'utilisation combinée des entrées d'air supérieure et inférieure entraîne une meilleure alimentation du compartiment moteur qu'une entrée supérieure seule ou inférieure seule. Le déplacement vertical des échangeurs par rapport aux entrées d'air modifie la répartition des vitesses dans le compartiment moteur et permet d'obtenir un meilleur refroidissement. En effet, les vitesses relevées sur la partie arrière du radiateur et le débit volumique en sortie de radiateur sont plus élevés que dans les configurations précédentes. Les auteurs remarquent également un écoulement important de part et d'autre des échangeurs. Ils proposent l'utilisation d'un convergent afin de canaliser l'écoulement vers les échangeurs et d'améliorer leur efficacité. Ces résultats corroborent les études expérimentales : la position des échangeurs de chaleur a un rôle significatif dans la quantité et la répartition de l'écoulement de refroidissement et l'utilisation d'un conduit permet d'améliorer les échanges aérothermiques.

En 1998, Williams et Vegamanti ([WIL-98]) réalisent une étude statistique pour déterminer la qualité du code de calcul utilisé chez Ford pour la modélisation de l'écoulement dans et autour du compartiment moteur d'un véhicule. Cette étude met en avant un avantage considérable de l'approche numérique par rapport à l'approche expérimentale : le calcul numérique permet de visualiser les zones où l'écoulement de refroidissement, supposé se diriger de l'avant vers l'arrière du véhicule, s'écoule dans la direction opposée. Ce phénomène de recirculation est très difficile, voire impossible, à observer en soufflerie et a pu être visualisé par Williams et al. dans un bassin d'eau ([WIL-91]).

Andra et al. ([AND-98]) étudient l'influence d'une simplification de la frontière de calcul et de la géométrie du véhicule sur la simulation numérique du refroidissement. Dans le cas étudié, la simplification du modèle géométrique (de la Figure II-24 à la Figure II-25) ne modifie pas l'évolution du débit à travers le système de refroidissement en fonction de la vitesse de déplacement mais uniquement les ordres de grandeur du débit. En effet, les valeurs du débit de refroidissement obtenues avec le modèle simplifié sont plus élevées qu'avec le modèle complet (Figure II-27 (a)). Le déplacement du plan de sortie d'une position en arrière du véhicule (à 5 longueurs de véhicule) à une position qui intercepte le véhicule (Figure II-26) n'affecte pas le débit à travers le système de refroidissement (Figure II-27 (b)). Ce résultat peut amener à envisager une réduction considérable de la taille des maillages.

Figure II-24 : Modèle complet de véhicule [AND-98].

Figure II-25 : Modèle simplifié de véhicule [AND-98].

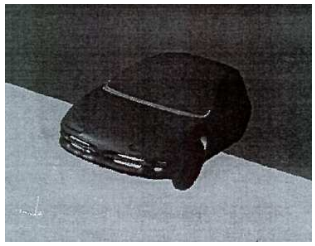
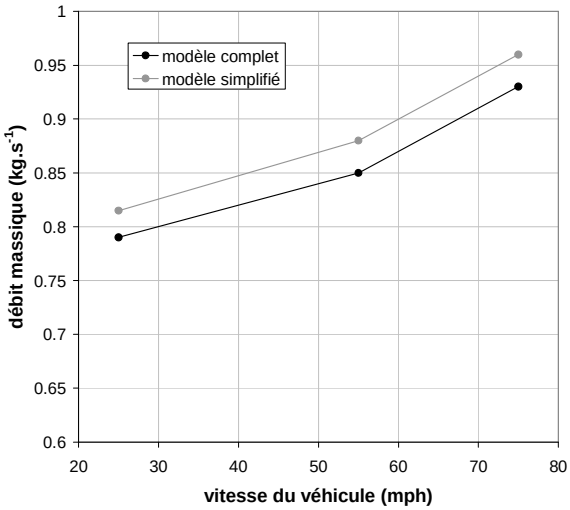
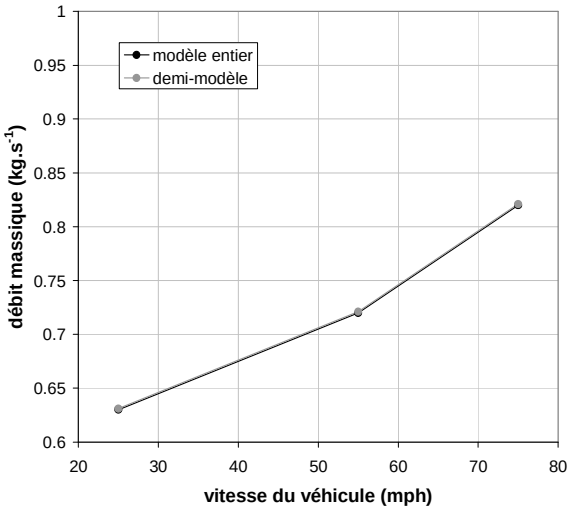


Figure II-26 : Demi-domaine de simulation [AND-98].



(a) Comparaison modèle complet entier / modèle simplifié entier



(b) Comparaison modèle entier simplifié / demi- modèle simplifié

Figure II-27: Débit d'air à travers le système de refroidissement [AND-98].

En 1999, Gilliéron et Samuel ([GIL-99]) comparent des résultats expérimentaux obtenus en soufflerie avec des résultats numériques 3D obtenus avec un code industriel. A l'entrée du compartiment moteur, la distribution des vitesses calculées montre un bon accord avec les résultats expérimentaux. La dispersion commence à apparaître à travers les échangeurs et la plus grande erreur se trouve entre le radiateur et le moteur. Ceci est certainement dû aux simplifications du modèle géométrique qui sont les plus importantes à cet endroit. Les auteurs observent que les valeurs calculées sous-estiment toujours les valeurs mesurées. Ceci est en accord avec les résultats de Aoki et al. ([AOK-90]). Les lignes de courant calculées à l'intérieur du compartiment moteur coïncident avec les lignes de courant observées en soufflerie ce qui suggère que ce code de calcul peut être utilisé pour déterminer la répartition de l'écoulement dans le compartiment moteur.

En 2007, Tai et al. ([TAI-07]) déterminent une méthode pour estimer l'efficacité du refroidissement d'un véhicule après une modification de sa face avant. Le critère d'efficacité utilisé par les auteurs repose sur la température de l'eau de refroidissement : si la température de l'eau de refroidissement du véhicule modifié est plus faible que celle du véhicule initial, alors le refroidissement est meilleur.

Ainsi, à partir de calculs CFD déterminant la vitesse sur le radiateur et de tests expérimentaux fournissant la courbe de transfert de chaleur du radiateur, la température de l'eau de refroidissement du véhicule modifié

est déterminée, notamment en fonction de la température de l'eau de refroidissement du véhicule de base (Figure II-28). La température de l'eau estimée par cette méthode est très proche de celle obtenue par expérimentation physique (Tableau II-2).

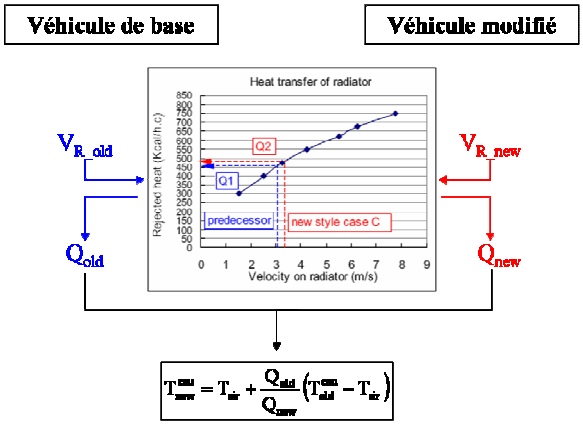


Figure II-28 : Méthodologie de calcul de la température de l'eau de refroidissement [TAI-07].

	Température de l'eau
Expérimental	*110.9°*
Numérique	*112°*

Tableau II-2 : Comparaison expérimental / numérique [TAI-07].

En 2007, Tai et al. ([TAI-07]) réalisent une étude numérique 3D sur un modèle de compartiment moteur (Figure II-29). Différentes géométries sont testées et le critère d'amélioration de l'écoulement de refroidissement est la vitesse d'air sur le radiateur. Les auteurs montrent qu'augmenter la section d'entrée du compartiment moteur, fermer les entrées d'air qui engendrent une fuite au-dessus du radiateur et utiliser un guide d'air permet d'améliorer la distribution de vitesse moyenne sur le radiateur par rapport au véhicule de base (Tableau II-3). Ces résultats sont bien en accord avec les résultats expérimentaux présentés dans le Chapitre II.1.

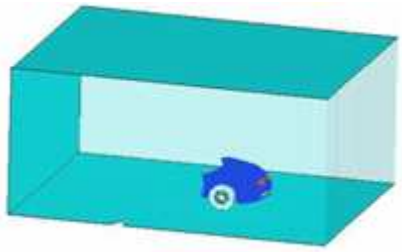


Figure II-29 : Géométrie du compartiment moteur [TAI-07].

Géométrie	Modification géométrique	Variation de la vitesse sur le radiateur
Cas A	Augmentation de la section d'entrée	-4,5%
Cas B	Cas A + fermeture entrées inutiles	+3,2%
Cas C	Cas B + guide d'air	+4,8%

Tableau II-3 : Variation de la vitesse sur le radiateur par rapport au cas de base [TAI-07].

Par ailleurs, la comparaison des valeurs numériques et expérimentales de la vitesse sur le radiateur en 9 points différents montre l'importante évolution des moyens de calcul au cours des 20 dernières années. En effet, l'erreur réalisée par la CFD n'excède pas les 10,5% (Tableau II-4).

Vitesse ($m.s^{-1}$)	V_1	V_2	V_3	V_4	V_5	V_6	V_7	V_8	V_9
Expérimental	1,4	3,0	1,9	2,8	1,3	1,7	5,4	5,2	6,3
Numérique	1,3	3,1	1,7	2,7	1,2	1,8	5,8	4,9	5,9
Ecart	-7,1%	3,3%	-10,5%	-3,6%	-7,7%	5,9%	7,4%	-5,8%	-6,4%

Tableau II-4: Comparaison numérique / expérimental des vitesses relevées sur le radiateur [TAI-07].

Ceci corrobore les résultats de Singh et Shen ([SIN-07]) qui utilisent une méthode statistique pour montrer que la CFD est un outil puissant pour l'optimisation de l'écoulement de refroidissement en face avant d'un véhicule. Parmi les nombreux facteurs qui influencent le débit de refroidissement à travers le radiateur (Figure II-30), les auteurs choisissent sept facteurs de contrôle (Figure II-31). Ils réalisent 208 calculs numériques sous Fluent qui, pour un même véhicule, font varier les paramètres de contrôle choisis précédemment. A partir du relevé du débit sur la face arrière du radiateur, les auteurs dégagent une configuration optimale grâce à la méthode statistique utilisée. Le calcul numérique, réalisé pour cette configuration précise, confirme les améliorations prévues par la méthode statistique. Ainsi, la CFD peut être utilisée pour concevoir un système de refroidissement efficace.

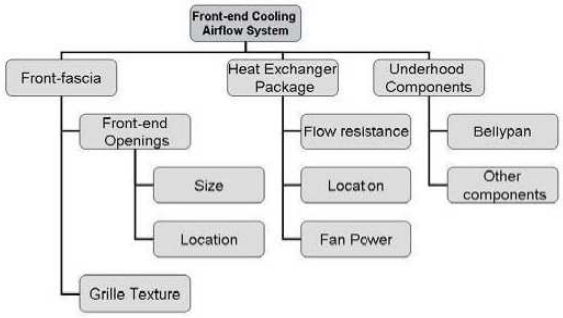


Figure II-30 : Paramètres influençant l'écoulement de refroidissement à travers le radiateur [SIN-07].

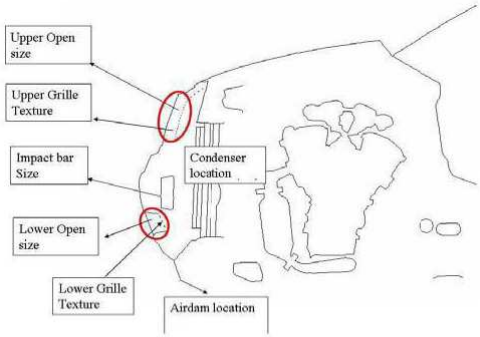


Figure II-31 : Coupe du véhicule indiquant les facteurs de contrôle choisis [SIN-07].

Alajbegovic et al. ([ALA-07]) réalisent des simulations numériques des écoulements interne et externe sur une Land Rover LR3 et une Ford Mondeo. Les calculs sont réalisés pour différentes vitesses de l'écoulement incident avec le logiciel commercial PowerFLOW®. Le maillage des véhicules est particulièrement raffiné dans le compartiment moteur et au niveau du soubassement. Dans le cas de la Ford Mondeo, la géométrie extérieure présente également une résolution plus fine pour accroître l'exactitude des prédictions aérodynamiques. Les tailles de maillage volumique sont alors de 8,2 millions de mailles pour la Land Rover et de 18,4 millions de mailles pour la Ford Mondeo.

Les auteurs comparent les valeurs calculées et les valeurs mesurées en soufflerie pour la température du liquide de refroidissement à l'entrée du radiateur, les coefficients de traînée et de portance, la distribution de température sur la face avant du radiateur et la distribution de pression totale dans le sillage du véhicule. Les valeurs présentent un très bon accord (Tableau II-5 et Tableau II-6). En outre, une simulation numérique à l'arrêt permet de mettre en évidence l'évolution complexe du champ de température dans le compartiment moteur, avec notamment une forte recirculation de l'écoulement. La Figure II-32 montre la région de haute température sur le haut et les coins du radiateur (en rouge) due à la recirculation de l'écoulement dans le compartiment moteur.

	C_x	C_z
Soufflerie	0.277	0.151
CFD	0.269	0.138
Différence	-0.008	-0.013

Tableau II-5 : Coefficients aérodynamiques mesurés et calculés (Ford Mondeo, 52,8 m.s^{-1}) [ALA-07].

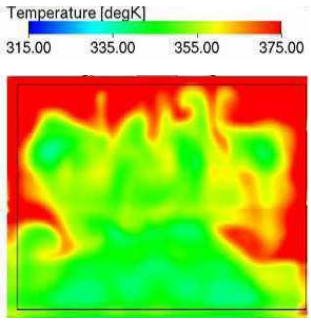


Figure II-32 : Distribution de température en arrière du radiateur (Land Rover LR3, à l'arrêt) [ALA-07].

Les bonnes concordances entre les résultats numériques et expérimentaux permettent de dire que la méthode de simulation utilisée (approche Lattice-Boltzmann) fournit des prédictions précises, à la fois pour l'écoulement de refroidissement et pour l'aérodynamique externe des véhicules. Cependant, une résolution importante du maillage est nécessaire, et les temps de simulations sont compris entre 3000 heures CPU pour les vitesses d'air élevées et 15000 heures CPU pour les faibles vitesses d'air.

Véhicule étudié	Land Rover LR3			Ford Mondeo	
Vitesse de déplacement du véhicule ($m.s^{-1}$)	arrêt	26,4	49,7	8,3	52,8
Différence de température entre les résultats expérimentaux et numériques	2,1°C	1,0°C	4,3°C	-2,3°C	-1,1°C

Tableau II-6 : Différence entre les températures mesurées et calculées du liquide refroidissement [ALA-07].

En 2008, Kuthada et Wiedemann [KUT-08] utilisent ce logiciel pour identifier les processus de génération de la traînée de refroidissement sur un véhicule de production. La comparaison des valeurs expérimentales et numériques montre que l'utilisation du code de calcul prédit correctement les sens d'évolution de la traînée et de la portance engendrées par l'écoulement de refroidissement. A partir de ces résultats, les auteurs confirment que PowerFLOW®.est capable de simuler les effets de l'écoulement de refroidissement.

Les auteurs soulignent également deux avantages liés à l'utilisation des simulations numériques : tout d'abord, il est possible de déterminer la contribution à la traînée totale de chacun des éléments constituant le véhicule ; ensuite, il est possible de calculer le développement de la traînée sur la longueur du véhicule.

En ce qui concerne le développement de la traînée le long du véhicule, les résultats montrent que les principales différences entre le véhicule avec entrées d'air ouvertes ou fermées apparaissent au niveau du compartiment moteur (Figure II-33). En effet, après environ 1/3 du véhicule, l'évolution de la traînée du véhicule sans et avec écoulement de refroidissement est identique.

Les éléments responsables de la traînée de refroidissement sont alors analysés par sections dans le compartiment moteur, des entrées d'air aux sorties d'air. Une de ces sections correspond aux éléments de la face avant : bouclier, ventilateur et buse, RAS, condenseur, radiateur, élément porteur et guide d'air, etc. Pour cette section, les résultats montrent que les échangeurs aérothermiques (RAS, condenseur et radiateur) représentent seulement 27% de la traînée de refroidissement (voir Figure II-34). La section suivante correspond aux éléments sous capot : moteur, batterie, filtre à air, assistant au freinage, tuyaux, etc. La décomposition de la traînée sur ces éléments (voir Figure II-35) indique que le moteur et la boîte de vitesse créent 83% de la traînée de refroidissement. Pour la dernière section, en sortie du compartiment moteur, la traînée de refroidissement est engendrée par l'écoulement qui arrive sur le tablier et est redirigé vers l'aval par l'écoulement de soubassement.

Enfin, les auteurs décomposent la traînée totale du véhicule sur les différentes parties qui le composent : les roues avant, les roues arrière, la face avant, le sous capot, le soubassement et le corps du véhicule (Figure II-36). Les variations de traînée dues à l'écoulement de refroidissement proviennent majoritairement de la face avant du véhicule. Cependant, comme il a été indiqué précédemment, les échangeurs de chaleur ne sont pas les principaux contributeurs. La variation de traînée du véhicule entre les configurations entrées d'air ouvertes ou fermées résulte d'avantage d'une somme de différents effets, comme par exemple les écoulements de fuite.

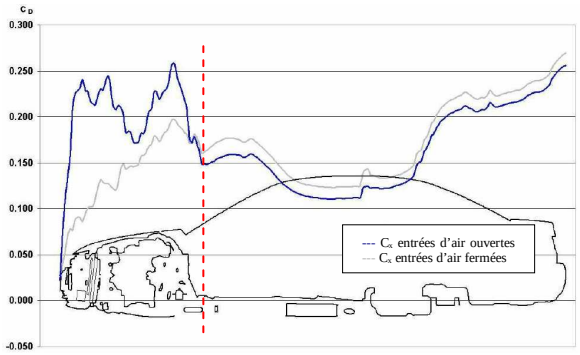


Figure II-33 : Développement de la traînée sur la longueur du véhicule [KUT-08].

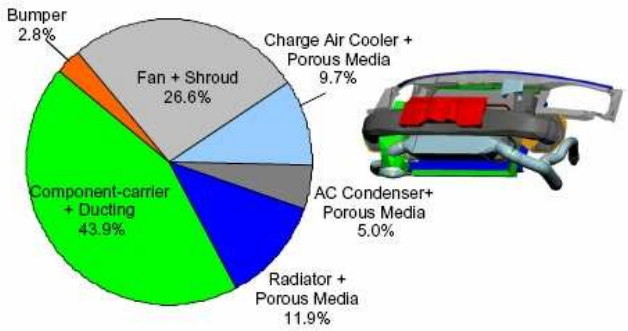


Figure II-34 : Décomposition de la traînée de refroidissement sur les éléments de la face avant du véhicule [KUT-08].

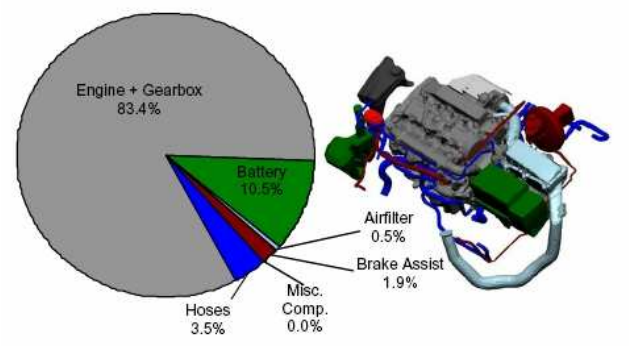


Figure II-35 : Décomposition de la traînée de refroidissement sur les éléments sous capot du véhicule [KUT-08].

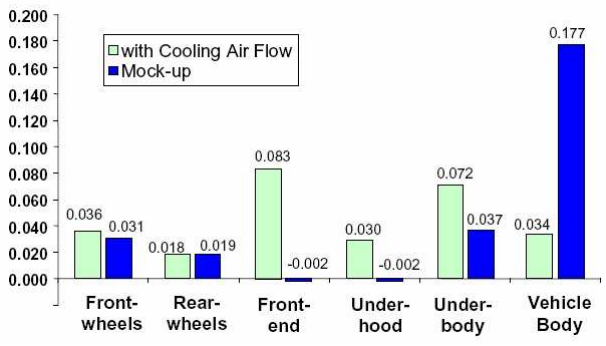


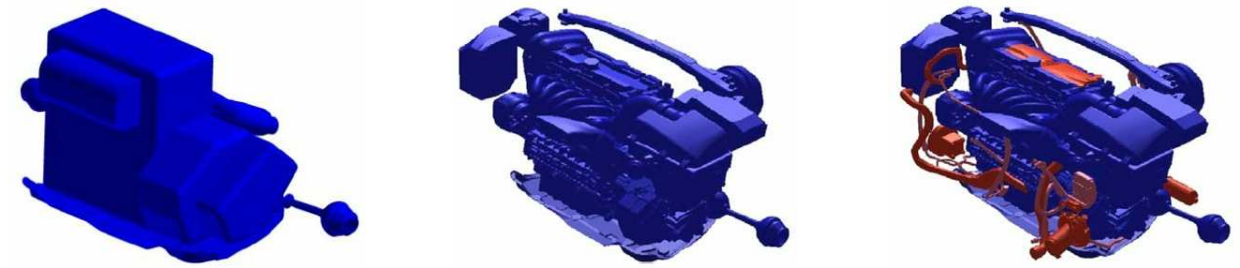
Figure II-36 : Décomposition de la traînée totale sur les différentes parties du véhicule [KUT-08].

En 2010, Christoffersen et Löfdahl étudie l'influence de la complexité géométrique du bloc moteur sur la traînée du véhicule et le débit de refroidissement. Pour cela, les auteurs utilisent trois géométries de complexité géométrique croissante : un bloc moteur simplifié, un bloc moteur de base et un bloc moteur détaillé (voir Figure II-37).

Les résultats montrent que la complexité géométrique du bloc moteur n'influence pas le débit de refroidissement. Seule la suppression complète du bloc moteur entraîne une augmentation du débit de refroidissement. Par conséquent, c'est d'avantage l'encombrement généré par le bloc moteur que les détails géométriques qui régit le débit à travers le compartiment moteur.

En revanche, les détails géométriques du bloc moteur influence la traînée des roues avant et arrière et la traînée due à la surface extérieure du véhicule. Les auteurs indiquent que la modification du bloc moteur engendre en effet une redistribution de la sortie de l'écoulement de refroidissement qui modifie l'écoulement de soubassement. Par conséquent, l'écoulement externe est modifié et la traînée du véhicule varie.

Ces résultats montrent que la prise en compte de la complexité géométrique des éléments sous capot est à mettre en lien avec la variable étudiée. Si l'objectif est de connaître le débit de refroidissement, une géométrie simplifiée de bloc moteur, moins coûteuse en préparation et en temps de calcul, peut être suffisante. En revanche, s'il s'agit de connaître la traînée de refroidissement, il est important de prendre en compte tous les détails géométriques du compartiment moteur.



Géométrie simplifiée *Géométrie de base* *Géométrie détaillée*

Figure II-37 : Géométries de bloc moteur de complexité croissante [CHR-10].

Dans ce chapitre, les approches numériques sur l'écoulement de refroidissement trouvées dans la littérature ont été successivement détaillées. L'évolution des moyens de calcul et des codes CFD permet aujourd'hui de prédire de manière plus précise les coefficients aérodynamiques de traînée et les champs de vitesse sur les échangeurs aérothermiques. L'exactitude des résultats résulte néanmoins d'un compris entre le degré de raffinement du maillage, le temps de calcul et l'espace mémoire nécessaire à l'acquisition des résultats. Le chapitre suivant s'intéresse aux approches analytiques trouvées dans la littérature sur la traînée associée au compartiment moteur des véhicules.

Chapitre II.4 - Approches analytiques dans la littérature

Dans ce chapitre, deux types d'approches analytiques sont présentées. Elles reposent sur l'utilisation de l'analogie entre les circuits électriques et les écoulements fluides, et sur l'utilisation de bilans de quantité de mouvement. L'estimation de la traînée totale et de la traînée de refroidissement est en particulier abordée.

4.1. Traînée totale du véhicule

Chometon et Gilliéron ([CHO-96]) modélisent les écoulements intérieurs et extérieurs d'un véhicule par des circuits en parallèle et en série (Figure II-38). Les auteurs prennent en compte l'écoulement sur le pavillon et les parois latérales du véhicule (1), l'écoulement de soubassement amont et aval (3) et (4), l'écoulement de refroidissement (2) et les écoulements latéraux entre les roues avant et arrière (5) et (6). Chacun de ces circuits est caractérisé par un débit et une ouverture. L'ouverture O est définie par les auteurs comme le rapport de la section S du circuit et de la racine carrée de son coefficient de perte de charge K :

$$O = \frac{S}{\sqrt{K}} \tag{II-6}$$

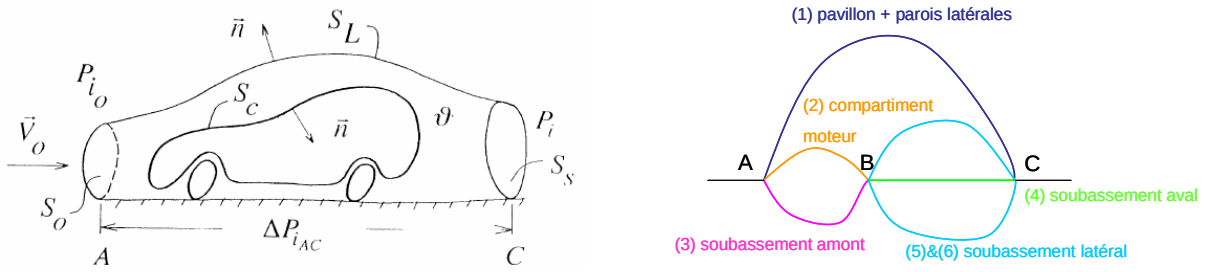


Figure II-38 : Tube de courant englobant un véhicule et circuits fluides modélisant les écoulements intérieurs et extérieurs au véhicule [CHO-96].

Les auteurs étudient l'effet de la réduction de l'ouverture d'un écoulement sur le débit et la perte de charge des autres écoulements ainsi que son impact sur la traînée aérodynamique du véhicule. Pour chaque cas de diminution d'une des ouvertures, la traînée aérodynamique est réduite. La réduction de l'ouverture associée

au circuit (2) relatif au compartiment moteur (voir Figure II-38) entraîne alors une réduction de traînée. La diminution de cette ouverture peut par exemple être obtenue en réduisant la section d'entrée du compartiment moteur. Le résultat obtenu à partir du modèle analytique est alors en accord avec les résultats expérimentaux de Ivanic et Gilliéron ([IVA-05]) pour une sortie placée sous le compartiment moteur.

Cependant, il est important de ne pas perdre de vue l'objectif du refroidissement du moteur qui ne peut pas être atteint avec une diminution trop importante de la section d'entrée. Par conséquent, il est primordial d'étudier à la fois l'influence des modifications géométriques sur la traînée mais également sur le débit à travers le radiateur qui renseigne sur la qualité du refroidissement.

Par ailleurs, la diminution de l'ouverture d'un circuit entraîne l'augmentation du débit du ou des circuits placés en parallèle et la diminution du débit du ou des circuits placés en série. Ainsi, il est possible d'augmenter le débit de refroidissement en diminuant l'ouverture de l'écoulement (3) du soubassement amont (voir Figure II-38).

4.2. Traînée de refroidissement

La traînée de refroidissement, ou traînée due au compartiment moteur, a été définie dans la section 2.2.1. Les différentes approches présentées dans ce paragraphe cherchent à fournir une formulation analytique de la traînée de refroidissement à partir de bilans intégraux de quantité de mouvement.

4.2.1. Bilan de quantité de mouvement entre l'infini amont et la section de sortie du compartiment moteur

Carr ([CAR-95]) donne une expression du coefficient de traînée de refroidissement en faisant un bilan de quantité de mouvement entre la section infinie amont du tube de courant qui entoure le véhicule et la section de sortie du compartiment moteur.

Les informations relevées dans l'article suggèrent que les hypothèses utilisées sont les suivantes :

- Les contraintes visqueuses et turbulentes sont négligées.
- La composante horizontale de la force de pression qui s'exerce sur la section de sortie du compartiment moteur est négligée.
- Les vitesses sont considérées uniformes dans la section infinie amont et dans la section de sortie du compartiment moteur.
- La section de sortie n'est pas inclinée.

Carr obtient alors l'expression suivante pour le coefficient de traînée de refroidissement :

$$C_x = 2\frac{V_R S_R}{V_0 S_{ref}}\left(1-\sqrt{1-k_p\left(\frac{V_R}{V_0}\right)^2 - Cp_s}\right) \qquad \text{(II-7)}$$

avec V_R la vitesse de l'écoulement sur le radiateur, S_R la surface frontale du radiateur, k_p le coefficient de perte de charge du radiateur, V_0 la vitesse de l'écoulement incident, S_{ref} le maître-couple de la géométrie et Cp_s le coefficient de pression statique moyen dans la section de sortie du compartiment moteur.

A partir de cette expression, l'auteur donne quelques directives permettant de réduire la traînée de refroidissement :

- Pour la dissipation de chaleur nécessaire, sélectionner un radiateur nécessitant le plus petit débit volumique (diminuer $V_R S_R$) et générant la résistance la plus faible (diminuer k_p).
- S'assurer qu'il n'entre pas d'écoulement additionnel non nécessaire dans le compartiment moteur par le moyen d'un conduit entre l'entrée et le radiateur.
- Générer une pression de sortie négative par le moyen d'un becquet avant approprié (Cp_s négatif).

En 2000, Barnard ([BAR-00]) considère un modèle comprenant un conduit de l'entrée à la sortie du compartiment moteur et introduit un angle θ pour représenter l'inclinaison de la section de sortie (Figure II-39).

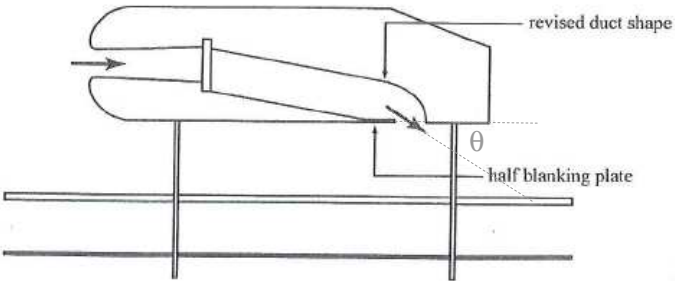


Figure II-39 : Corps de Ahmed modifié par un conduit de l'entrée à la sortie, avec une sortie inclinable d'un angle θ.

Le bilan de quantité de mouvement entre l'infini amont et la section de sortie donne alors le coefficient de traînée de refroidissement suivant :

$$C_x = 2\frac{V_R S_R}{V_0 S_{ref}}\left(1 - \frac{V_R S_R}{V_0 S_s}\cos\theta\right) - Cp_s \frac{S_s}{S_{ref}}\cos\theta \qquad \text{(II-8)}$$

avec S_s la section de sortie du compartiment moteur.

Selon l'auteur, le dernier terme, qui représente les actions de pression qui s'exercent sur la section de sortie, est déjà pris en compte dans l'évaluation de la traînée externe du véhicule et ne doit pas être inclus dans l'expression du coefficient de traînée de refroidissement. Son expression devient alors :

$$C_x = 2\frac{V_R S_R}{V_0 S_{ref}}\left(1 - \frac{V_R S_R}{V_0 S_s}\cos\theta\right) \qquad \text{(II-9)}$$

Si l'écoulement de refroidissement sort verticalement de la maquette (c'est-à-dire θ = 90°), le coefficient de traînée de refroidissement prend l'expression suivante :

$$C_x = 2\frac{V_R S_R}{V_0 S_{ref}} \qquad \text{(II-10)}$$

La comparaison des équations (II-8) et (II-10) montre qu'en sortie du compartiment moteur, un écoulement vertical engendre une traînée plus importante qu'un écoulement incliné dans la direction de l'écoulement incident.

Par ailleurs, à vitesse constante à travers le radiateur, la diminution de la section de sortie Ss engendre une diminution du terme entre parenthèse dans l'équation (II-9), et par conséquent une diminution du coefficient de traînée de refroidissement. Ces résultats sont en accord avec les résultats expérimentaux présentés dans la section 2.6.

4.2.2. Bilan de quantité de mouvement entre la section d'entrée et la section de sortie du compartiment moteur

Gilliéron et Chometon ([GIL-01]) puis Ivanić et Gilliéron ([IVA-05]) réalisent une approche analytique sur une géométrie réaliste de compartiment moteur. Cette géométrie présente une entrée et deux sorties possibles : sous le compartiment moteur ou à l'arrière du compartiment moteur (Figure II-40). A chaque configuration étudiée, une seule sortie est utilisée. Dans les modèles développés, l'angle de la section d'entrée et/ou de sortie peut varier par rapport à la verticale ce qui permet de modifier l'inclinaison de la direction de l'écoulement en entrée et en sortie du compartiment moteur.

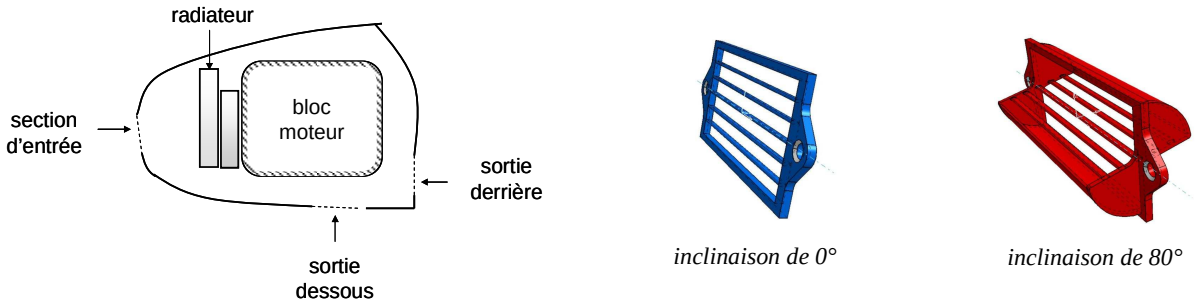


Figure II-40 : Géométrie du compartiment moteur utilisée pour l'approche analytique (à gauche) et géométrie des sections d'entrée et de sortie (à droite).

Un bilan intégral de quantité de mouvement est effectué entre la section d'entrée et la section de sortie du compartiment moteur afin de déterminer sa traînée propre. Ce bilan intégral permet de prendre en compte la taille et l'inclinaison des entrée/sortie d'air. Les hypothèses faites par les auteurs sont les suivantes : les contraintes visqueuses et turbulentes sont négligées, les vitesses et les pressions statiques sont uniformes dans les sections d'entrée/sortie et les sections d'entrée/sortie sont planes et uniques.

Les auteurs définissent deux modèles analytiques pour calculer une quantité adimensionnée nommée traînée réduite et définie comme suit :

$$C_x^* = \frac{F_x}{\frac{1}{2}\rho V_0^2 S_s} \tag{II-11}$$

(i) Modèle 1

Dans le premier modèle, les vitesses d'entrée et de sortie sont considérées perpendiculaires aux surfaces d'entrée et de sortie du compartiment moteur (Figure II-41). La traînée réduite est alors donnée par :

$$C_x^* = Cp_e \eta \cos\lambda - Cp_s \cos\theta + 2(1 - Cp_e)(\eta\cos\lambda - \eta^2\cos\theta) \tag{II-12}$$

Figure II-41 : Configurations géométriques dans les sections d'entrée et de sortie du compartiment moteur lorsque les vitesses sont considérées normales aux sections d'entrée et de sortie [IVA-05].

(ii) Modèle 2

Dans le second modèle, les directions des vitesses d'entrée et de sortie sont prises en compte en introduisant les angles α et β (Figure II-42). La traînée réduite est alors donnée par :

$$C_x^* = Cp_e \eta \cos\lambda - Cp_s \cos\theta + 2(1 - Cp_e)\left[\eta\cos(\alpha - \lambda)\cos\alpha - \eta^2 \frac{\cos\beta}{\cos(\beta - \theta)}\cos^2(\alpha - \lambda)\right] \tag{II-13}$$

Figure II-42 : Configurations géométriques dans les sections d'entrée et de sortie du compartiment moteur lorsque les angles a et b sont introduits pour caractériser la direction des vecteurs vitesse [IVA-05].

La pertinence des modèles mathématiques est analysée en comparant les résultats analytiques à des résultats expérimentaux obtenus sur une maquette simplifiée de compartiment moteur (Figure II-43).

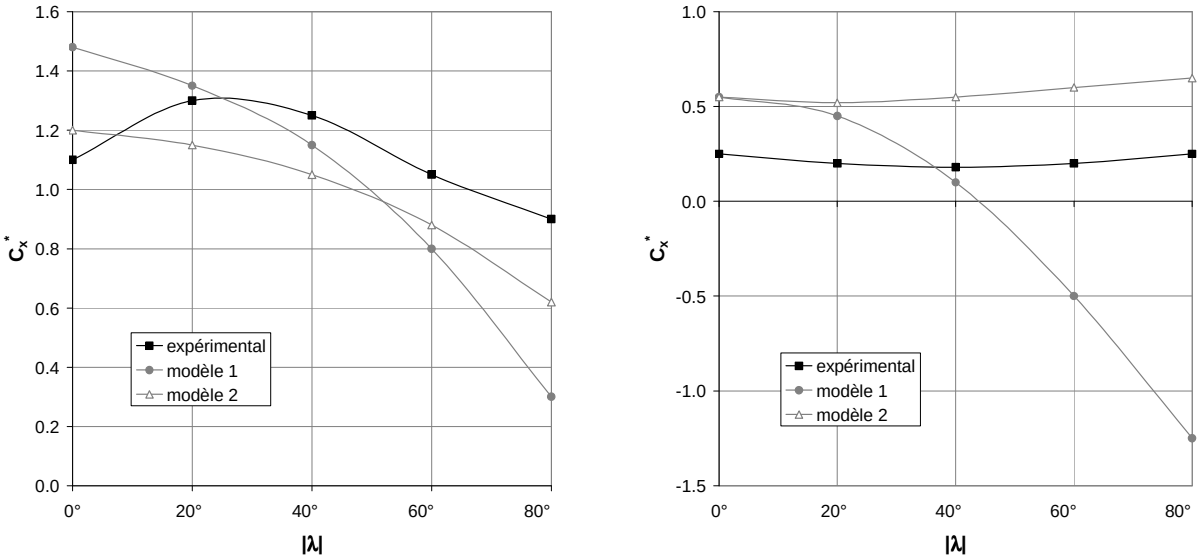
Figure II-43 : Maquette simplifiée du compartiment moteur (à gauche) et sa section d'entrée (à droite) [IVA-05]

Tous les résultats montrent que la contribution du compartiment moteur dans la traînée aérodynamique est fonction du rapport des sections d'entrée et de sortie ainsi que de l'orientation de ces sections par rapport à la direction de déplacement du véhicule.

En se basant sur ces résultats, l'évolution de la traînée réduite est tracée en fonction de :

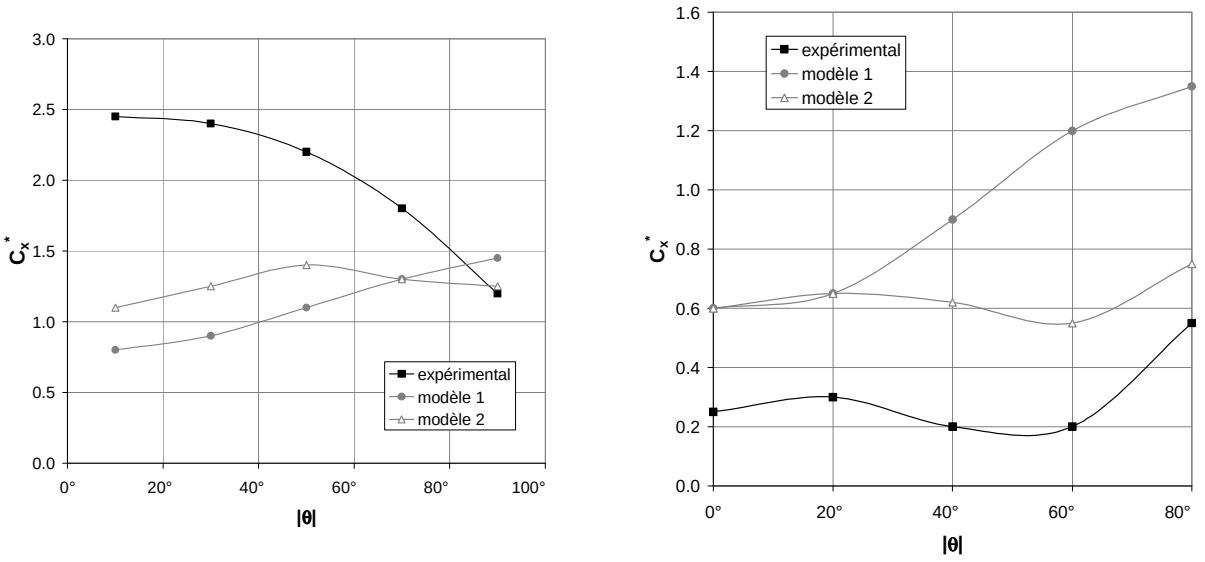
- l'inclinaison de la section d'entrée |λ|,
- l'inclinaison de la section de sortie |θ|,
- le rapport des sections d'entrée et de sortie η,

pour les deux modèles analytiques et les mesures expérimentales (Figure II-44, Figure II-45 et Figure II-46).



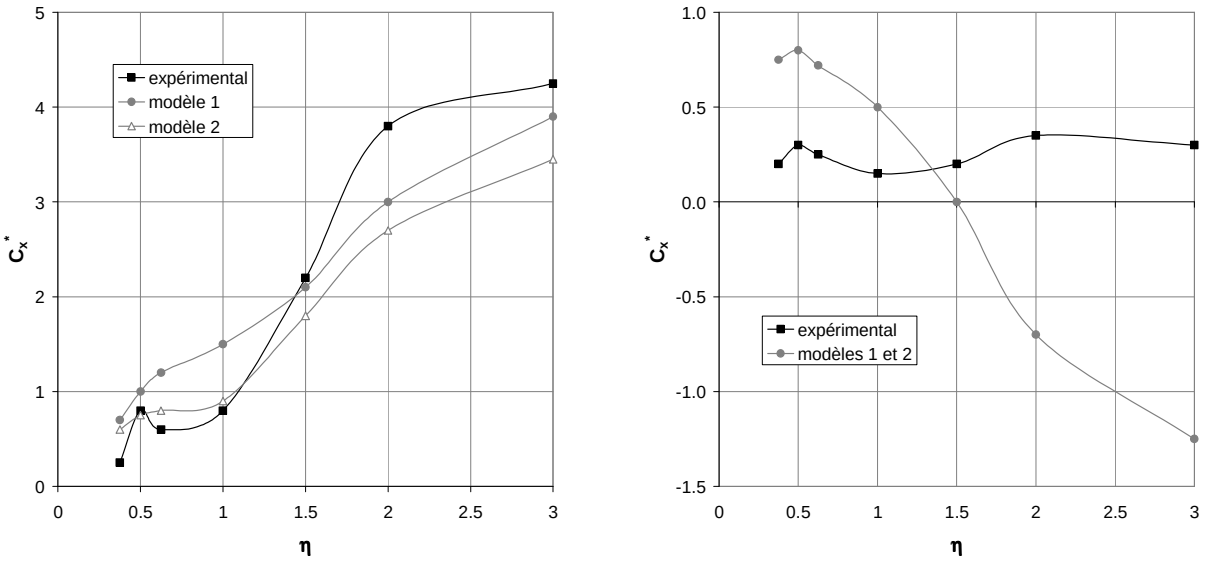
(a) sortie dessous *(b) sortie derrière*

Figure II-44 : Evolution de C_x^* en fonction de |λ| pour la sortie dessous (a) et la sortie derrière (b) [IVA-05].



(a) sortie dessous *(b) sortie derrière*

Figure II-45 : Evolution de C_x^* en fonction de |θ| pour la sortie dessous (a) et la sortie derrière (b) [IVA-05].



(a) sortie dessous *(b) sortie derrière*

Figure II-46 : Evolution de C_x^* en fonction de η pour la sortie dessous (a) et la sortie derrière (b) [IVA-05].

Les courbes présentées ci-dessus montrent que le modèle 2 approche généralement mieux les valeurs expérimentales que le modèle 1. La prise en compte de l'inclinaison des vecteurs vitesse dans les sections d'entrée et de sortie du compartiment moteur par rapport à la direction de déplacement du véhicule est alors primordiale puisqu'elle différencie les deux modèles.

Par ailleurs, les résultats analytiques du modèle 2 sont plus proches des résultats expérimentaux pour la sortie placée à l'arrière que pour la sortie dessous. Lorsque la sortie est située sous le compartiment moteur, l'interaction entre l'écoulement sortant du compartiment moteur et l'écoulement de soubassement est plus importante que lorsque la sortie est située à l'arrière du compartiment moteur. Les deux modèles présentés ne prennent pas en compte l'interférence entre l'écoulement interne au compartiment moteur et l'écoulement externe au compartiment moteur. Ceci peut être la source d'écarts importants entre les résultats analytiques et expérimentaux.

4.2.3. Bilan de quantité de mouvement et interférences extérieures au compartiment moteur

En 2003, Williams ([WIL-03]) réalise également une étude théorique visant à déterminer la traînée de refroidissement. La principale différence avec l'approche précédente est qu'il essaie de prendre en compte l'interférence entre l'écoulement interne et l'écoulement externe au compartiment moteur au niveau de l'entrée et de la sortie. Des coefficients empiriques de poussée, qui représentent ces interférences, sont alors introduits afin de représenter de manière pratique l'interaction avec la distribution de pression extérieure.

La traînée de refroidissement comprend deux parties :

- La traînée interne au compartiment moteur.
- L'interférence externe avec la distribution de pression du véhicule, en entrée et en sortie du compartiment moteur.

Williams définit la traînée de refroidissement comme étant la somme des termes suivants :

$$F_x = \rho V_0^2 S_0 + \Delta D_{inlet} - \left(\rho V_s^2 S_s \cos\theta - \Delta D_{soubassement}\right) \qquad \text{(II-14)}$$

Les termes du membre de droite sont explicités de la manière suivante :

- Le premier terme est la quantité de mouvement de l'écoulement non perturbé à l'infini amont.
- Le second terme représente l'interférence avec la distribution de pression autour de l'entrée. Il est défini par l'équation suivante :

$$\Delta D_{inlet} = \left(1 - c_{t,inlet}\right)\frac{1}{2}\rho V_0^2 S_e \left[\left(\frac{V_e}{V_0} - 1\right)^2 - 1\right] \qquad \text{(II-15)}$$

  où $c_{t,inlet}$ est le coefficient empirique de poussée en entrée.

  Ce terme représente la variation de traînée due à l'écoulement qui est dévié autour de la section d'entrée entre la condition 'compartiment moteur ouvert' et la condition 'compartiment moteur fermé'. Lorsque l'entrée est fermée, l'écoulement dévié est maximal. Puis plus l'entrée est ouverte, plus l'écoulement dévié diminue puisqu'une partie de l'écoulement infini amont pénètre dans le compartiment moteur.

- Le dernier terme est la quantité de mouvement introduite en sortie du compartiment à laquelle on retranche la variation de la traînée de soubassement entre la condition 'compartiment moteur ouvert' et la condition 'compartiment moteur fermé'. Il est défini comme suit :

$$\rho V_s^2 S_s \cos\theta - \Delta D_{soubassement} = c_{t,exit} \rho S_R V_R^2 \frac{S_R}{S_s} \cos\theta \qquad \text{(II-16)}$$

  où $c_{t,exit}$ est le coefficient empirique de poussée en sortie.

  Ce terme représente la fraction de quantité de mouvement de sortie qui n'est pas annulée par une augmentation de la traînée de soubassement et équivaut à une poussée. Par exemple, si toute la quantité de mouvement en sortie est annulée par une augmentation de la traînée de soubassement, alors $c_{t,exit}$ est nul et la poussée résultante est nulle.

Le développement de cette expression analytique aide à la compréhension et à l'interprétation des mesures expérimentales de refroidissement en ce qui concerne l'interférence extérieure en entrée et en sortie. L'interférence en entrée est causée par une séparation de l'écoulement à l'extérieur du compartiment moteur et l'interférence en sortie est due à la rencontre de l'écoulement de sortie du compartiment moteur et de l'écoulement de soubassement. Cependant, l'utilisation de coefficients empiriques ne permet pas une prédiction précise de la traînée de refroidissement due au compartiment moteur, et reste critiquable.

4.3. Conclusion

Dans la littérature, il existe deux types d'approches analytiques pour estimer la traînée, totale ou de refroidissement, des véhicules automobiles : une approche basée sur l'analogie entre les circuits électriques et les écoulements fluides et une approche basée sur les bilans de quantités de mouvement.

Dans le premier cas, la connaissance de la traînée totale associée à une configuration particulière est nécessaire. Le modèle permet alors d'étudier l'influence d'une modification géométrique du véhicule sur l'évolution de la traînée. Ce modèle analytique permet, en première approximation, de prédire une augmentation ou une réduction de traînée.

Dans le deuxième cas, des formulations directes du coefficient de traînée de refroidissement sont proposées. Cependant, la plupart des formulations ne respectent pas la définition conventionnelle de ce coefficient puisque la différence de traînée avec le véhicule dont le compartiment moteur est fermé n'est pas prise en compte. La dernière formulation présentée intègre cette différence mais utilise pour cela des coefficients empiriques. L'estimation du coefficient de traînée de refroidissement est alors imprécise.

Chapitre II.5 - Conclusion sur les éléments bibliographiques

Les éléments bibliographiques sur l'écoulement de refroidissement des véhicules automobiles ont été séparés en trois approches : les approches expérimentales, numériques et analytiques. Les résultats présentés montrent que ces approches apportent des informations complémentaires sur la traînée et le débit associés à l'écoulement de refroidissement.

Les résultats expérimentaux, généralement obtenus en soufflerie, montrent que la traînée de refroidissement représente entre 5 et 10% de la traînée totale des véhicules. Cette contribution varie peu entre 1978 et 2008 ce qui témoigne d'un champ d'action potentiel pour réduire la traînée aérodynamique des véhicules. Des solutions pour réduire la traînée de refroidissement ont pourtant été mises en évidence comme par exemple placer la sortie du compartiment moteur à l'arrière des véhicules. Les phénomènes sont cependant peu expliqués et nécessitent une analyse plus approfondie pour comprendre les réductions de traînée obtenues. Par ailleurs, les variations du débit d'air à travers le compartiment moteur et les échangeurs aérothermiques ne sont pas étudiées pour ce type de solutions et il est primordial d'assurer le refroidissement du moteur.

Les résultats numériques fournissent des prédictions aérodynamiques et de vitesses de plus en plus exactes grâce à l'évolution des moyens de calcul et des outils CFD (Computational Fluid Dynamics). Les simulations numériques présentent de plus l'avantage d'apporter des informations de vitesse et de pression en tout point du domaine fluide, permettant alors d'observer des phénomènes qui ne sont pas accessibles expérimentalement. Par exemple, les écoulements de recirculation, dont l'impact sur le refroidissement des échangeurs est de grande importance, peut facilement être observé à partir des résultats numériques mais est difficilement détectable lors d'essais en soufflerie. De la même manière, la contribution à la traînée aérodynamique totale du véhicule de chacun des éléments qui le composent peut être déterminée, ce qui n'est pas envisageable lors d'expérimentations en soufflerie.

Les études analytiques établissent des modèles d'équations qui peuvent être utilisés, en première approche, pour estimer la traînée totale ou de refroidissement des véhicules. En particulier, l'analogie entre les circuits électriques et les écoulements fluides permet de prévoir l'évolution de la traînée et du débit à travers le compartiment moteur en fonction d'une modification géométrique du véhicule. Dans le travail de thèse, cette approche est transposée aux compartiments moteurs des véhicules pour estimer le débit à travers le compartiment moteur mais également à travers les échangeurs aérothermiques à partir de la connaissance de la traînée. C'est l'objet de la dernière partie du travail. Avant cela, l'approche expérimentale est abordée.

PARTIE III - APPROCHE EXPERIMENTALE

Chapitre III.1 - Introduction de l'approche expérimentale

L'approche expérimentale développée dans cette partie tend vers trois objectifs principaux. Tout d'abord, il s'agit de retrouver les résultats de la littérature ([OHS-97], [BAR-00], [IVA-05]), à savoir que la contribution du compartiment moteur dans la traînée totale est réduite lorsque la sortie d'air est placée à l'arrière du véhicule. Il s'agit ensuite d'expliquer, à partir de mesures de pressions et de vitesses, les variations de traînée observées en fonction de la position de la sortie. Enfin, l'objectif de l'approche expérimentale est de compléter les résultats de la littérature par des informations relatives au débit d'air à travers le compartiment moteur.

L'approche expérimentale repose sur une géométrie simplifiée de véhicule munie d'un compartiment moteur. La sortie du circuit d'air peut être placée au niveau du soubassement ou au culot de la maquette, en cinq positions différentes. Cette maquette est placée dans une soufflerie de manière à acquérir des mesures de traînée, de pressions statiques au culot et dans le circuit d'air du compartiment moteur, et de vitesses au niveau des sections de sortie et du sillage de la maquette. Le premier chapitre de cette partie, intitulé 'Dispositif Expérimental', détaille la maquette et les moyens de mesure expérimentaux.

Le second chapitre présente les résultats des mesures de traînée et de pression statique. Les mesures de traînée sont explicitées en termes de traînée de refroidissement, qui correspond à la traînée engendrée par le passage de l'air dans le compartiment moteur, et en termes de contribution du compartiment moteur dans la traînée totale. Les mesures de pression statique au culot de la maquette permettent de quantifier la contribution des actions de pression qui s'exercent au culot de la maquette dans la traînée totale.

Les mesures de vitesse, acquises par technique laser PIV pour Particle Image Velocimetry, sont ensuite exposées. Des champs de vitesse réalisés au niveau des sections de sortie permettent d'expliquer la topologie du sillage dans le plan médian y = 0. A partir de ces mesures, il est également possible de commenter les contours du sillage dans un plan normal à l'écoulement incident. Les mesures de vitesse dans le sillage dans les directions longitudinales et transversales sont mises en lien avec les variations de traînée mesurées précédemment.

Enfin, une méthode d'estimation du débit à travers le compartiment moteur est proposée. Elle s'appuie sur les mesures de vitesse effectuées au niveau des sections de sortie du compartiment moteur. Les configurations plus ou moins favorables au refroidissement du moteur sont mises en évidence.

Chapitre III.2 - Dispositif expérimental

Ce chapitre décrit le dispositif expérimental des essais sur la maquette simplifiée de véhicule équipée d'un compartiment moteur. L'équipement et le matériel utilisés sont tout d'abord décrits puis les moyens de mesure sont successivement détaillés.

2.1. Equipement & matériel

La description de l'équipement et du matériel est divisée en deux parties. La première partie est consacrée à la maquette et la seconde partie porte sur la soufflerie dans laquelle sont réalisées les expérimentations.

2.1.1. Maquette simplifiée équipée d'un compartiment moteur

La forme extérieure de la maquette correspond à un corps de Ahmed à l'échelle 1 et de culot droit (Figure III-1). Ses longueur, largeur et hauteur valent respectivement L = 0,532 m, l = 0,389 m et H = 0,288 m.

La maquette est séparée transversalement en trois zones. La zone centrale qui modélise le compartiment moteur est entourée de deux zones étanches (Figure III-2). Cette géométrie permet de s'approcher d'un écoulement bidimensionnel à l'intérieur de la maquette.

Le compartiment moteur est représenté par un circuit d'air compris entre une section d'entrée, située sur la face avant de la maquette, et une section de sortie, située au niveau du soubassement ou du culot de la maquette. Lors des essais, une seule sortie est utilisée à la fois.

Trois sections de sortie sont placées au niveau du soubassement de la maquette. Elles sont numérotées de 1 à 3 et placées aux distances respectives 0,680×L, 0,271×L et 0,030×L du culot. Deux sections, numérotées 4 et 5, sont placées au culot aux distances respectives 0,035×H et 0,507×H du bas du culot. Le circuit d'air du compartiment moteur est adapté dans le cas de la sortie 5 de manière à pouvoir évacuer l'air vers le milieu du culot (Figure III-1).

Les sections d'entrée et de sortie peuvent être équipées de grilles pour imposer une direction au fluide qui pénètre et qui sort du compartiment moteur. Les grilles sont composées de quatre ailettes dont l'inclinaison est pilotée par une barrette placée sur le côté (Figure III-3). Chaque ailette mesure 9.10^{-3} m de long et 3.10^{-3}

m d'épaisseur. Une distance de $6{,}7.10^{-3}$ m sépare le cadre de la section d'entrée et les ailettes du haut et du bas, et la distance inter-ailettes s'élève à 5.10^{-3} m. Lors des essais, cinq angles d'inclinaison sont testés dans les sections d'entrée et de sortie de la maquette : 0°, 10°, 20°, 40° et 50°. La Figure III-5 précise ces inclinaisons dans la section d'entrée et dans les sections de sortie du soubassement et du culot.

Le circuit d'air comprend également une modélisation du radiateur de refroidissement et du moteur d'un véhicule (Figure III-1). Les éléments bibliographiques ont en effet montré l'importance de modéliser le radiateur de refroidissement (voir Chapitre II.2 - section 2.5.). La perte de charge du radiateur est modélisée par un milieu poreux en mousse étanche percé de 247 trous selon un maillage régulier de 19 lignes et 13 colonnes (Figure III-4). Ces trous permettent d'obtenir la porosité, rapport de la surface percée sur la surface totale, d'un radiateur de véhicule de milieu de gamme (porosité ~ 0,5). Le moteur de la maquette est basé sur une coupe de moteur réel (moteur Renault 1,5 L dCi) et permet de représenter l'encombrement du compartiment moteur.

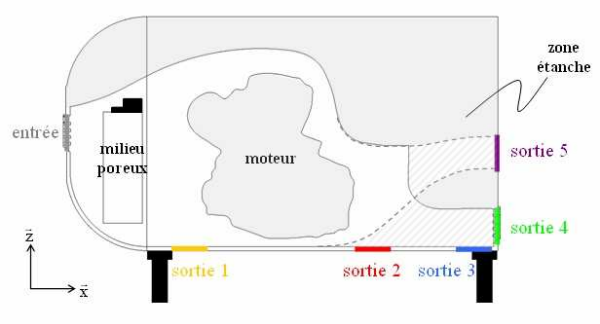


Figure III-1 : Maquette équipée d'un compartiment moteur.

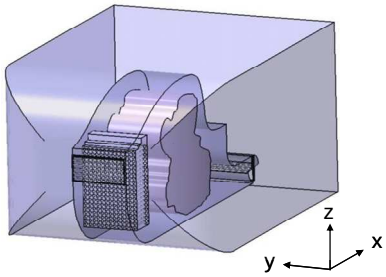


Figure III-2 : Vue 3D de la maquette.

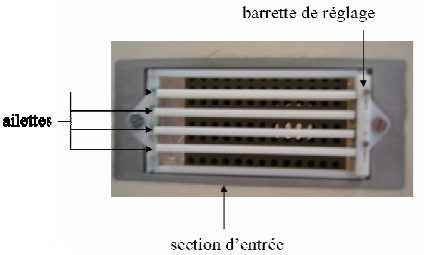


Figure III-3 : Grille des sections d'entrée et de sortie.

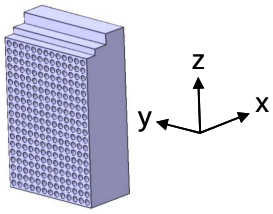


Figure III-4 : Vue 3D du milieu poreux modélisant le radiateur de refroidissement.

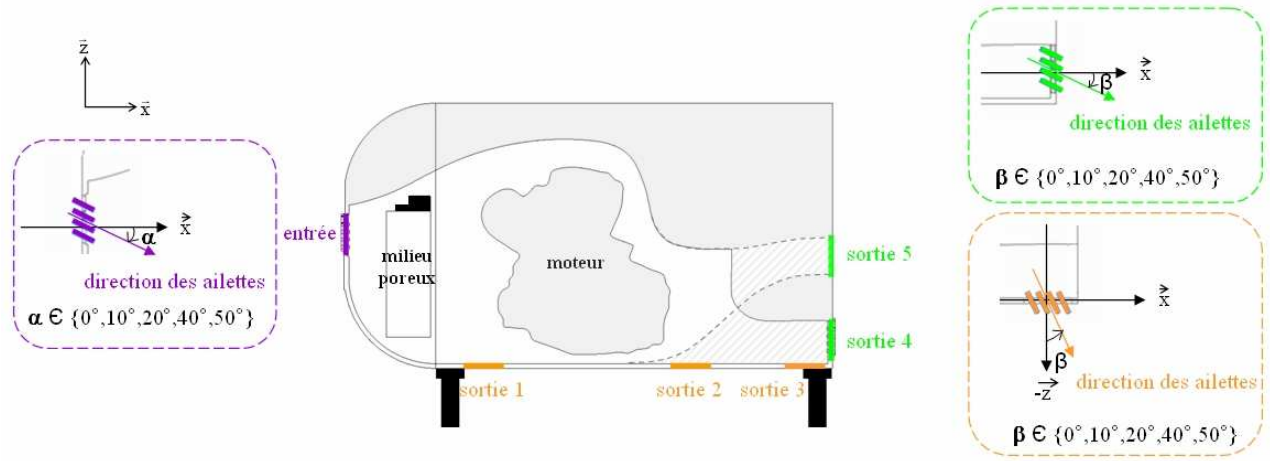


Figure III-5 : Angles d'inclinaison des ailettes dans les sections d'entrée et de sortie de la maquette simplifiée.

2.1.2. Soufflerie

Les expérimentations sont réalisées dans la soufflerie à retour Lucien Malavard de l'Institut PRISME de l'université d'Orléans. La section transversale de la veine d'essais est de 2×2 m² et sa longueur de 5 m (Figure III-6). Un ventilateur de 3,35 m de diamètre à 16 pales délivre un écoulement d'air pouvant atteindre 62,5 m.s^{-1}. Le taux de turbulence de la soufflerie est inférieur à 0,4%. La vitesse de vent V_0 utilisée lors des essais sur la maquette est de 30 m.s^{-1}, soit 108 km.h^{-1}.

La maquette, surélevée par quatre pieds cylindriques 0,02 m de diamètre, est placée sur un plateau situé à environ 0,4 m du plancher de la soufflerie (Figure III-7). La garde au sol, distance entre le soubassement de la maquette et le haut du plateau, est de 0,07 m. Le plateau permet de contrôler l'épaisseur de couche limite en amont de la maquette pour respecter l'effet d'échelle. L'épaisseur de couche limite est ainsi comprise entre 1,7.10^{-2} m et 1,2.10^{-2} m pour des vitesses de vent comprises entre 1 et 50 m.s^{-1}. Un volet de bord de fuite incliné à 2,5° assure un gradient de pression longitudinal nul et permet d'obtenir la même répartition de pression au culot qu'en atmosphère infinie. Le coefficient de blocage de la veine est de 5% environ.

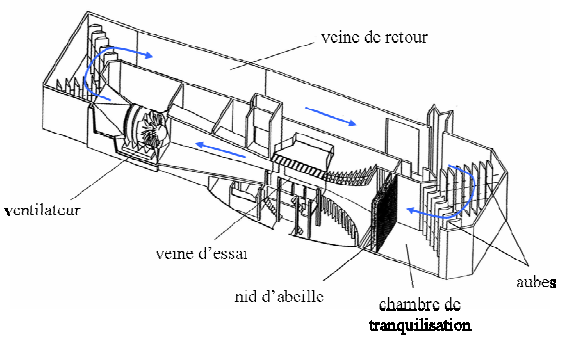


Figure III-6: Soufflerie à retour Lucien Malavard de l'Institut PRISME de l'université d'Orléans.

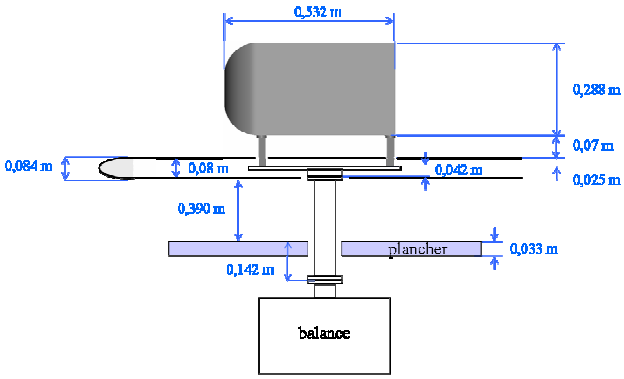


Figure III-7: Montage de la maquette simplifiée sur la balance aérodynamique.

2.2. Moyens de mesures expérimentaux

Ce paragraphe présente les différents moyens de mesure expérimentaux utilisés lors des essais sur la maquette simplifiée équipée d'un compartiment moteur. Des mesures du torseur aérodynamique, de pressions statiques et de vitesses sont réalisées.

2.2.1. Mesures du torseur aérodynamique

La soufflerie est équipée d'une balance aérodynamique placée sous la veine d'essais (voir Figure III-7). Elle permet de mesurer les six composantes du torseur aérodynamique définies dans le Tableau III-1.

direction	Forces		Moments	
x	traînée	F_x	moment de roulis	M_l
y	dérive	F_y	moment de tangage	M_m
z	portance	F_z	moment de lacet	M_n

Tableau III-1 : Forces et moments aérodynamiques.

Les coefficients aérodynamiques associés à ces forces et moments sont donnés par les relations suivantes :

$$C_k = \frac{F_k}{\frac{1}{2}\rho V_0^2 S_{ref}}, k \in \{x, y, z\} \qquad \text{(III-1)}$$

$$C_q = \frac{M_q}{\frac{1}{2}\rho V_0^2 L S_{ref}}, q \in \{l, m, n\} \quad \text{(III-2)}$$

avec ρ la masse volumique de l'air, V_0 la vitesse de l'écoulement incident, S_{ref} le maître-couple de la géométrie et L sa longueur.

Dans la suite, les valeurs des coefficients aérodynamiques sont évaluées comme la moyenne d'un échantillon acquis à la fréquence de 18 Hz pendant 30 s. Les mesures sont effectuées avec une erreur de 2,5% sur les valeurs des coefficients aérodynamiques.

2.2.2. Mesures de pression statique

Les mesures de pression statique sont effectuées au culot de la maquette simplifiée et dans le circuit d'air du compartiment moteur. Dix prises de pression statique sont intégrées dans le circuit d'air (Figure III-8) et cent prises de pression statique sont réparties sur la surface du culot (Figure III-9).

La mise en place de la sortie 5, vers le milieu du culot de la maquette simplifiée, a nécessité une modification du circuit d'air du compartiment moteur (voir Figure III-1), ce qui a engendré une nouvelle répartition des prises de pression statique au culot de la maquette. Les mesures de pression associées à cette sortie ont alors fait l'objet d'une campagne d'essais différente des autres sorties, et le système d'acquisition a entre temps été modifié.

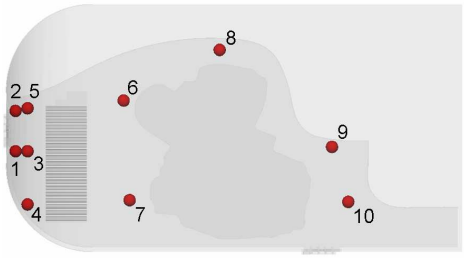
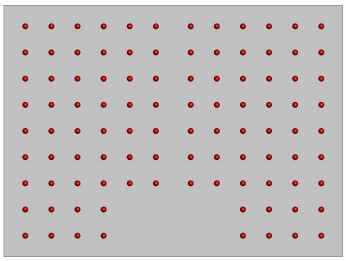
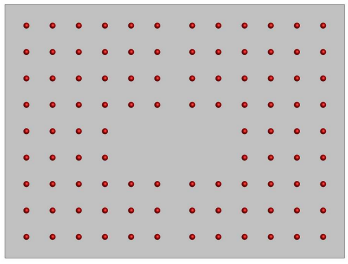


Figure III-8 : Position des prises de pression statique dans le circuit d'air du compartiment moteur.



(a) pour les sorties 1, 2, 3 et 4



(a) pour la sortie 5

Figure III-9 : Position des prises de pression statique au culot de la maquette simplifiée.

Les prises de pression sont reliées aux capteurs de pression par des connecteurs pneumatiques. Ces éléments sont placés dans les zones étanches de la maquette (voir paragraphe 2.1.1.). Le câblage reliant cet ensemble au système de mesure sort derrière un des pieds de la maquette. Ainsi, la gêne occasionnée par les mesures de pression sur l'écoulement extérieur est quasiment nulle et ne perturbe pas la pesée aérodynamique.

2.2.3. Mesures de vitesse

La technique de Vélocimétrie par Imagerie de Particules (PIV) est utilisée pour mesurer la vitesse de l'écoulement au niveau des sections de sortie et du sillage de la maquette simplifiée. L'Annexe A - Technique de Vélocimétrie par Imagerie de Particules (PIV) fournit des précisions sur cette technique de mesure. Ce paragraphe précise le matériel utilisé ainsi que les dimensions des champs de mesure pour chacune de ces zones. Les mesures PIV sont effectuées dans la veine d'essais de la soufflerie Lucien Malavard d'Orléans.

2.2.3.1. Matériel utilisé

La technique PIV détermine la vitesse de l'écoulement à partir de la mesure du déplacement de particules transportées par l'écoulement (Figure III-10). Pour cela, la veine d'essais de la soufflerie est ensemencée de particules d'huile d'olive qui sont éclairées, dans un même plan, par un laser impulsionnel Nd-Yag. Ce laser délivre des pulses avec une énergie de 190 mJ par impulsion centrée sur la longueur d'onde de $5{,}32.10^{-7}$ m qui éclairent l'écoulement avec un décalage en temps de 8 µs. L'épaisseur de la nappe laser générée est voisine de 2.10^{-3} m. Une ou deux caméras, de résolution 2048×2048 px, enregistrent les images à chaque

pulse en synchronisation avec le laser. Les images sont numérisées et enregistrées directement sur le disque dur d'un PC. Ce type d'acquisition, soumise aux fluctuations imposées par le système d'exploitation du PC, ne permet cependant pas d'assurer un pas de temps d'acquisition strictement constant et l'analyse fréquentielle des données instationnaires est alors impossible. Pour chaque configuration, l'acquisition de 200 images instantanées permet d'accéder à l'écoulement moyen du fluide dans le champ de mesure. La mesure des deux composantes de la vitesse dans le plan requiert une seule caméra pour l'acquisition des images. Pour accéder à la troisième composante de la vitesse, en revanche, deux caméras sont nécessaires (voir Annexe A - Technique de Vélocimétrie par Imagerie de Particules (PIV)). La technique PIV 2D 2C est appliquée aux champs de mesure placés dans le plan longitudinal médian y = 0 et la technique PIV 2D 3C est utilisée dans des plans transversaux placés en aval de la maquette simplifiée.

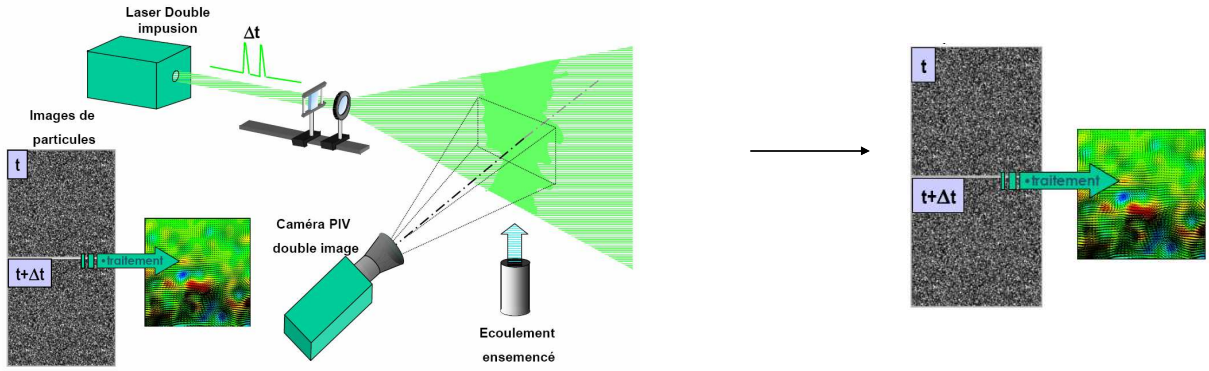
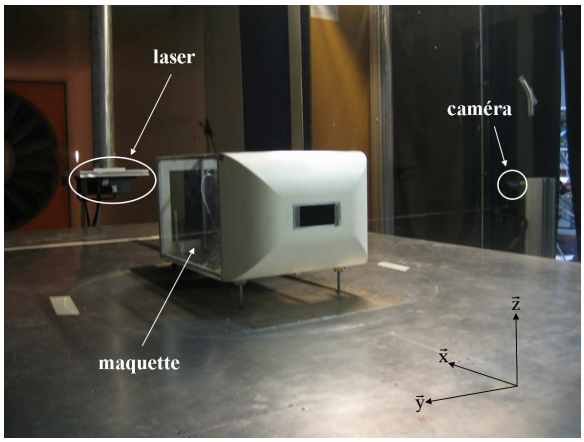


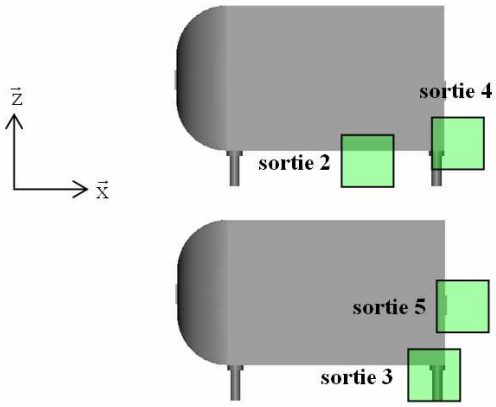
Figure III-10 : Schéma de principe de fonctionnement de la PIV 2D 2C.

2.2.3.2. Mesures de vitesse au niveau des sections de sortie

Au niveau des sections de sortie, les champs de mesure, de taille 100×100.10^{-6} m², appartiennent au plan longitudinal y = 0. Seules les composantes V_x et V_z de la vitesse sont mesurées. Dans cette configuration de mesure, le laser est placé dans la veine d'essais en aval de la maquette et la caméra à l'extérieur de la veine d'essai (Figure III-11). Quatre sorties sont étudiées par PIV : les sorties 2, 3, 4 et 5 pour des raisons qui sont développées dans le Chapitre III.3 - section 3.1.



(a) montage expérimental



(b) champs de mesure

Figure III-11 : Mesures PIV 2D 2C au niveau des sorties 2, 3, 4 et 5 de la maquette simplifiée.

2.2.3.3. Mesures de vitesse dans le sillage longitudinal

Pour obtenir la totalité de la structure de sillage dans le plan y = 0, deux plans PIV, mesurant 400×400.10^{-6} m² chacun, sont nécessaires (Figure III-12). Les composantes V_x et V_z de la vitesse sont mesurées. Là encore, le laser est positionné dans la veine d'essais en aval de la maquette et la caméra est placée hors de la veine d'essais en deux positions x.

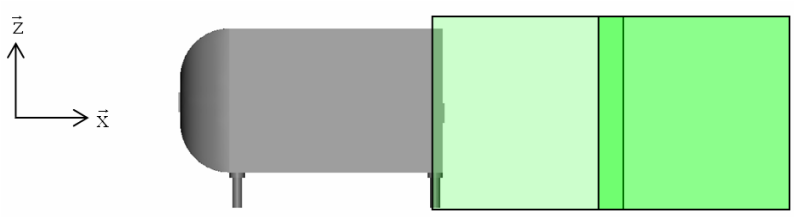
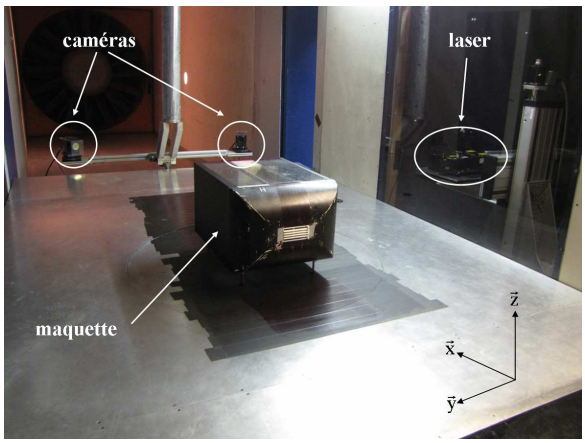


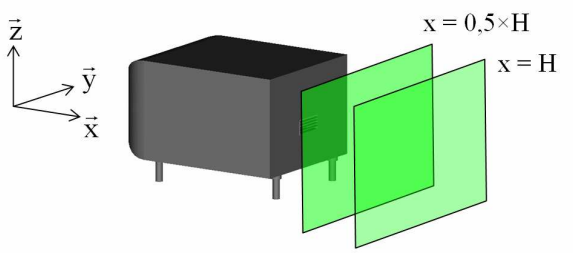
Figure III-12 : Champs de mesure PIV 2D 2C dans le sillage de la maquette simplifiée.

2.2.3.4. Mesures de vitesse dans le sillage transversal

Deux plans transversaux sont réalisés dans le sillage aux distances respectives 0,5×H et H en aval du culot de la maquette. La taille des champs est de $0{,}418.10^{-3}\times0{,}361.10^{-3}$ m² et couvre, par conséquent, toute la surface du culot. Les trois composantes de la vitesse sont mesurées par PIV stéréoscopique. Dans cette configuration de mesure, les deux caméras sont placées dans la veine d'essai en aval de la maquette, et le laser est placé hors de la veine.



(a) montage expérimental



(b) champs de mesure

Figure III-13 : Mesures PIV 2D 3C dans un plan transversal placé en aval de la maquette simplifiée.

Le chapitre suivant présente les résultats de mesure expérimentaux pour la traînée aérodynamique et la pression statique.

Chapitre III.3 - Traînée aérodynamique et pression statique au culot

Dans ce chapitre, les mesures de traînée aérodynamique et de pression statique effectuées sur la maquette simplifiée équipée d'un compartiment moteur sont présentées. L'analyse des autres forces et moments aérodynamiques de la maquette est proposée dans l'Annexe B - Torseur aérodynamique de la maquette simplifiée.

3.1. Mesures de traînée

Les mesures de traînée de la maquette simplifiée sont tout d'abord interprétées en termes de traînée de refroidissement, puis la contribution du compartiment moteur dans la traînée totale est commentée.

3.1.1. Traînée de refroidissement

La traînée de refroidissement correspond à la traînée engendrée par le passage de l'air dans le compartiment moteur des véhicules. Elle est définie comme la différence de traînée du véhicule dont les entrées d'air sont ouvertes puis fermées.

Dans le cas de la maquette simplifiée, la traînée de refroidissement est évaluée par la différence de traînée de la maquette lorsque ses sections d'entrée et de sortie sont successivement ouvertes puis fermées. Le coefficient aérodynamique de traînée de refroidissement est alors donné par la relation suivante :

$$C_x(\text{refroidissement}) = C_x(\text{configuration ouverte}) - C_x(\text{configuration fermée}) \qquad \text{(III-3)}$$

Si cette différence est positive, alors l'ouverture de la maquette à l'écoulement extérieur entraîne une augmentation de traînée. Si, au contraire, cette différence est négative, alors l'ouverture de la maquette à l'écoulement extérieur entraîne une diminution de traînée.

La valeur du coefficient aérodynamique de traînée de la maquette dont les sections d'entrée et de sortie sont fermées, noté C_x(configuration fermée), s'élève à :

$$C_x(\text{configuration fermée}) = 0{,}335 \qquad \text{(III-4)}$$

Le coefficient de traînée de refroidissement est alors évalué pour toutes les configurations de la maquette simplifiée : cinq inclinaisons dans la section d'entrée × cinq inclinaisons dans la section de sortie × cinq sorties possibles, soit au total 125 configurations. Son évolution en fonction de l'inclinaison des ailettes dans la section de sortie est reportée sur la Figure III-14 pour toutes les inclinaisons dans la section d'entrée.

Dans la majorité des cas, l'ouverture de la maquette à l'écoulement incident se traduit par une augmentation de sa traînée puisque la traînée de refroidissement est positive. Cela signifie que **l'écoulement de refroidissement dégrade la traînée aérodynamique** du compartiment moteur simplifié. Cette observation est en accord avec les études bibliographiques présentées dans le Chapitre II.2 - Approches expérimentales dans la littérature. Il existe une unique configuration pour laquelle il est plus intéressant, en termes de traînée, d'ouvrir les sections d'entrée et de sortie que de les fermer. Elle correspond à l'utilisation de la sortie 5, située au milieu du culot (voir Figure III-14), dont l'inclinaison des ailettes dans les sections d'entrée et de sortie est respectivement égale à 50° et 0°.

Les différents angles testés en entrée (0°, 10°, 20°, 40° et 50°) engendrent une évolution similaire du coefficient de traînée de refroidissement en fonction de l'inclinaison des ailettes en sortie. Puisque la traînée aérodynamique est directement liée au coefficient de pression statique moyen au culot pour une géométrie de type culot droit ([CHO-96]), cela montre que c'est la configuration de la section de sortie qui influence de manière directe l'écoulement au voisinage du culot. Pour la sortie 5, il n'existe pas de sens d'évolution particulier pour le coefficient de traînée de refroidissement en fonction de l'inclinaison des ailettes en sortie et les valeurs varient peu.

L'augmentation de l'inclinaison des ailettes en entrée se caractérise par une diminution des niveaux de traînée de refroidissement. Ce résultat est en accord avec l'étude de Chometon et Gilliéron [CHO-96] qui montrent que la traînée aérodynamique d'un véhicule de type culot droit diminue avec la réduction de l'ouverture du circuit de refroidissement. En effet, plus les ailettes sont inclinées dans la section d'entrée du compartiment moteur, plus la section de passage du fluide est réduite. L'ouverture du circuit de refroidissement est alors plus faible et tend à s'approcher de la configuration pour laquelle les sections d'entrée et de sortie du compartiment moteur sont fermées. L'augmentation de l'inclinaison des ailettes en entrée suggère également une diminution du débit à travers le compartiment moteur. Cet aspect n'est pas traité dans ce chapitre mais dans le Chapitre III.5 – Estimation du débit à travers le compartiment moteur.

La position de la section de sortie influence de manière importante le niveau de traînée de refroidissement. La sortie 3 entraîne les traînées de refroidissement les plus élevées, les sorties 1 et 2 donnent des valeurs de traînée de refroidissement plus faibles et de même ordre de grandeur, et les sorties 4 et 5, situées au culot, engendrent les traînées de refroidissement les plus faibles. De manière générale, **les sorties placées au culot sont plus favorables à une faible traînée de refroidissement que les sorties placées au niveau du soubassement**. Ce résultat rejoint les conclusions d'Ohshima et al., Barnard et Ivanić et Gilliéron ([OHS-97], [BAR-00], [IVA-05]). Il existe également des disparités entre des sorties placées dans la même zone de la maquette (soubassement ou culot). Par exemple, la traînée de refroidissement peut être doublée entre l'utilisation des sorties 1 & 2 et l'utilisation de la sortie 3.

Pour les sorties placées au niveau du soubassement de la maquette (sorties 1, 2 et 3), la plus faible valeur de la traînée de refroidissement est toujours obtenue avec une inclinaison de 50° dans la section de sortie du compartiment moteur. Avec cette inclinaison, l'écoulement qui sort du compartiment moteur reste plus proche de la paroi du soubassement et s'écoule dans la même direction que l'écoulement de soubassement. La perte de charge associée à l'interaction entre ces deux écoulements est alors moindre qu'avec une faible inclinaison des ailettes et peut expliquer la réduction de traînée. Les mesures de vitesse de l'écoulement, présentées dans le Chapitre III.4 - Visualisation de l'écoulement autour de la maquette simplifiée, seront utilisées pour étayer cette hypothèse.

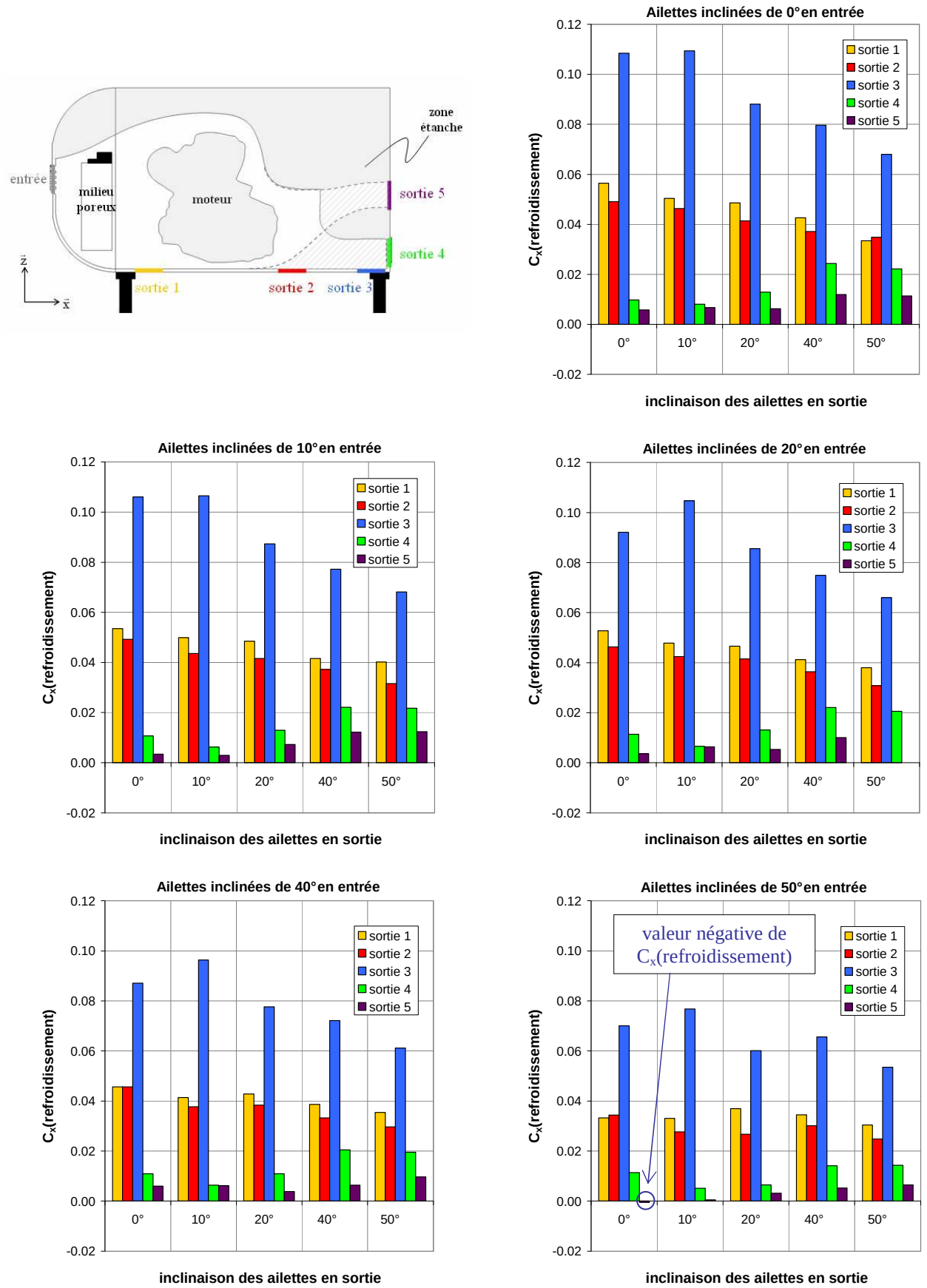


Figure III-14: Valeurs du coefficient de traînée de refroidissement C_x(refroidissement) en fonction de l'inclinaison des ailettes dans la section de sortie pour les différentes inclinaisons des ailettes dans la section d'entrée du compartiment moteur de la maquette simplifiée.

Pour la sortie 4, placée au bas du culot, la plus faible valeur de traînée de refroidissement est toujours obtenue avec une inclinaison de 10° des ailettes dans la section de sortie du compartiment moteur. Dans ce cas, il semble que les phénomènes d'interaction entre l'écoulement qui sort du compartiment moteur et la structure de sillage soient directement responsables des configurations favorables et défavorables à une faible traînée de refroidissement. Pour la sortie 5, située au milieu du culot, ces phénomènes d'interaction semblent avoir une influence moindre sur la traînée de refroidissement qui varie peu. Les faibles inclinaisons sont tout de même à favoriser dans cette section de sortie puisqu'elles permettent de diriger l'écoulement qui sort du compartiment dans la direction de l'écoulement incident.

A partir des mesures de la traînée de refroidissement, il est possible d'évaluer la contribution du compartiment moteur dans la traînée totale de la maquette.

3.1.2. Contribution du compartiment moteur dans la traînée totale

La contribution du compartiment moteur dans la traînée totale de la maquette se définit comme la contribution du coefficient de traînée de refroidissement dans le coefficient de traînée de la maquette dont les sections d'entrée et de sortie sont ouvertes. Les valeurs sont présentées sur la Figure III-15 pour les différentes inclinaisons des ailettes dans les sections d'entrée et de sortie.

La hiérarchie mise en évidence pour les valeurs de traînée de refroidissement est ici retrouvée pour la contribution du compartiment moteur dans la traînée totale : la sortie 3 engendre les valeurs les plus élevées, puis les sorties 1 & 2 et finalement les sorties 4 & 5. En effet, pour la sortie 3, placée au niveau du soubassement juste en amont du culot de la maquette, la contribution de la traînée de refroidissement dans la traînée totale est toujours supérieure à 14%. Pour les sorties 1 et 2, également placées dans le soubassement, elle est comprise entre 7% et 14%. Pour la sortie 4, située au bas du culot, elle est inférieure à 7% et pour la sortie 5 elle est inférieure à 4%

Dans la littérature, ([HUC-78], [WIL-85], [CAR-95]), la traînée de refroidissement des véhicules réels représente généralement entre 5 et 10% de la traînée totale. A ce titre, les sorties 1 et 2 de la maquette simplifiée sont les plus représentatives des ordres de grandeur obtenus sur des véhicules réels. Les positions de ces sorties correspondent également aux architectures usuelles des véhicules (voir Figure III-1).

Les résultats présentés ici fournissent tout de même des ébauches de solutions pour réduire la contribution du compartiment moteur dans la traînée totale. Tout d'abord, placer la sortie du compartiment moteur à l'arrière des véhicules permet de limiter cette contribution. Il est ensuite possible d'optimiser la position de la sortie d'air de manière à minimiser la contribution de la traînée de refroidissement dans la traînée totale. L'utilisation de la sortie 5 au milieu du culot de la maquette simplifiée permet par exemple de restreindre cette contribution à une valeur moyenne de 2%. Bien qu'elle ne corresponde pas aux géométries usuelles des véhicules, ce type de configuration peut être envisagé dans le cas où le moteur est placé à l'arrière des véhicules. C'est par exemple le cas des petits véhicules à culot droit de type Mercedes Smart.

Comme il a été indiqué précédemment, les mesures de traînée rejoignent les résultats trouvés dans la littérature ([IVA-05], [BAR-00], [OHS-97]) : une sortie placée à l'arrière de la maquette est plus favorable à une faible traînée de refroidissement qu'une sortie placée sous la maquette. Cependant, ces variations de traînée sont peu analysées et aucune étude ne s'intéresse aux écarts de traînée entre des sorties situées dans la même zone de la maquette (soubassement ou culot). Cette problématique est étudiée au moyen des sorties 1, 2 et 3 pour le soubassement, et au moyen des sorties 4 et 5 pour le culot. L'acquisition des champs de vitesse au niveau des sections de sortie et du sillage de la maquette, dans des plans longitudinaux et transversaux, aide à la compréhension des phénomènes responsables des variations de traînée de refroidissement mesurées expérimentalement. Ces mesures de vitesse sont présentées dans le Chapitre III.4 - Visualisation de l'écoulement autour de la maquette simplifiée.

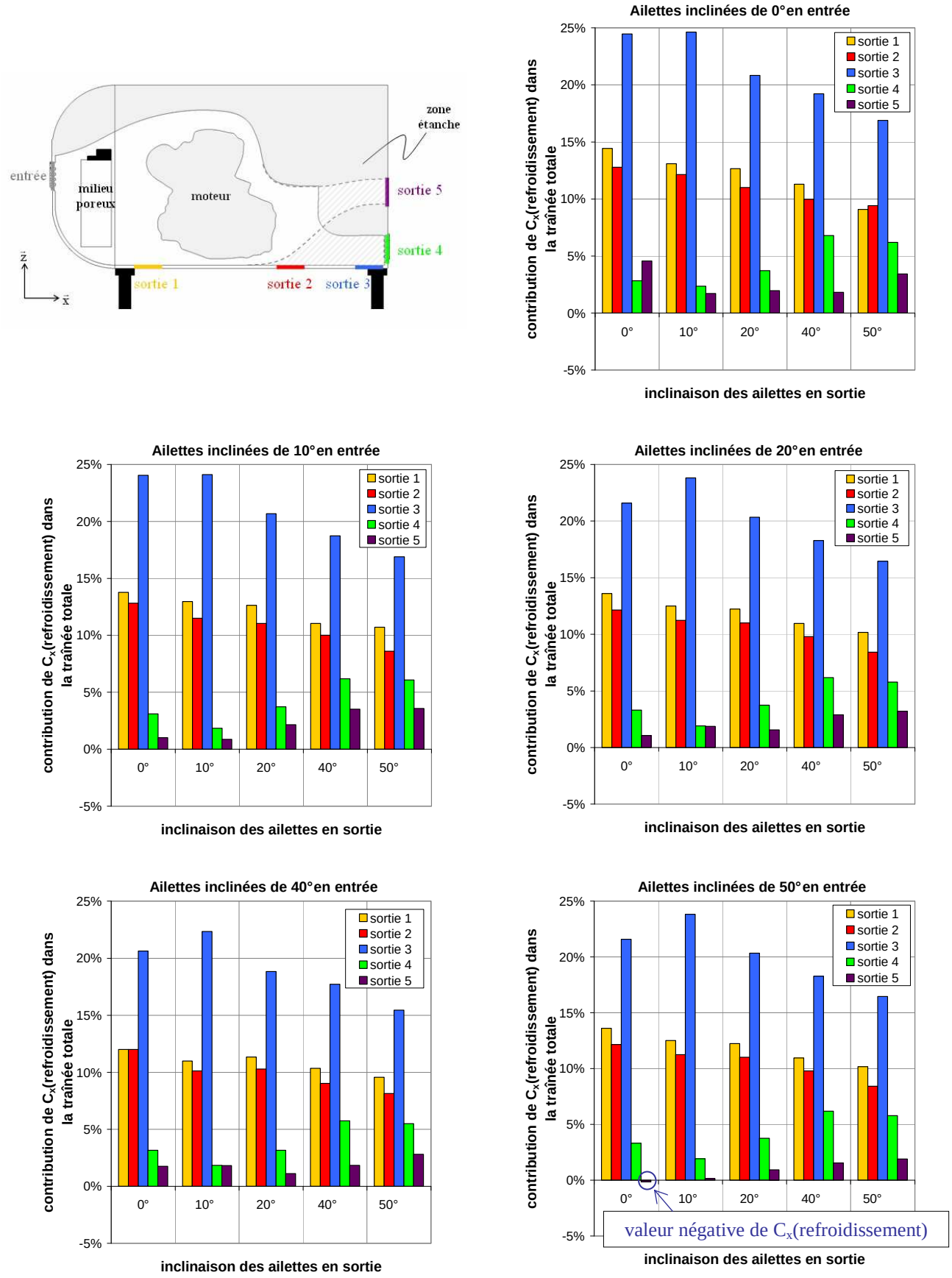


Figure III-15 : Contribution de la traînée de refroidissement dans la traînée totale de la maquette simplifiée en fonction de l'inclinaison des ailettes en sortie pour les différentes inclinaisons des ailettes en entrée du compartiment moteur.

L'analyse des coefficients de traînée de refroidissement permet de limiter le nombre de configurations à étudier dans la suite. Tout d'abord, la sortie 1 donnant les mêmes niveaux de traînée que la sortie 2, celle-ci n'est pas retenue. Ensuite, puisque l'évolution de la traînée est similaire pour toutes les inclinaisons des ailettes testées en entrée, seuls trois inclinaisons sont conservés en entrée : 0°, 20° et 40°. Enfin, seuls deux inclinaisons sont étudiés en sortie : 10° et 40°. Ces angles engendrent les valeurs minimale et maximale de traînée de refroidissement pour la sortie 4. Cette sortie fournit, avec la sortie 5, les valeurs de traînée de refroidissement les plus faibles. La restriction des inclinaisons en sortie n'est pas effectuée sur la base de la sortie 5 qui engendre les plus faibles traînée de refroidissement car aucune inclinaison particulière ne peut être dégagée lors de l'utilisation de cette sortie.

Dans la littérature, la valeur de la traînée aérodynamique est directement reliée aux forces de frottement et de pression qui s'exercent sur la géométrie [AHM-84]. Le paragraphe suivant présente les mesures de pression statique au culot de la maquette simplifiée du compartiment moteur.

3.2. Mesures de pression statique

Pour un corps de Ahmed à culot droit [AHM-84], les travaux de Ahmed montrent que la traînée totale de la géométrie se décompose en 20% de traînée de frottement et 80% de traînée de pression. La traînée de frottement est principalement associée aux parois latérales, au soubassement et au pavillon de la géométrie. La traînée de pression, en revanche, est associée à la face avant et au culot de la géométrie. Les efforts de pression qui s'exercent à la surface du culot représentent néanmoins la majorité de la traînée de pression. En effet, l'intégration des efforts de pression au culot se traduit par une contribution de 72% à la traînée totale.

Pour la maquette équipée d'un compartiment moteur, la distribution de pression statique au culot est mesurée à partir de 100 prises de pression dont la répartition est indiquée sur la Figure III-9. Pour la maquette dont les sections d'entrée et de sortie sont fermées, la répartition du coefficient de pression statique au culot, défini dans la relation (III-5), n'est pas symétrique (Figure III-16). Cette dissymétrie peut s'expliquer par une légère mise en dérapage de la maquette, un léger désalignement des pieds, etc. Les zones grises représentent les bords de la maquette et la sortie 4 qui n'ont pas pu être équipées de prises de pression.

$$Cp = \frac{p - p_0}{\frac{1}{2}\rho V_0^2} \qquad \text{(III-5)}$$

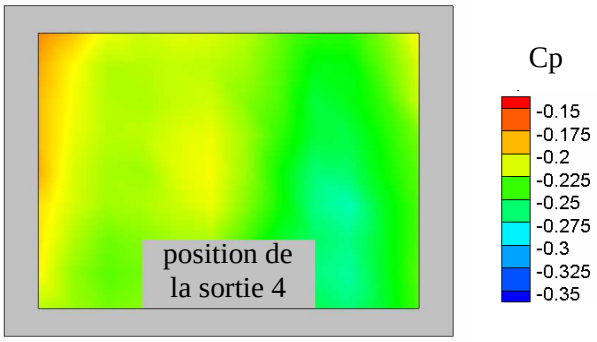


Figure III-16: Répartition du coefficient de pression statique au culot de la maquette dont les sections d'entrée et de sortie sont fermées.

Malgré cette dissymétrie, la répartition de pression statique au culot est relativement uniforme et la valeur moyenne du coefficient de pression statique au culot, évaluée à partir des 100 points de mesure, s'élève à :

$$Cp_{culot}\,(\text{configuration fermée}) = -0{,}227 \qquad \text{(III-6)}$$

Ce coefficient de pression statique moyen est appliqué à toute la surface du culot et engendre une contribution de 68% de la traînée de pression au culot à la traînée totale de la maquette. Cette contribution est du même ordre de grandeur que celle évaluée par Ahmed [AHM-84] et la différence peut provenir du

manque d'information à l'emplacement de la sortie 4 et sur les bords de la maquette. Néanmoins, ces données ne sont pas accessibles expérimentalement et la contribution, à la traînée totale, des actions de pression qui s'exercent au culot est évaluée à partir de cette méthode pour toutes les configurations de la maquette.

Lorsque la géométrie est ouverte à l'écoulement extérieur, la contribution des actions de pression au culot à la traînée aérodynamique totale varie en fonction de l'inclinaison des ailettes dans les sections d'entrée et de sortie, et en fonction de la position de la sortie (Figure III-17).

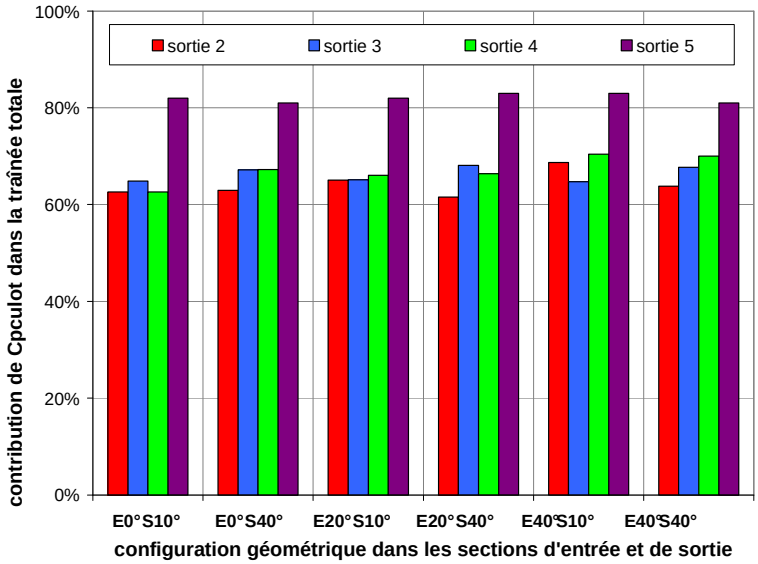


Figure III-17: Contribution des actions de pression au culot dans la traînée totale pour la maquette ouverte à l'écoulement extérieur.

Pour la sortie 5, la contribution des actions de pression au culot dans la traînée totale augmente de manière importante par rapport à la configuration fermée. Elle passe en effet de 68% à 82% en moyenne. Comme il a été indiqué dans le Chapitre III.2 - Dispositif expérimental, la sortie 5 a fait l'objet d'une campagne d'essais différente des autres sorties pour les mesures de pression statique au culot. Lors de cette seconde campagne d'essais, les mesures ont également été effectuées pour la maquette fermée et la pression statique moyenne au culot est alors évaluée à $-0{,}343$. Lors de la première campagne d'essais, le coefficient de pression statique moyen pour la maquette fermée s'élève à $-0{,}227$ (voir relation (III-6)). En valeur absolue, le coefficient de pression statique moyen au culot est alors surestimé lors de la seconde campagne d'essais par rapport aux mesures de la première campagne d'essais, et les mesures associées à la sortie 5 sont mises en doute. Cette surestimation explique notamment les valeurs importantes obtenues pour la contribution de la traînée de pression au culot dans la traînée totale dans le cas de la sortie 5 (environ 82%). Les simulations numériques confirmeront ces doutes dans le Chapitre IV.5 – Résultats numériques pour la maquette ouverte.

Pour les sorties 2, 3 et 4, la contribution des actions de pression au culot dans la traînée totale est généralement plus faible que lorsque la maquette est fermée. Elle s'élève en moyenne à 64% pour la sortie 2, 66% pour la sortie 3 et 67% pour la sortie 4. **Lorsque la géométrie est ouverte à l'écoulement extérieur, la traînée totale de la géométrie se décompose en traînée interne et traînée externe**. Par conséquent, le passage de l'air dans le compartiment moteur de la maquette constitue une source de traînée supplémentaire par rapport à la configuration fermée, et peut expliquer la diminution de la contribution des actions de pression au culot dans la traînée totale par rapport à la configuration fermée.

Il est important de noter que la traînée interne de la géométrie n'est pas équivalente à la traînée de refroidissement. La traînée interne prend uniquement en compte les efforts de pression et de frottement qui s'exercent sur la surface interne du compartiment moteur. En revanche, la traînée de refroidissement intègre la différence de pression qui s'exerce sur la surface externe de la géométrie entre les configurations 'ouverte' et 'fermée'. **La traînée interne est alors comprise dans la traînée de refroidissement** comme l'indique la relation suivante :

$$\begin{aligned} C_x\,(\text{refroidissement}) &= C_x\,(\text{configuration ouverte}) - C_x\,(\text{configuration fermée}) \\ &= C_x^{\text{interne}}\,(\text{configuration ouverte}) + C_x^{\text{externe}}\,(\text{configuration ouverte}) \\ &\quad - C_x\,(\text{configuration fermée}) \end{aligned} \tag{III-7}$$

En effectuant un bilan intégral de quantité de mouvement entre les sections d'entrée S_e et de sortie S_s du compartiment moteur, il est possible d'exprimer la traînée de pression interne en fonction des distributions de vitesse et de pression dans ces surfaces :

$$\begin{aligned} \int_{S_{\text{interne}}} (p - p_0)\,\vec{n}\cdot\vec{x}\,d\sigma &= \rho V_e^2 S_e \cos\alpha\,\cos(\alpha-\lambda) - \rho V_s^2 S_s \cos\beta\,\cos(\beta-\theta) \\ &\quad + \frac{1}{2}\rho V_0^2 Cp_e S_e \cos\lambda - \frac{1}{2}\rho V_0^2 Cp_s S_s \cos\theta \end{aligned} \tag{III-8}$$

avec λ, respectivement θ, l'angle formé entre l'axe $\vec{x}$ et la normale $\vec{n}_e$ extérieure à la section d'entrée S_e, respectivement la normale $\vec{n}_s$ extérieure à la section de sortie S_s. De même, α, respectivement β, est l'angle formé entre l'axe $\vec{x}$ et le vecteur vitesse $\vec{V}_e$ dans la section d'entrée, respectivement le vecteur vitesse $\vec{V}_s$ dans la section de sortie. Les coefficients Cp_e et Cp_s représentent les coefficients de pression statique dans les sections d'entrée et de sortie et sont définis par les relations suivantes :

$$Cp_e = \frac{p_e - p_0}{\frac{1}{2}\rho V_0^2} \tag{III-9}$$

$$Cp_s = \frac{p_s - p_0}{\frac{1}{2}\rho V_0^2} \tag{III-10}$$

En notant q le débit à travers le compartiment moteur et en utilisant l'équation de conservation du débit entre la section d'entrée et la section de sortie du compartiment moteur, la traînée de pression interne peut être reformulée de la manière suivante :

$$\int_{S_{\text{interne}}} (p - p_0)\,\vec{n}\cdot\vec{x}\,d\sigma = \rho V_e q\left[\cos\alpha - \frac{S_e}{S_s}\cos\beta\,\frac{\cos(\alpha-\lambda)}{\cos(\beta-\theta)}\right] + \frac{1}{2}\rho V_0^2\left(Cp_e S_e \cos\lambda - Cp_s S_s \cos\theta\right) \tag{III-11}$$

Pour toutes les configurations de la maquette, les angles λ et θ, qui représentent les inclinaisons des sections d'entrée et de sortie, sont nuls et la relation (III-11) devient :

$$\int_{S_{\text{interne}}} (p - p_0)\,\vec{n}\cdot\vec{x}\,d\sigma = \rho V_e q\left[1 - \frac{S_e}{S_s}\right] + \frac{1}{2}\rho V_0^2\left(Cp_e S_e - Cp_s S_s\right) \tag{III-12}$$

Il est également possible d'exprimer le coefficient de pression statique Cp_s dans la section de sortie en fonction du coefficient de pression statique Cp_e dans la section d'entrée en respectant les étapes suivantes :

$$\begin{aligned} Cp_s &= \frac{p_s - p_0}{\frac{1}{2}\rho V_0^2} \\ &= \frac{p_s - p_e + p_e - p_0}{\frac{1}{2}\rho V_0^2} \\ &= \frac{p_s - p_e}{\frac{1}{2}\rho V_0^2} + Cp_e \end{aligned} \tag{III-13}$$

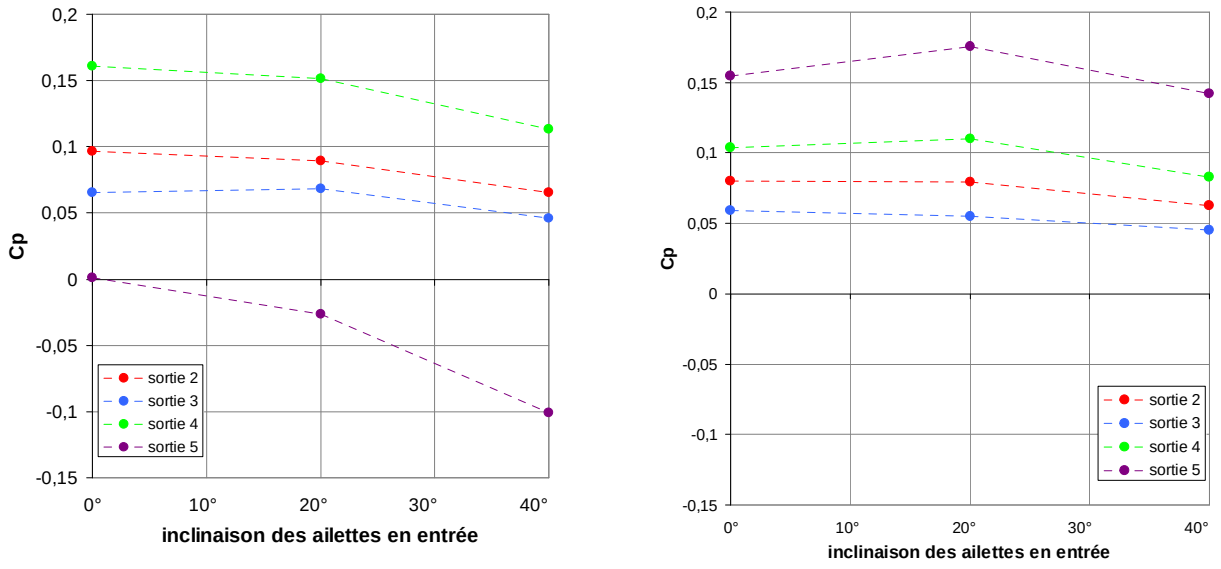
L'expression de la traînée de pression interne donnée dans la relation (III-12) devient alors :

$$\int_{S_{interne}} (p - p_0)\, \vec{n} \cdot \vec{x}\, d\sigma = (p_e - p_s) S_s + \rho V_e q \left[1 - \frac{S_e}{S_s}\right] + \frac{1}{2} \rho V_0^2 Cp_e S_e \left[1 - \frac{S_s}{S_e}\right] \qquad \text{(III-14)}$$

La relation (III-14) permet d'identifier les paramètres qui contribuent à la formation de la traînée de pression interne au compartiment moteur. L'inclinaison des ailettes dans les sections d'entrée et de sortie influence les valeurs des sections de passage S_e et S_s du fluide, modifie l'amplitude de la vitesse V_e dans la section d'entrée et par conséquent la valeur du débit à travers le compartiment moteur. De la même manière, la modification de l'inclinaison des ailettes dans les sections d'entrée et de sortie change la répartition de pression statique, c'est-à-dire les valeurs de p_e, p_s et du coefficient de pression statique Cp_e.

Dans la relation (III-14), le premier terme du membre de droite est prépondérant devant les deux autres termes puisque ces derniers sont régis par les différences $(1-S_e/S_s)$ et $(1-S_s/S_e)$ qui sont proches de 0. En effet, lorsque les ailettes sont inclinées de 0° dans la section d'entrée et de 40° dans la section de sortie, le ratio S_e/S_s s'élève à 1,1. Par conséquent, c'est la modification de la distribution de pression dans les sections d'entrée et de sortie qui pilote l'évolution de la traînée de pression interne.

Les prises de pression statique placées dans le circuit d'air de la maquette suivant la répartition indiquée sur la Figure III-8 permettent d'avoir une indication sur l'évolution de la différence de pression statique dans la section d'entrée et dans la section de sortie du compartiment moteur : p_e-p_s. Pour cela, les valeurs du coefficient de pression statique relevé avec la prise n° 10 (voir Figure III-8), prise la plus proche des sections de sortie, sont soustraites aux valeurs du coefficient de pression statique moyenné à partir des prises n° 1 & 2 (voir Figure III-8), placées de part et d'autre de la section d'entrée. L'évolution du coefficient de pression statique qui résulte de cette opération est reportée sur la Figure III-18. De manière générale, ce coefficient tend à diminuer avec l'augmentation de l'inclinaison des ailettes en entrée. Cela suggère une diminution de la traînée de pression interne lorsque l'inclinaison des ailettes augmente dans la section d'entrée du compartiment moteur. Ce résultat est cohérent avec la diminution de la traînée de refroidissement observée dans le paragraphe 3.1.1. lorsque l'inclinaison des ailettes augmente dans la section d'entrée.



(a) inclinaison des ailettes en sortie de 10° *(b) inclinaison des ailettes en sortie de 40°*

Figure III-18: Coefficient de pression statique moyenné à partir des prises de pression n° 1 & 2 indiquées sur la Figure III-8.

3.3. Conclusion

Les mesures en soufflerie montrent que, dans la plupart des cas, la traînée de refroidissement est positive, ce qui signifie que la traînée aérodynamique de la maquette ouverte à l'écoulement extérieur est plus élevée que celle de la maquette fermée. Ce résultat montre que l'écoulement de refroidissement dégrade la traînée totale de la géométrie et est en accord avec les travaux de la littérature (voir Chapitre II.2, section 2.2.2). Il existe

cependant une configuration pour laquelle la traînée de la maquette ouverte est inférieure à celle de la maquette fermée. Elle correspond à l'utilisation d'une sortie placée vers le milieu du culot et dont les ailettes sont inclinées de 50° dans la section d'entrée et de 0° dans la section de sortie.

Par ailleurs, les résultats de la littérature sur l'influence de la position de la sortie sont retrouvés ([OHS-97], [BAR-00], [IVA-05]) : les sorties d'air placées au culot de la maquette engendrent des traînée de refroidissement plus faibles que les sorties placées au niveau du soubassement. De même, la contribution de la traînée de refroidissement dans la traînée totale est plus faible pour les sorties au culot que pour les sorties du soubassement. A titre d'exemple, une sortie placée au milieu du culot engendre des contributions de l'ordre de 2% et une sortie placée au niveau du soubassement peut engendrer des contributions qui atteignent 24%.

Les mesures de traînée sur la maquette équipée d'un compartiment moteur apportent également de nouvelles informations quant à la position de la section de sortie. Il existe en effet d'importantes différences pour des sorties placées au niveau du soubassement, plus ou moins loin du culot de la maquette. La contribution de la traînée de refroidissement à la traînée totale peut en effet être réduite de moitié (de 24% à 12%) entre une sortie placée juste avant le culot et une sortie placée plus en amont. De la même manière, des écarts sont mesurés entre les sorties du culot. Une sortie placée vers le milieu du culot engendre des contributions de la traînée de refroidissement dans la traînée totale plus faibles qu'une sortie placée au bas du culot (en moyenne 2% en comparaison à 4%).

Les mesures de pression statique pour la maquette fermée montrent que la contribution des actions de pression dans la traînée totale s'élève à 68%. Ce résultat est en accord avec les travaux de Ahmed [AHM-84] qui montre que la traînée totale du corps de Ahmed à culot droit est principalement engendrée par la traînée de pression (à hauteur de 80%). Lorsque la maquette est ouverte, la contribution des actions de pression au culot dans la traînée totale diminue légèrement. Cette diminution peut être associée au passage de l'air dans le compartiment moteur qui engendre alors une nouvelle source de traînée pour la maquette, la traînée interne, et par conséquent une nouvelle répartition de la traînée totale. Des mesures de pression statique dans le circuit d'air du compartiment moteur montrent que la diminution de la traînée de refroidissement correspond à une diminution de la traînée interne de la maquette.

Dans le chapitre suivant, les champs de vitesse mesurés au niveau des sections de sortie et du sillage de la maquette sont analysés de manière à expliquer les variations de traînée observées entre les différentes sorties d'air du compartiment moteur.

Chapitre III.4 - Visualisation de l'écoulement autour de la maquette simplifiée

Dans ce chapitre, les champs de vitesse mesurés au niveau des sections de sortie et du sillage de la maquette sont analysés. L'examen des mesures de vitesse au niveau des sections de sortie permet d'expliquer la topologie du sillage dans le plan médian y = 0. Il est alors possible d'avancer des explications pour les variations de traînée mesurées dans le chapitre précédent. A partir des mesures de vitesse dans le plan longitudinal, il est également possible d'expliquer les contours du sillage dans un plan transversal à l'écoulement incident, et par conséquent les variations des dimensions transversales du sillage.

4.1. Ecoulement au niveau des sections de sortie

Les champs de mesure au niveau des sections de sortie sont réalisés dans le plan médian y = 0. Seules les composantes V_x et V_z de la vitesse sont acquises par PIV 2D 2C (voir Chapitre III.2 - Dispositif expérimental).

4.1.1. Maquette dont les sections d'entrée et de sortie sont fermées

La vitesse de l'écoulement est mesurée au niveau des sections de sortie 2, 3, 4 et 5 lorsque les sections d'entrée et de sortie de la maquette sont fermées (Figure III-19). L'écoulement de soubassement, visible dans les champs de mesure des sorties 2, 3 et 4, est uniforme et les vecteurs vitesse associés à cet écoulement sont orientés dans la direction de l'écoulement incident de vitesse $\vec{V}_0 = V_0\,\vec{x}$. Les champs de mesure des sorties 2 et 3 mettent également en évidence le développement de la couche limite sur la surface de soubassement de la maquette. Enfin, les mesures au niveau des sections de sortie 4 et 5 font apparaître la zone de très faible vitesse au voisinage du culot, également appelée « zone morte ».

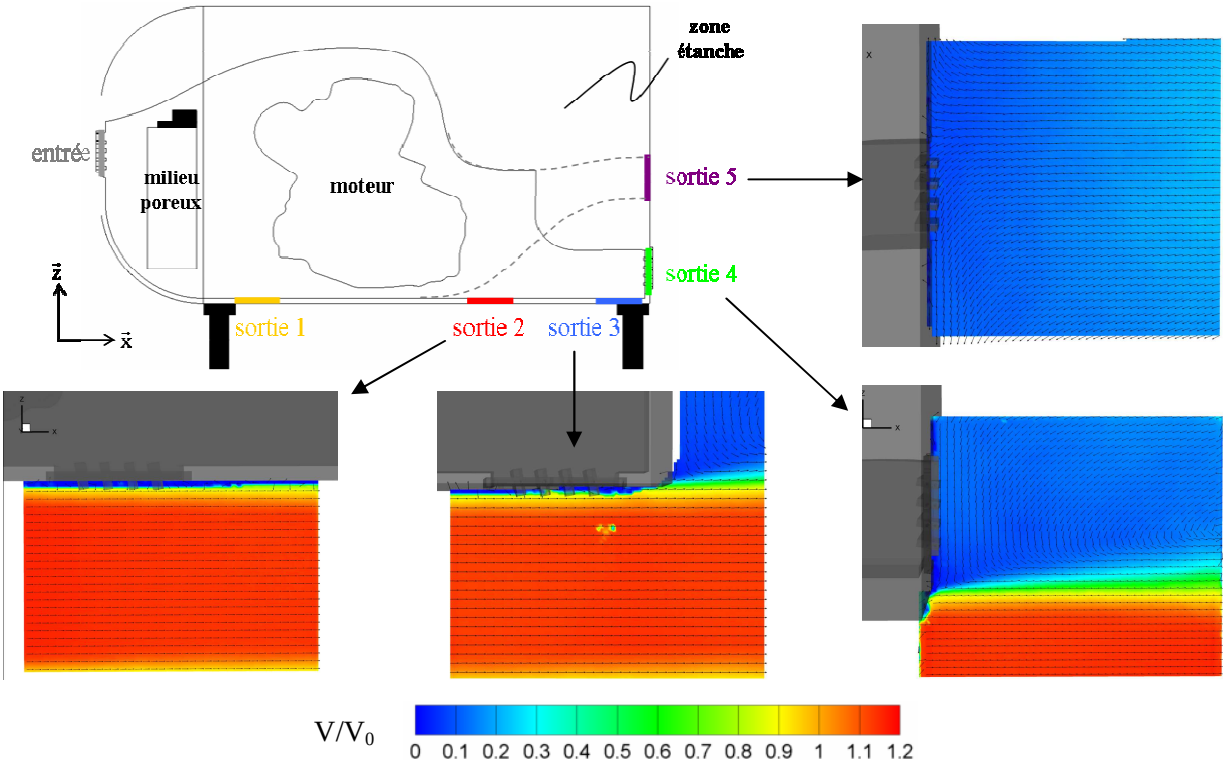


Figure III-19 : Norme de la vitesse moyenne au niveau des sections de sortie 2, 3, 4 et 5 lorsque les sections d'entrée et de sortie de la maquette sont fermées.

4.1.2. Sortie 2

Avant d'ouvrir la section d'entrée de la maquette, la grille de la section de sortie, inclinée de 10°, est mise en place dans la section de sortie 2. La mesure de la norme de la vitesse moyenne permet alors d'observer l'influence de la présence des ailettes sur l'écoulement de soubassement. Les ailettes engendrent un décollement en aval de la section de sortie (Figure III-20) qui n'apparaît pas dans le cas où la géométrie est fermée à l'écoulement extérieur (Figure III-19).

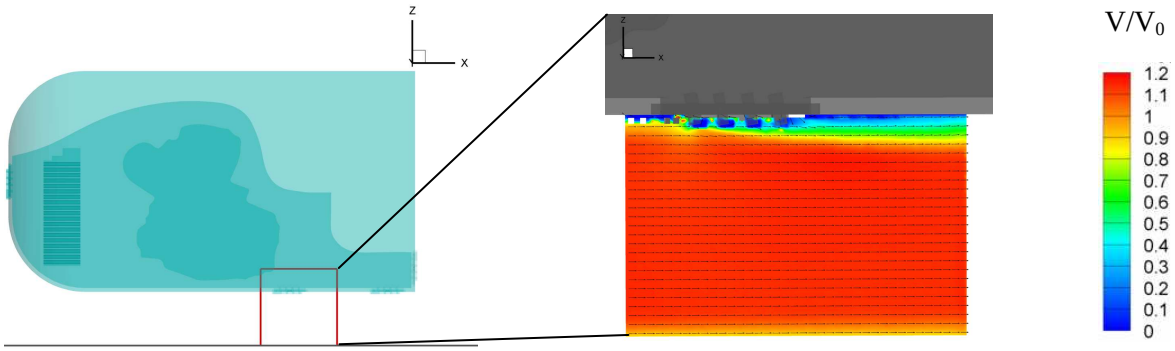


Figure III-20 : Norme de la vitesse moyenne au niveau de la sortie 2 lorsque la section d'entrée est fermée et que les ailettes sont inclinées de 10° dans la section de sortie.

La grille de la section d'entrée est ensuite mise en place et les mesures de vitesse sont effectuées pour les inclinaisons suivantes : 0°, 20° et 40° dans la section d'entrée, et 10° et 40° dans la section de sortie (Figure III-21).

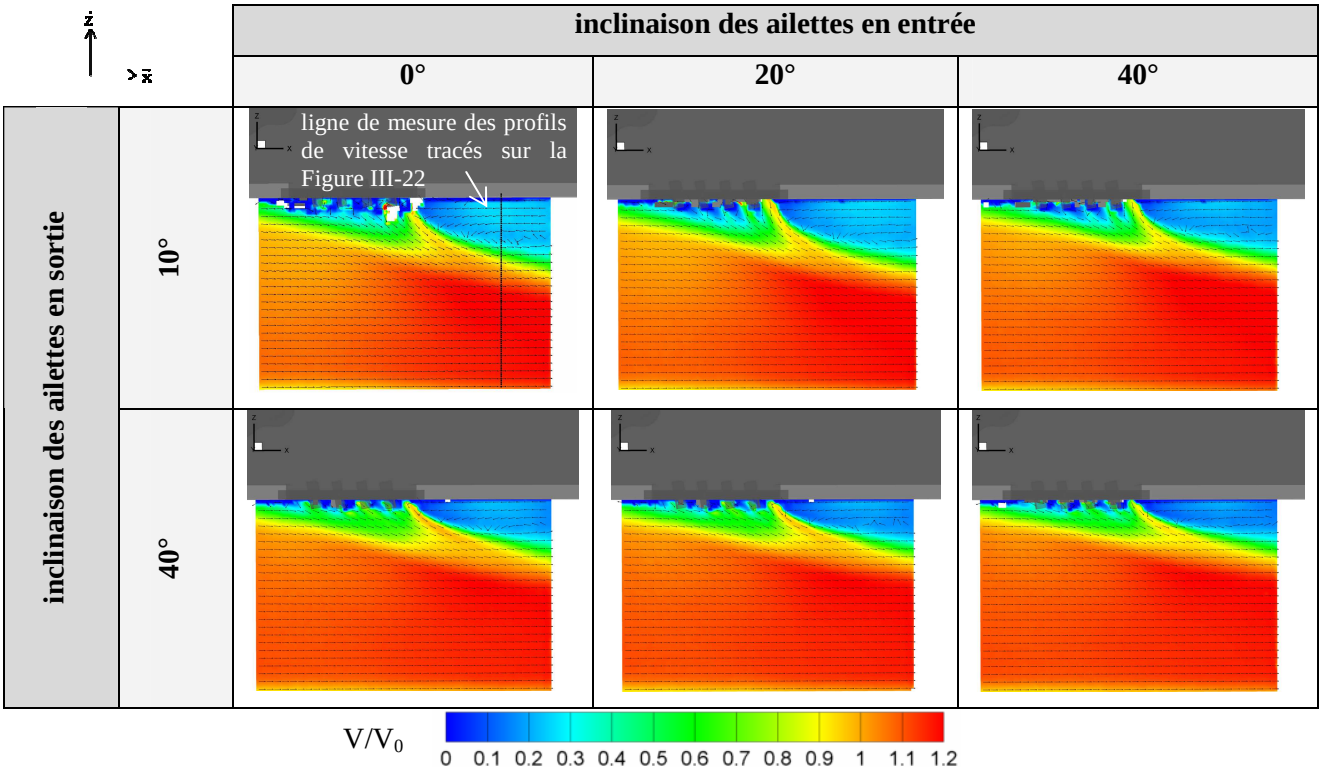


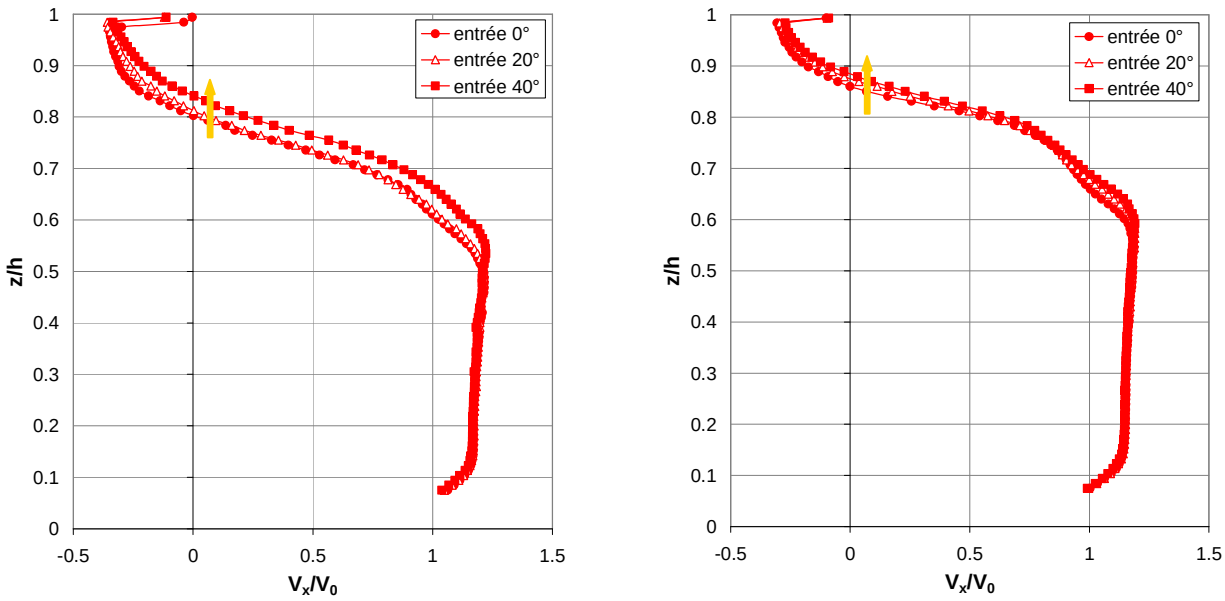
Figure III-21 : Norme de la vitesse moyenne mesurée au niveau de la section de sortie 2 pour les différentes inclinaisons des ailettes dans les sections d'entrée et de sortie.

Les champs de vitesse de la Figure III-21 mettent en évidence l'écoulement de refroidissement qui sort de la maquette par la sortie 2 et son influence sur l'écoulement de soubassement. Ce dernier est en effet ralenti en amont de la section de sortie par rapport au cas où la maquette est fermée et il est perturbé en direction avec une tendance à s'incliner vers le plancher de la soufflerie.

De plus, **une zone de recirculation apparaît en aval de la section de sortie**. **Plus les ailettes sont inclinées dans la section de sortie**, plus l'écoulement qui sort du compartiment moteur reste proche de la paroi du soubassement, et **moins cette zone de recirculation s'étend dans la direction $\vec{z}$.** Ce résultat apparaît sur la Figure III-22 en comparant l'ordonnée z/h à laquelle la composante V_x de la vitesse devient positive. Cette ordonnée est en effet plus élevée, c'est-à-dire plus proche de la paroi de la maquette, lorsque l'inclinaison des ailettes dans la section de sortie est de 40°.

Par ailleurs, plus l'inclinaison des ailettes dans la section d'entrée est importante, plus l'ordonnée z/h qui indique le changement de signe de la composante V_x de la vitesse est élevée. Cela signifie que **l'augmentation de l'inclinaison dans la section d'entrée se traduit par une diminution de la zone de recirculation dans la direction $\vec{z}$.**

L'inclinaison des ailettes dans les sections d'entrée et de sortie du compartiment moteur influence également l'ouverture du circuit d'air et par conséquent le débit de refroidissement à travers le compartiment moteur. En considérant qu'une diminution du débit se traduise par une perturbation moindre de l'écoulement de soubassement, alors elle correspond à une zone de recirculation moins étendue dans la direction $\vec{z}$. En suivant ce raisonnement, l'augmentation de l'inclinaison des ailettes dans les sections d'entrée et de sortie du compartiment moteur engendre une diminution du débit à travers le compartiment moteur. L'analyse des profils de vitesse en sortie de la maquette, réalisée dans le Chapitre III.5 – Estimation du débit à travers le compartiment moteur, montre que ce raisonnement est valable pour l'inclinaison des ailettes dans la section d'entrée. En revanche, il n'est pas vérifié pour l'inclinaison des ailettes dans la section de sortie du compartiment moteur.



(a) inclinaison des ailettes en sortie de 10° *(b) inclinaison des ailettes en sortie de 40°*

Figure III-22 : Profils de vitesse de la composante V_x sur la ligne de mesure indiquée dans la Figure III-21.

4.1.3. Sortie 3

Comme pour la sortie 2, l'écoulement au niveau de la sortie 3 est d'abord mesuré lorsque la section d'entrée est fermée et que les ailettes de la grille de sortie sont inclinées de 10° (Figure III-23). La présence des ailettes dans la grille de sortie modifie l'écoulement de soubassement par rapport à la maquette fermée avec l'apparition d'un décollement en aval des ailettes.

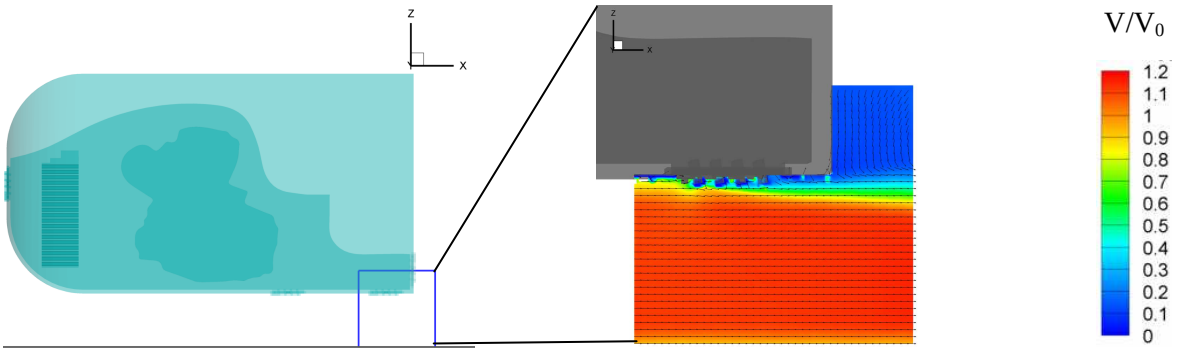


Figure III-23 : Norme de la vitesse moyenne au niveau de la sortie 3 lorsque la section d'entrée est fermée et que les ailettes sont inclinées de 10° dans la section de sortie.

Lorsque les grilles d'entrée et de sortie sont mises en place, les phénomènes observés avec la sortie 2 sont retrouvés : l'écoulement de refroidissement qui sort de la maquette engendre un ralentissement de l'écoulement de soubassement, ce dernier est également perturbé en direction et une zone de recirculation apparaît en aval de la section de sortie (Figure III-24).

En revanche, contrairement à la sortie 2, cette zone de recirculation modifie à la fois l'écoulement de soubassement et l'écoulement au voisinage du culot. La zone morte du sillage est en effet élargie dans la direction $\vec{z}$ par rapport au cas où la maquette est fermée.

Par ailleurs, plus l'inclinaison des ailettes en sortie est importante, plus l'écoulement de refroidissement reste proche de la paroi du soubassement lorsqu'il sort de la maquette. Par conséquent, la zone de recirculation est d'autant plus large que l'inclinaison des ailettes dans la section de sortie est faible. Ce résultat est également mis en évidence dans les profils de vitesse de la Figure III-25 puisque l'ordonnée z/h qui correspond au

changement de signe de la composante V_x de la vitesse est décalée vers le plateau de la soufflerie (z/h tend vers 0) pour une inclinaison des ailettes de 10° dans la section de sortie.

L'ordonnée de changement de signe de la composante V_x de la vitesse est également déplacée vers le plancher (z/h tend vers 0) lorsque l'inclinaison des ailettes dans la section d'entrée diminue. Ce résultat suggère, comme pour la sortie 2, une diminution du débit à travers le compartiment moteur lorsque l'inclinaison des ailettes augmente dans la section d'entrée. Comme il a été indiqué précédemment, une estimation du débit est proposée dans le Chapitre III.5 et cette problématique n'est pas abordée ici.

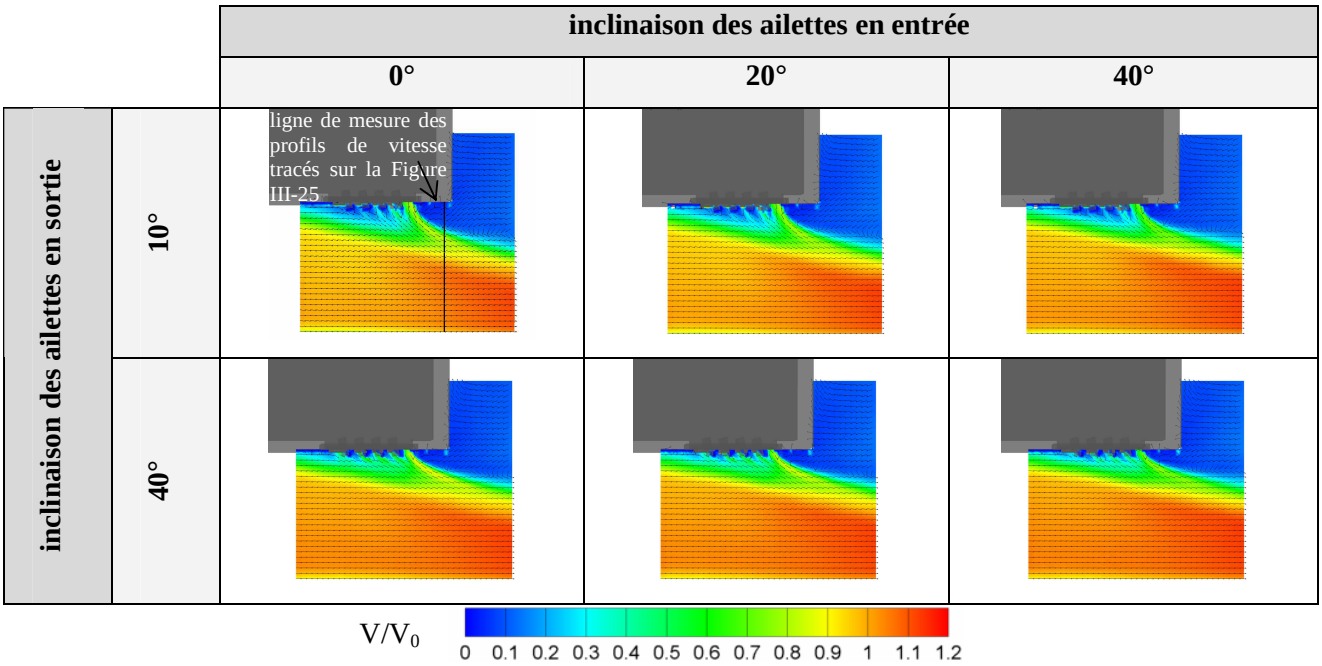
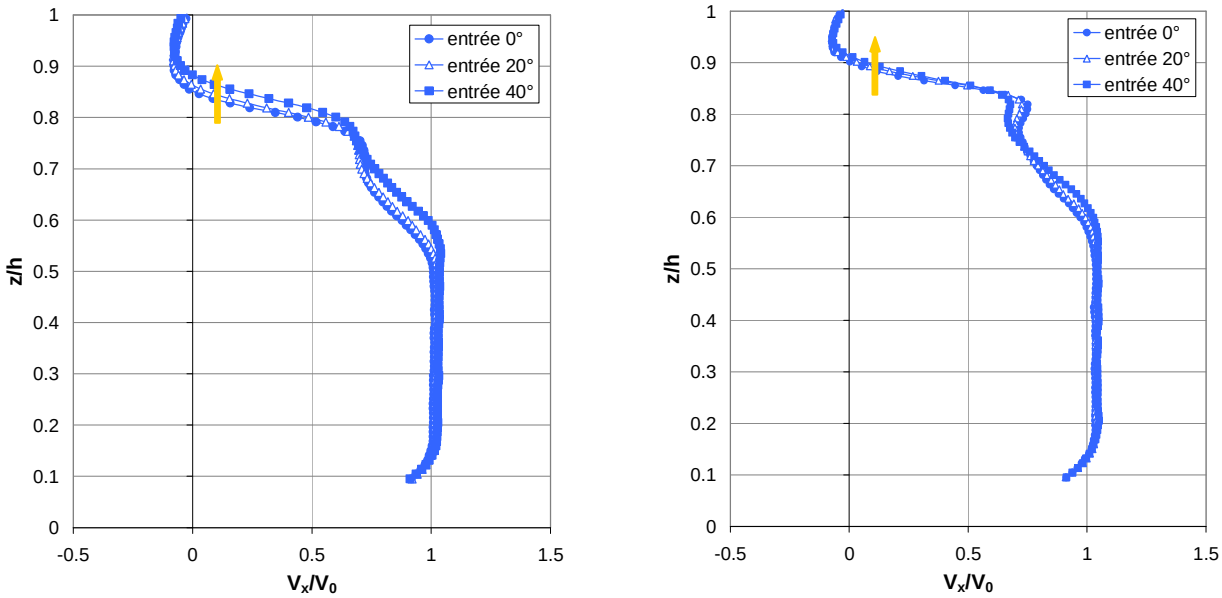


Figure III-24 : Norme de la vitesse moyenne mesurée au niveau de la section de sortie 3 pour les différentes inclinaisons des ailettes dans les sections d'entrée et de sortie.



(a) inclinaison des ailettes en sortie de 10° *(b) inclinaison des ailettes en sortie de 40°*

Figure III-25 : Profils de vitesse de la composante V_x sur la ligne de mesure indiquée dans la Figure III-24.

4.1.4. Sortie 4

Lorsque la section d'entrée est fermée, la mise en place de la grille avec ailettes inclinées de 10° dans la section de sortie 4 ne modifie pas l'écoulement au voisinage de la sortie par rapport au cas où la maquette est fermée (Figure III-26).

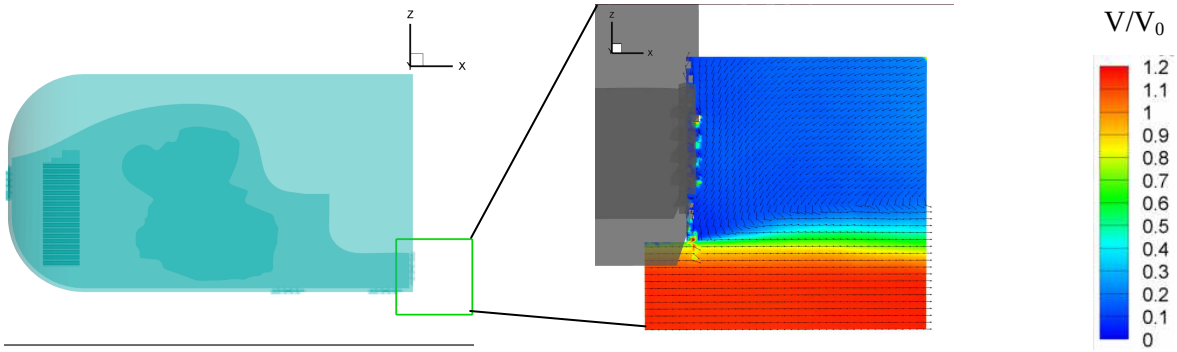


Figure III-26 : Norme de la vitesse moyenne au niveau de la sortie 4 lorsque l'entrée est fermée et que les ailettes sont inclinées de 10° en sortie.

La mise en place de la grille dans la section d'entrée fait en revanche apparaître l'écoulement de refroidissement en sortie de la maquette (Figure III-27). L'écoulement au voisinage du culot est alors fortement modifié et subit une augmentation locale de la vitesse associée à la sortie de l'écoulement de refroidissement. En revanche, contrairement aux sorties 2 et 3 placées au niveau du soubassement, l'utilisation de la sortie 4 au bas du culot ne perturbe pas l'écoulement de soubassement, ni en vitesse, ni en direction.

L'analyse des champs de vitesse de la Figure III-27 suggère que l'augmentation des ailettes dans la section d'entrée du compartiment moteur engendre une diminution du débit de refroidissement. Cette hypothèse est confirmée dans le Chapitre III.5 – Estimation du débit à travers le compartiment moteur.

Enfin, l'augmentation de l'inclinaison des ailettes dans la section de sortie modifie l'orientation du fluide en sortie du compartiment moteur, et celui-ci reste plus proche de la paroi du culot.

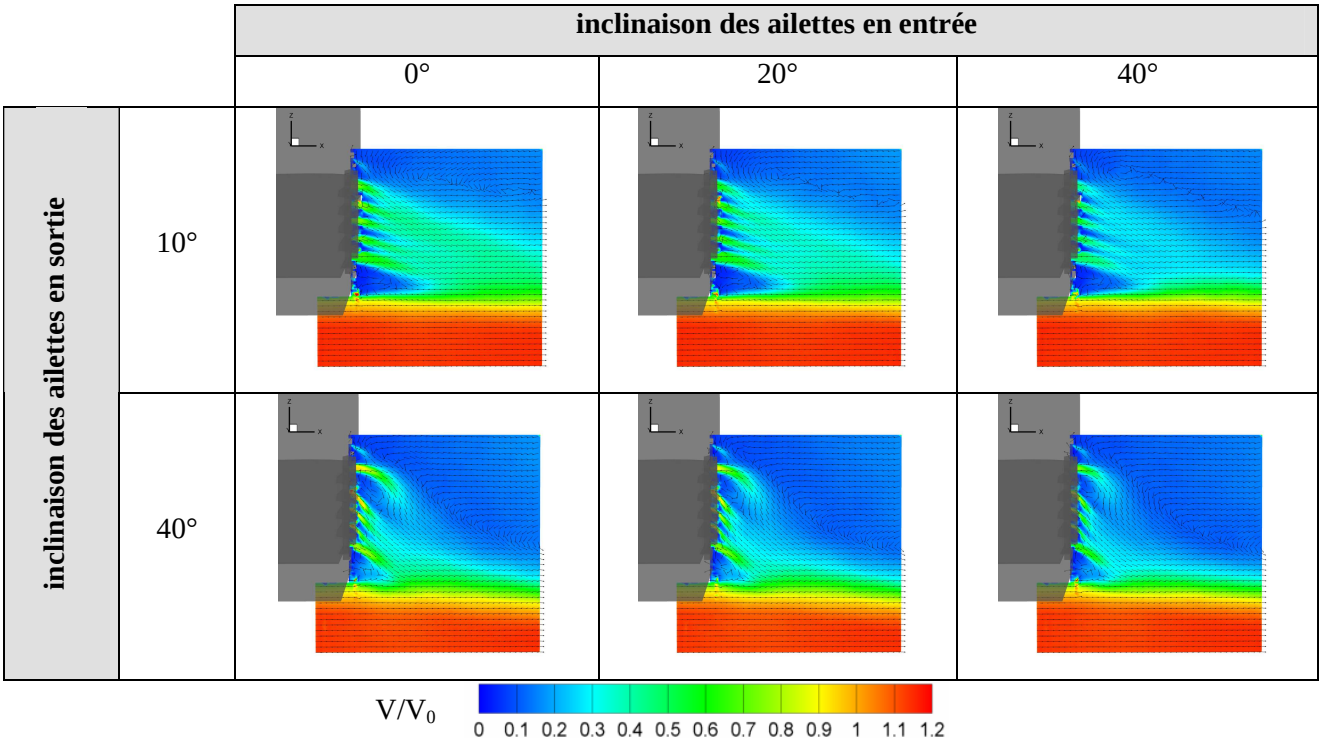


Figure III-27 : Norme de la vitesse moyenne mesurée au niveau de la section de sortie 4 pour les différentes inclinaisons des ailettes dans les sections d'entrée et de sortie.

4.1.5. Sortie 5

Comme pour la sortie 4, la mise en place de la grille avec ailettes inclinées de 10° dans la section de sortie 5 ne modifie pas l'écoulement au voisinage du culot lorsque la section d'entrée est fermée (Figure III-26). De plus, la sortie 5 étant placée au milieu du culot, sa position suggère que l'écoulement de soubassement n'est pas modifié par rapport au cas où la maquette est fermée.

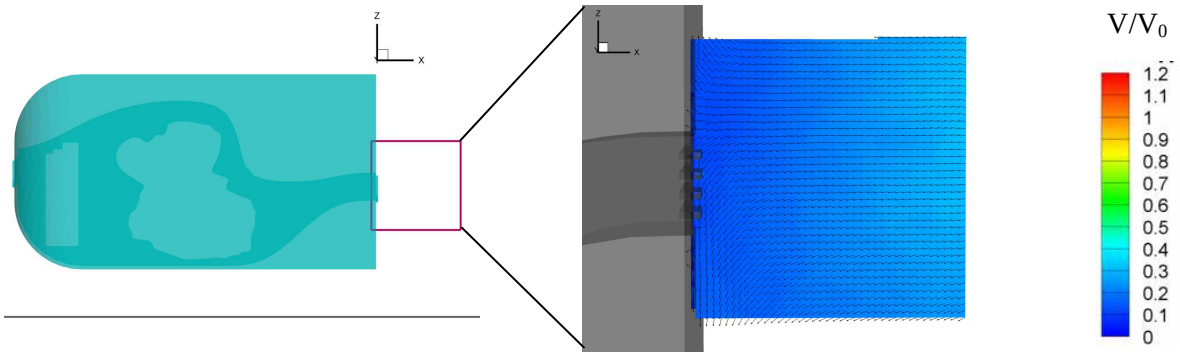


Figure III-28 : Norme de la vitesse moyenne au niveau de la sortie 4 lorsque l'entrée est fermée et que les ailettes sont inclinées de 10° en sortie.

La mise en place de la grille dans la section d'entrée de la maquette entraîne le passage de l'écoulement de refroidissement dans le compartiment moteur, et cet écoulement est visible en sortie de la maquette sur les champs de vitesse de la Figure III-27.

Comme pour la sortie 4, l'introduction de quantité de mouvement en sortie de la maquette engendre une augmentation locale de la vitesse dans la zone morte du culot. L'analyse des champs de vitesse suggère là encore que l'augmentation de l'inclinaison des ailettes dans la section d'entrée entraîne une diminution du débit à travers le compartiment moteur. Cette supposition sera confirmée dans le Chapitre III.5 – Estimation du débit à travers le compartiment moteur.

Par ailleurs, plus les ailettes sont inclinées dans la section de sortie, plus l'écoulement de refroidissement reste proche de la paroi du culot en sortie de la maquette.

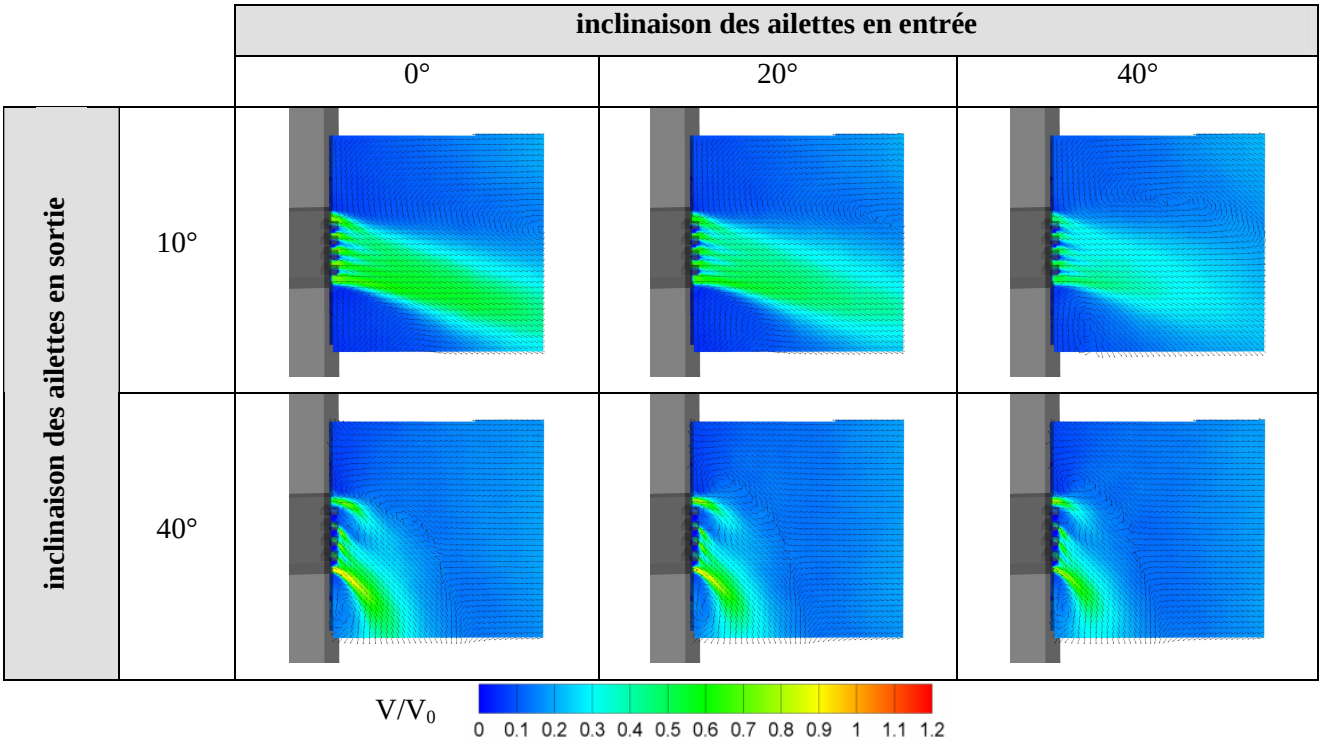


Figure III-29 : Norme de la vitesse moyenne mesurée au niveau de la section de sortie 5 pour les différentes inclinaisons des ailettes dans les sections d'entrée et de sortie.

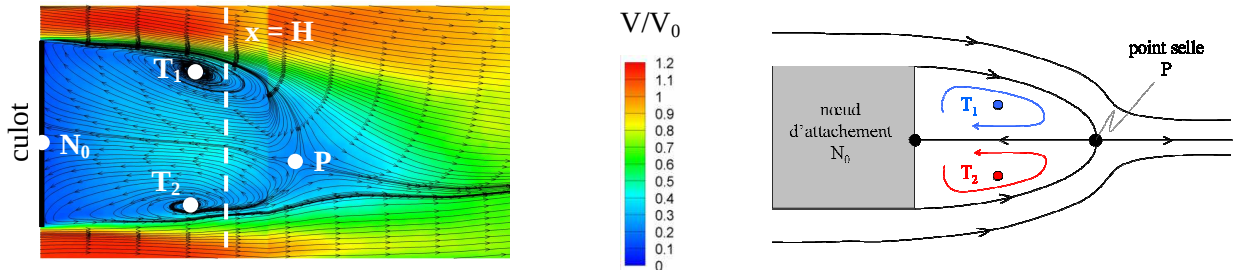
L'étude des champs de vitesse au niveau des sections de sortie a été détaillée dans la perspective de développer une meilleure compréhension des phénomènes qui se produisent dans le sillage longitudinal de la maquette.

4.2. Sillage longitudinal

Les champs de vitesse du sillage longitudinal sont acquis par PIV 2D 2C dans le plan médian y = 0. Par conséquent, seules les composantes V_x et V_z de la vitesse sont accessibles et la norme V de la vitesse est déterminée à partir de ces deux composantes.

4.2.1. Maquette dont les sections d'entrée et de sortie sont fermées

Deux plans successifs sont nécessaires pour obtenir la totalité du sillage moyen de la maquette, et une légère ligne de transition entre ces deux plans peut être observée (Figure III-30 (a)). La norme de la vitesse moyenne permet de mettre en évidence deux structures tourbillonnaires contrarotatives dont les cœurs sont respectivement notés T_1 pour la structure haute et T_2 pour la structure basse. Ces deux structures tourbillonnaires sont le résultat de la coupe d'une structure de sillage torique ([AHM-84], [DUE-99]). La structure torique s'appuie au culot de la maquette en un nœud d'attachement noté N_0 sur la Figure III-30 (b). Le relevé de la cote du point N_0 sur le champ de vitesse de la Figure III-30 (a) indique : $z_{N_0} = 0{,}42\times H$, avec H la hauteur du culot. La cote z = 0 correspond au bas du culot et la cote z = H au haut du culot. Le champ de vitesse du sillage longitudinal met également en évidence un point selle, noté P sur la Figure III-30 (b), qui est utilisé dans la suite pour définir la longueur du sillage dans la direction $\vec{x}$.



(a) champ de vitesse *(b) schématisation*

Figure III-30 : Sillage longitudinal de la maquette dont les sections d'entrée et de sortie sont fermées.

4.2.2. Sortie 2

L'utilisation de la sortie 2 n'entraîne pas de modification majeure du sillage par rapport au cas où la maquette est fermée. Les champs de vitesse de la Figure III-31 font bien apparaître les deux structures tourbillonnaires de cœurs T_1 et T_2, le point selle S et le nœud d'attachement N, de cote z_N, vers le milieu du culot. Dans la suite, le déplacement du nœud d'attachement N est évalué en pourcentage par la quantité adimensionnée $\Delta z_N/H$ avec $\Delta z_N = z_N - z_{N_0}$. L'augmentation de traînée ΔC_x par rapport au cas où la maquette est fermée est également indiquée.

En moyenne, le rapport $\Delta z_N/H$ s'élève à +7%, ce qui signifie que le nœud d'attachement N est décalé vers le haut du culot lorsque la sortie 2 est utilisée. Par ailleurs, l'augmentation de traînée par rapport au cas où la maquette est fermée vaut en moyenne +13%, respectivement +11%, lorsque les ailettes sont inclinées de 10°, respectivement de 40°, dans la section de sortie.

Les champs de vitesse au niveau de la section de sortie 2 (voir section 4.1.2.) ont montré que l'écoulement qui sort de la maquette modifie l'écoulement de soubassement. Il est en effet ralenti par rapport à la configuration fermée, en particulier lorsque les ailettes sont inclinées de 10° dans la section de sortie. Ces observations permettent d'expliquer que l'écoulement issu du soubassement, et visible sous la structure de sillage dans la Figure III-31, soit plus perturbé en direction et en vitesse lorsque les ailettes sont inclinées de

10°. En sortie du soubassement, l'écoulement est ralenti par rapport à la configuration fermé et légèrement incliné vers le plancher de la soufflerie dans le sillage proche du culot.

La modification du sillage longitudinal par rapport au cas où la maquette est fermée engendre un déplacement des cœurs tourbillonnaires T_1 et T_2 (Figure III-32). La position moyenne du cœur tourbillonnaire T_1 reste approximativement la même que dans le cas où la maquette est fermée. En revanche, le cœur tourbillonnaire T_2 se rapproche du culot de la maquette, dont la position correspond à l'abscisse $x/H = 0$, à une hauteur z quasiment constante. Ce déplacement semble être induit par la diminution de la vitesse de l'écoulement issu du soubassement par rapport à la configuration fermée.

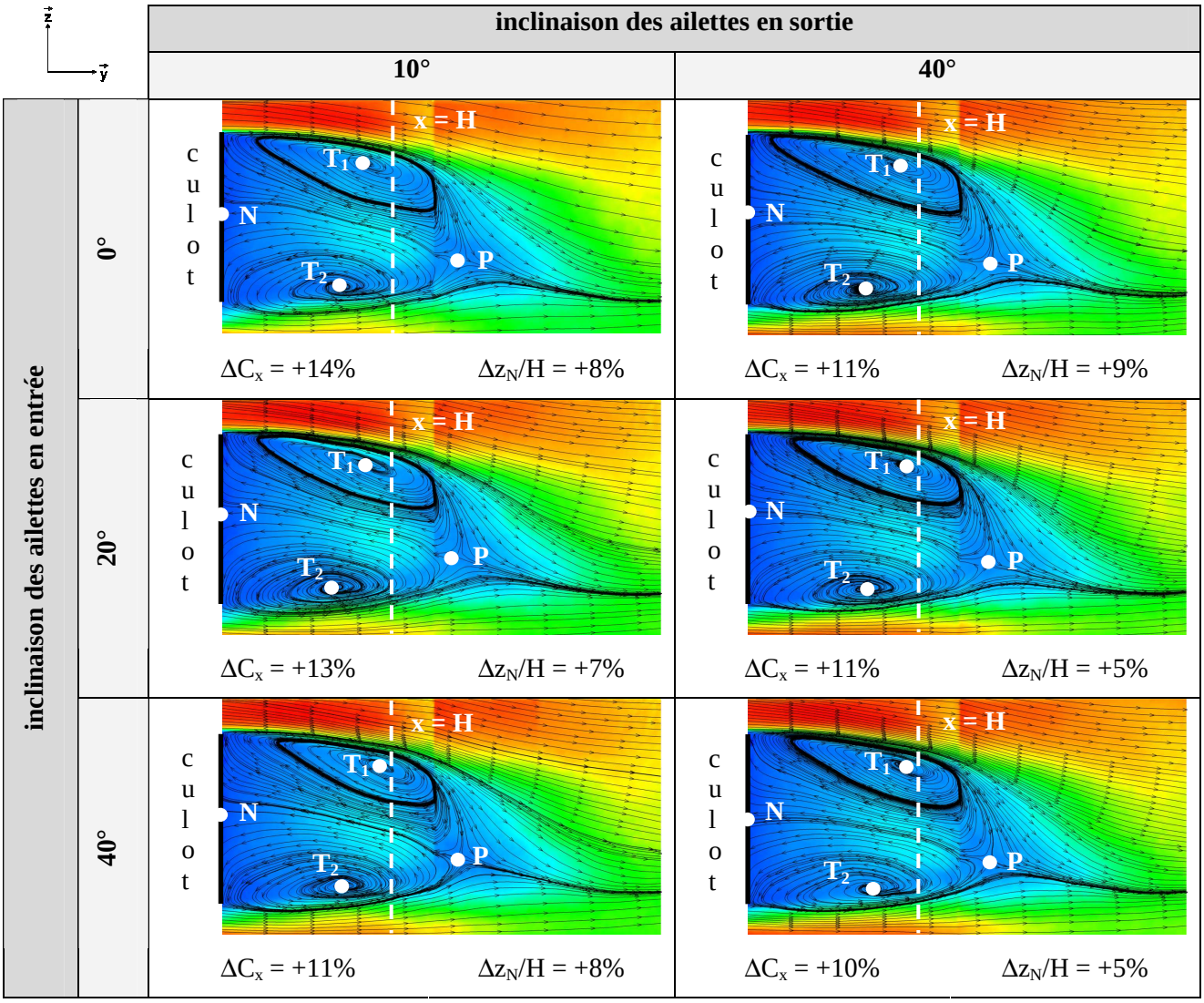
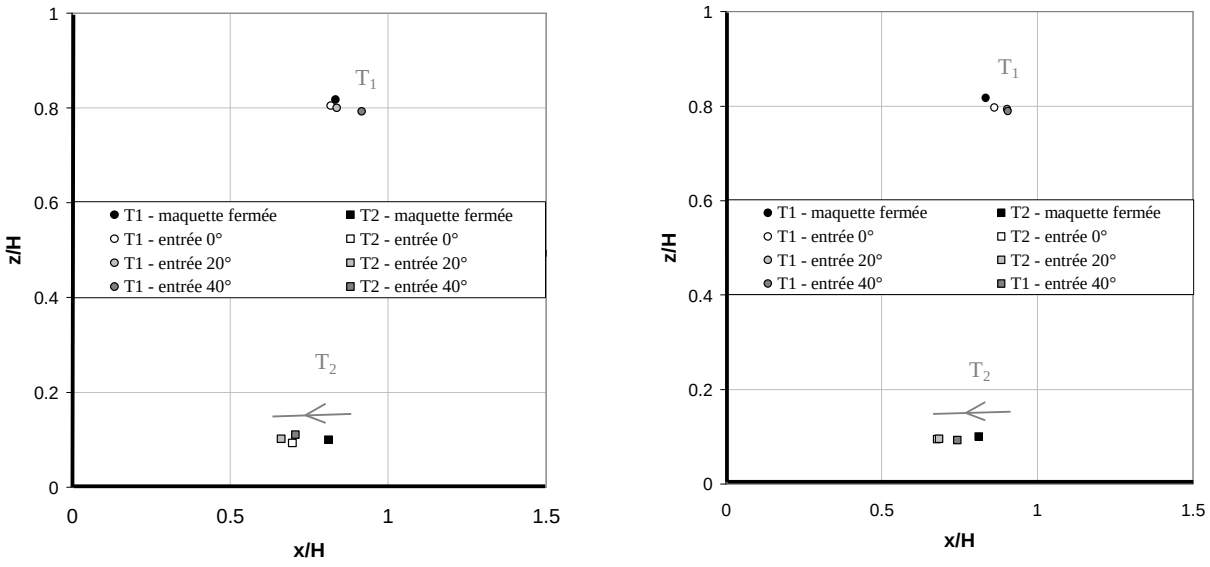


Figure III-31 : Norme de la vitesse moyenne dans le sillage de la maquette pour les configurations de la sortie 2.



(a) inclinaison des ailettes en sortie de 10° *(b) inclinaison des ailettes en sortie de 40°*

Figure III-32 : Positions des cœurs tourbillonnaires pour les configurations de la sortie 2.

4.2.3. Sortie 3

Lorsque la sortie 3 est utilisée pour évacuer l'écoulement de refroidissement du compartiment moteur, l'écoulement de sillage est complètement modifié par rapport au cas où la maquette est fermée (Figure III-33). Le décalage du point selle P vers le culot de la maquette témoigne en effet d'un sillage moins étendu dans la direction $\vec{x}$, et le bas du sillage montre une tendance à s'incliner vers le plancher de la soufflerie. Ces deux observations se traduisent de manière directe sur la position des cœurs tourbillonnaires T_1 et T_2 (Figure III-34) : le cœur tourbillonnaire T_1 se rapproche du culot à une hauteur z constante et le cœur tourbillonnaire T_2 se déplace vers le plateau de la soufflerie, légèrement en aval de la maquette.

Les champs de vitesse au niveau de la sortie 3 (voir section 4.1.3.) ont montré que la zone de recirculation qui apparaît en aval de la section de sortie modifie à la fois l'écoulement de soubassement et l'écoulement de sillage au bas du culot. La région décollée est déplacée vers le bas, et s'accompagne du déplacement du cœur tourbillonnaire T_2 vers le plateau de la soufflerie (Figure III-34). Par ailleurs, pour toutes les configurations, l'image de droite des champs de vitesse montre que les lignes de courant issues du haut du sillage sont dirigées vers le plateau de la soufflerie. Contrairement à la sortie 2, l'utilisation de la sortie 3 ne permet pas de redresser le bas du sillage. Le bas du sillage étant décalé vers le sol, la structure tourbillonnaire haute s'étend dans la direction $\vec{z}$ et devient prépondérante devant la structure basse. En moyenne, le rapport $\Delta z_N/H$, qui représente le déplacement du nœud d'attachement N sur le culot par rapport à la configuration fermée, s'élève à -35%. Cela signifie que le nœud d'attachement N au culot se déplace vers le bas du culot et traduit la prépondérance de la structure tourbillonnaire haute devant la structure tourbillonnaire basse.

Pour rappel, l'utilisation de la sortie 3 engendre l'augmentation de traînée ΔC_x la plus importante par rapport à la maquette fermée. Elle s'élève en moyenne à +31% lorsque les ailettes sont inclinées de 10° dans la section de sortie, et à +23% lorsqu'elles sont inclinées de 40°.

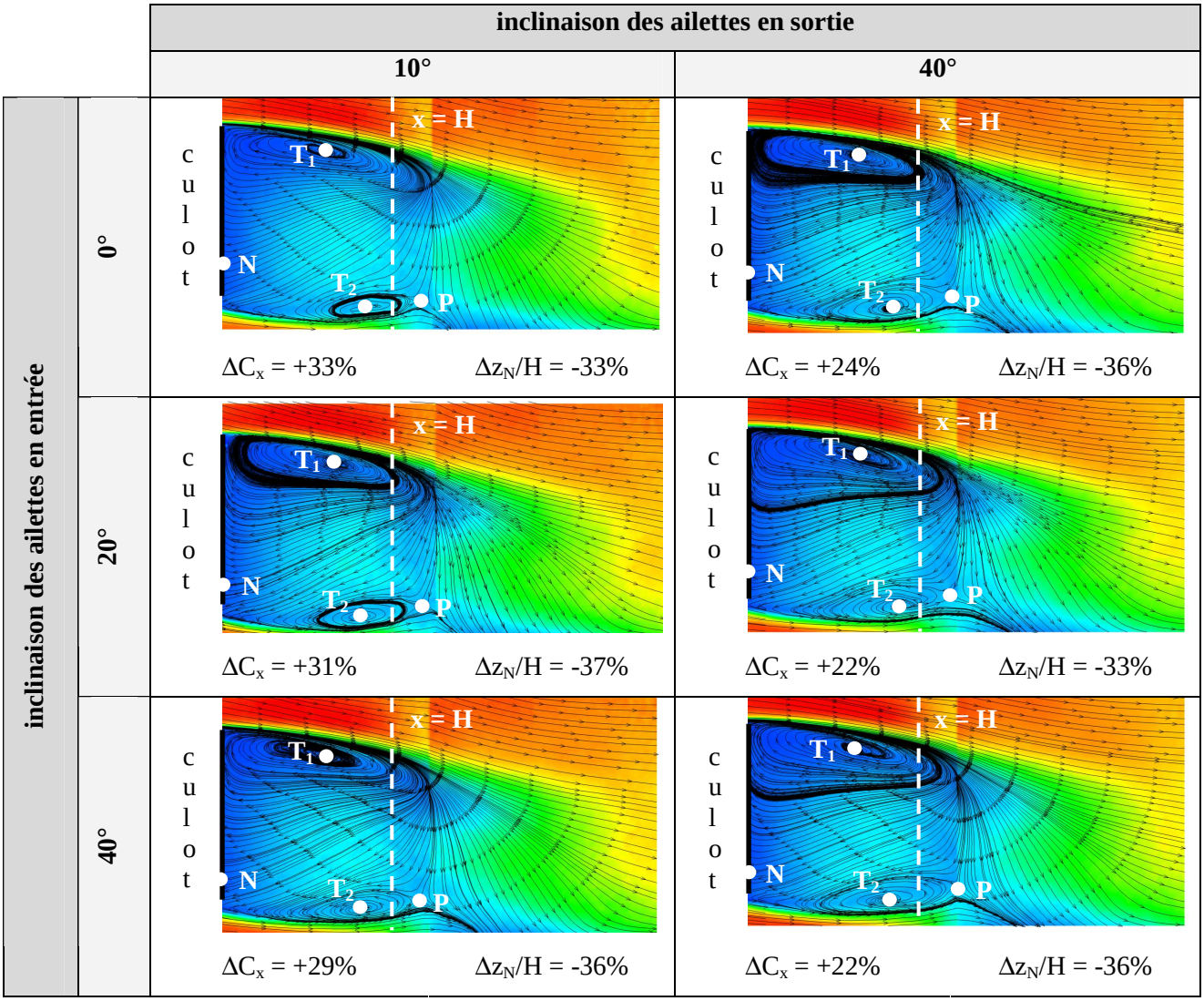
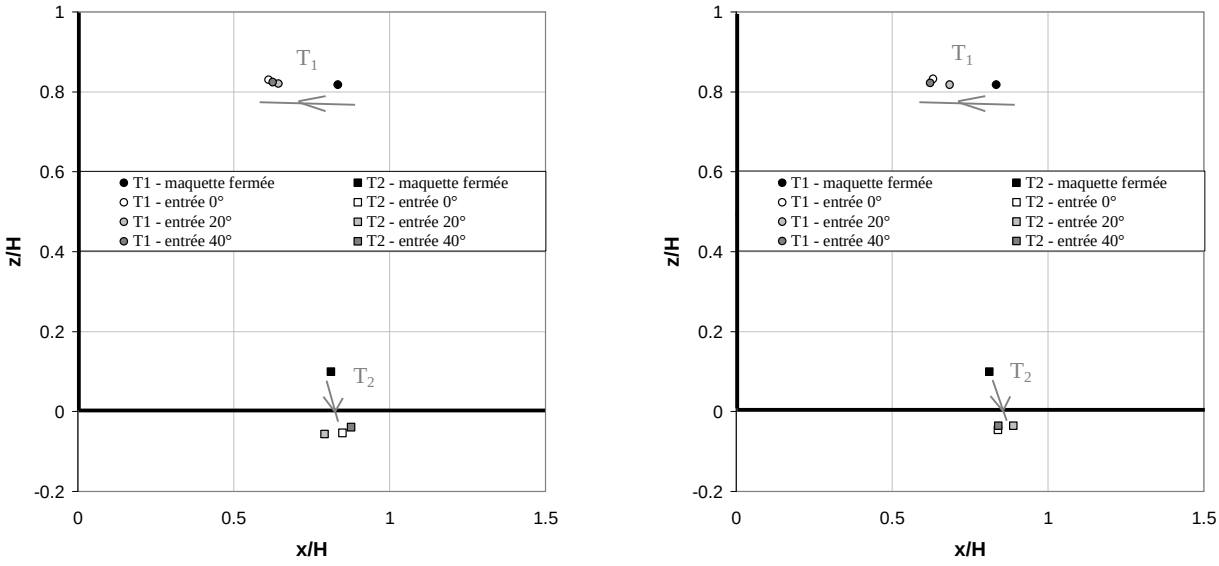


Figure III-33 : Norme de la vitesse moyenne dans le sillage de la maquette pour les configurations de la sortie 3.



(a) inclinaison des ailettes en sortie de 10° *(b) inclinaison des ailettes en sortie de 40°*

Figure III-34 : Positions des cœurs tourbillonnaires pour les configurations de la sortie 3.

4.2.4. Sortie 4

L'utilisation de la sortie 4 modifie le sillage longitudinal de la maquette par rapport au cas où ses sections d'entrée et de sortie sont fermées (Figure III-35). Le sillage est en effet rétréci sur le culot en raison de l'écoulement de refroidissement qui sort de la maquette, puis il s'élargit dans la direction $\vec{z}$ suivant l'axe des $\vec{x}$ croissants.

Contrairement aux configurations précédentes pour lesquelles le point selle P semblait définir la longueur du sillage dans la direction $\vec{x}$, la structure haute du sillage s'étend plus loin en aval que la position du point P lorsque la sortie 4 est utilisée. En se basant sur le développement de la structure haute dans la direction de l'écoulement incident, le sillage de la maquette est plus étendu longitudinalement lors de l'utilisation de la sortie 4.

En moyenne, le rapport $\Delta z_N/H$, qui représente le déplacement du nœud d'attachement N sur le culot par rapport à la configuration fermée, s'élève à -11%. Cela signifie que le nœud d'attachement N est décalé vers le bas du culot et témoigne de la prépondérance de la structure haute devant la structure basse du sillage.

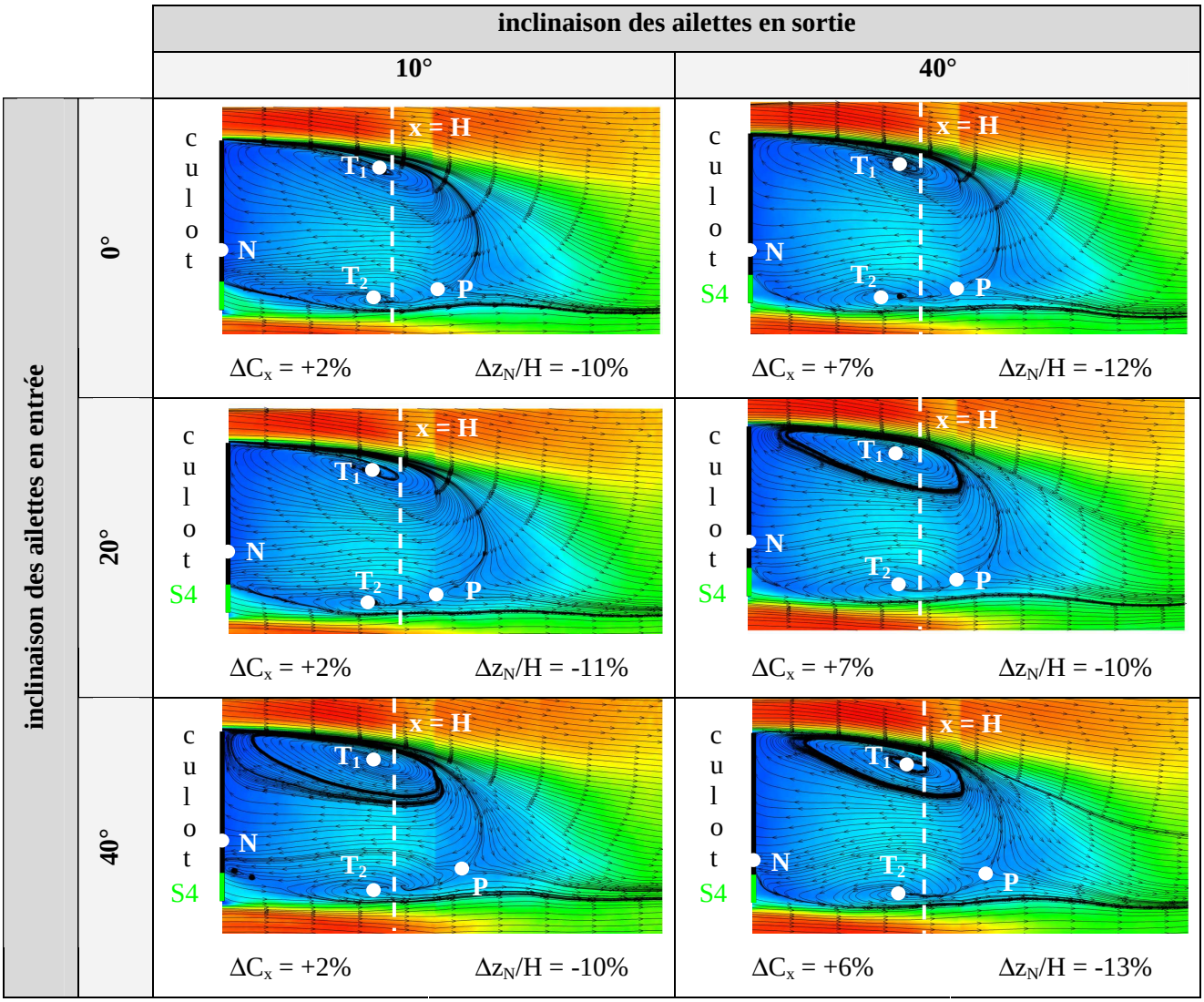
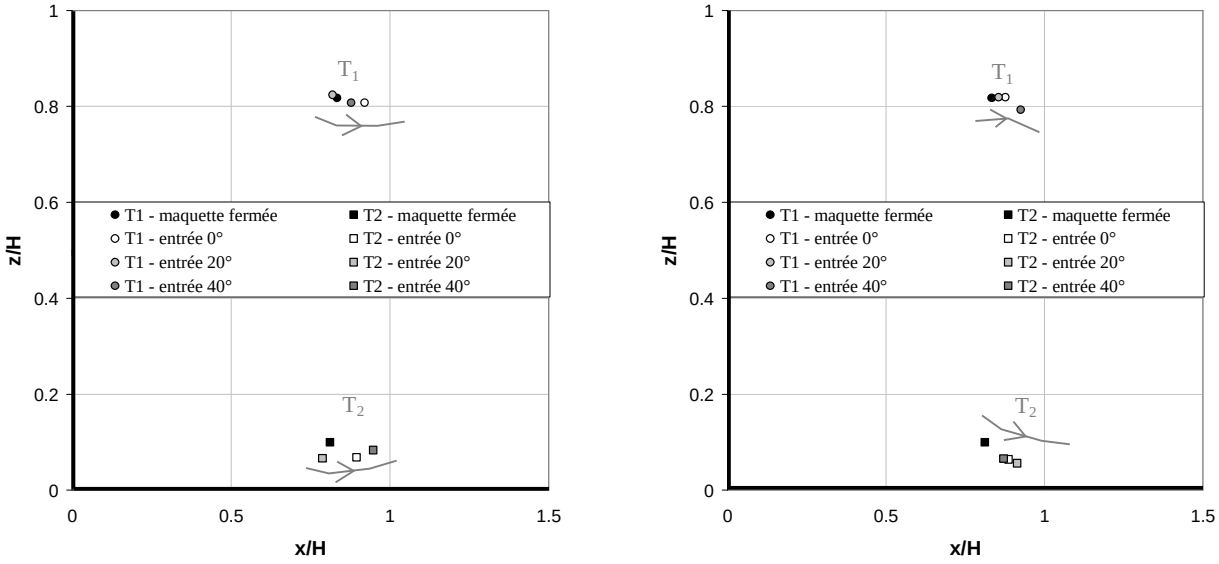


Figure III-35 : Norme de la vitesse moyenne dans le sillage de la maquette pour les configurations de la sortie 4.

Le cœur tourbillonnaire T_2 est déplacé vers le bas et en aval du culot par rapport au cas où la maquette est fermée (Figure III-36). L'écoulement de refroidissement injecte de la quantité de mouvement dans la zone de très faible vitesse du culot, repoussant alors la partie basse du sillage vers l'aval. La position du cœur tourbillonnaire T_1 est également déplacée vers l'aval, ce qui explique que le sillage de la maquette soit plus étendu longitudinalement que dans la configuration fermée.

Pour mémoire, l'utilisation de la sortie 4 constitue une des configurations les plus favorables en termes de traînée. L'augmentation de traînée ΔC_x par rapport à la maquette fermée s'élève en moyenne à 2%, respectivement 7%, lorsque les ailettes sont inclinées de 10°, respectivement de 40° dans la section de sortie.



(a) inclinaison des ailettes en sortie de 10° *(b) inclinaison des ailettes en sortie de 40°*

Figure III-36 : Position des cœurs tourbillonnaires pour les configurations de la sortie 4.

4.2.5. Sortie 5

Les champs de vitesse de la Figure III-37 montrent que l'utilisation de la sortie 5, placée vers le milieu du culot, modifie la structure du sillage par rapport à la configuration fermée. Comme avec la sortie 4, l'utilisation de la sortie 5 engendre une introduction de quantité de mouvement dans la zone de très faible vitesse du culot. L'augmentation de traînée par rapport au cas où la maquette est fermée varie peu et elle est comprise entre 2 et 4%.

Lorsque les ailettes sont inclinées de 10° dans la section de sortie, l'écoulement de refroidissement forme un jet en sortie de la maquette. Cela se traduit par la formation de deux structures tourbillonnaires de part et d'autre du jet. En aval du jet, les deux structures tourbillonnaires contrarotatives de sillage identifiées pour les sorties 2, 3 et 4 sont toujours présentes. La quantité de mouvement introduite dans le sillage par le jet formé en sortie de la maquette repousse les structures tourbillonnaires et les cœurs tourbillonnaires T_1 et T_2 (Figure III-38 (a)) sont alors déplacés vers l'aval par rapport au cas où la maquette est fermée.

Lorsque les ailettes sont inclinées de 40° dans la section de sortie, l'écoulement qui sort de la maquette reste très proche de la paroi du culot et ne forme pas de jet comme précédemment. L'écoulement en sortie de la maquette est alors dirigé de manière quasiment normale à l'écoulement incident et alimente la structure tourbillonnaire basse du sillage. Dans cette configuration, la position des cœurs tourbillonnaires T_1 et T_2 varie peu par rapport au cas où la maquette est fermée (Figure III-38 (b)).

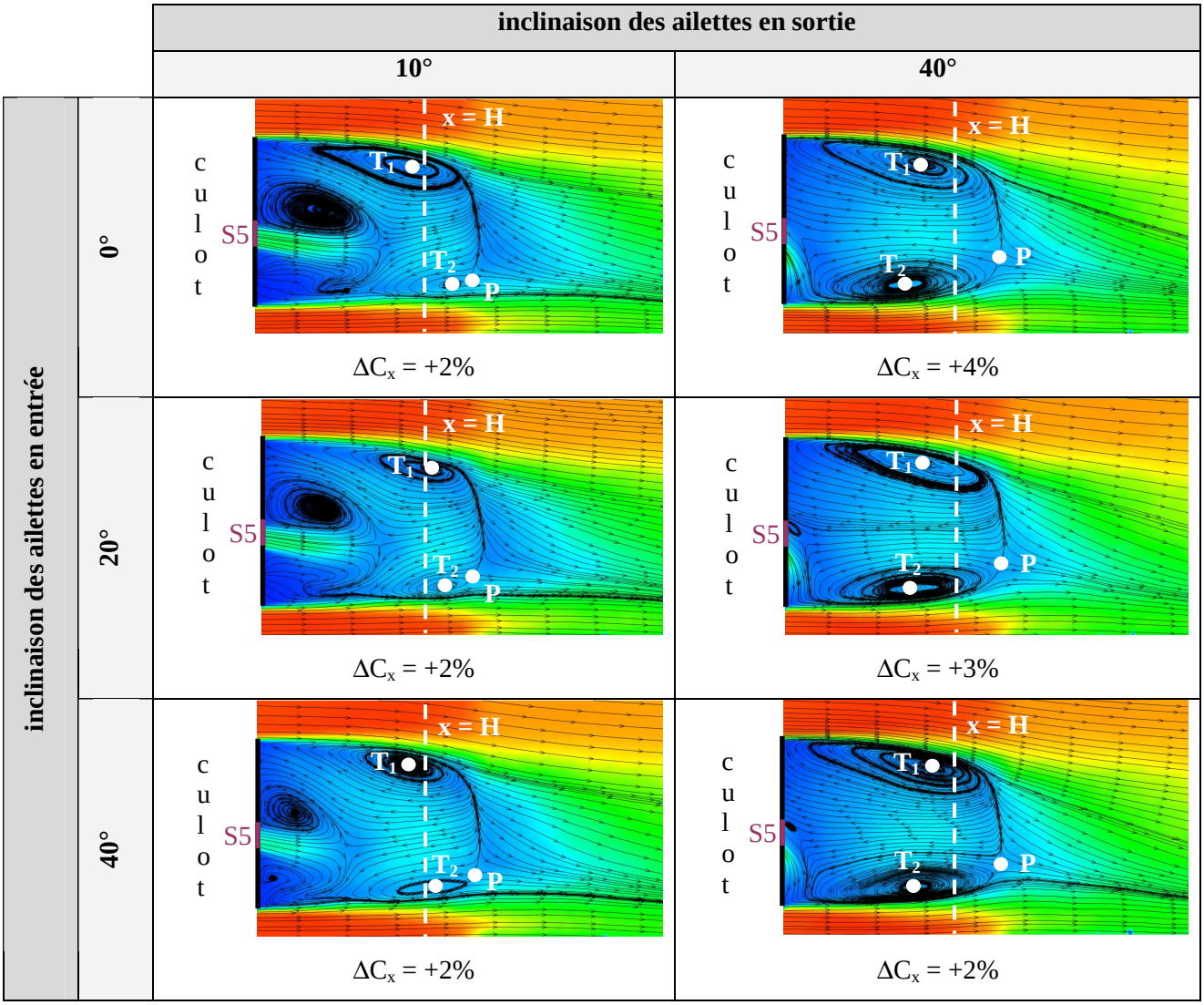
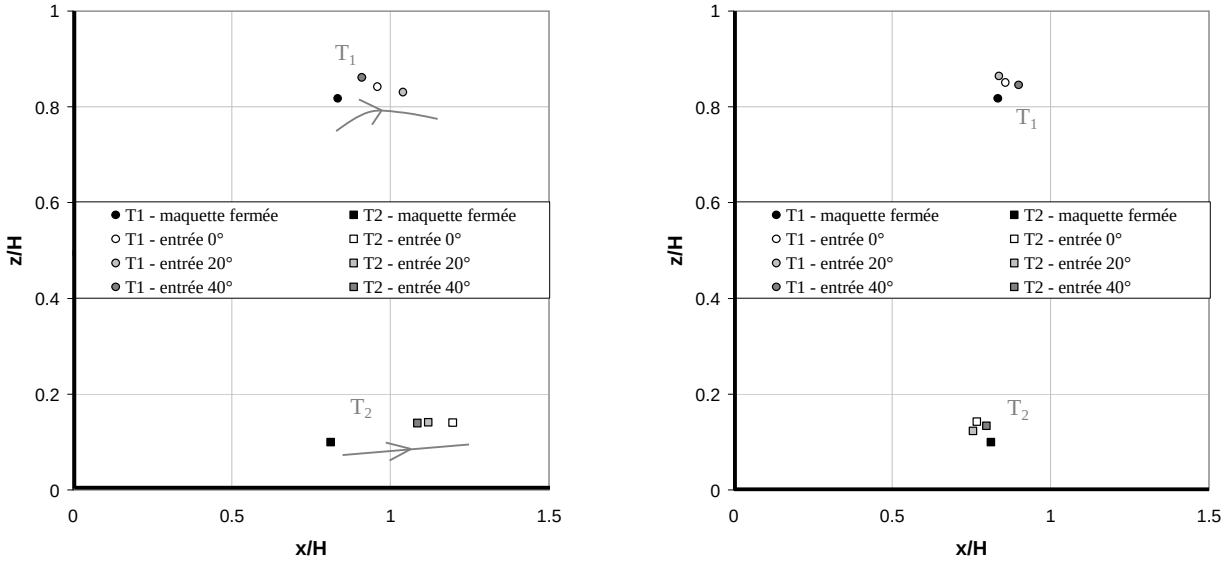


Figure III-37 : Norme de la vitesse moyenne dans le sillage de la maquette pour les configurations de la sortie 5.



(a) inclinaison des ailettes en sortie de 10° *(b) inclinaison des ailettes en sortie de 40°*

Figure III-38 : Position des cœurs tourbillonnaires pour les configurations de la sortie 5.

4.2.6. Analyse des mesures de vitesse dans le sillage longitudinal

Les mesures de vitesse dans le sillage longitudinal de la maquette permettent de montrer que la position de la sortie d'air influence de manière directe la vitesse et la direction de l'écoulement issu du soubassement.

Les sorties 4 et 5, placées au culot de la maquette, ne perturbent pas cet écoulement par rapport à la configuration fermée. La position des cœurs tourbillonnaires du sillage est alors directement liée à la sortie de l'écoulement de refroidissement dans la zone morte du sillage. De manière générale, l'introduction de quantité de mouvement dans le sillage entraîne un report des cœurs tourbillonnaires vers l'aval.

Les sorties 2 et 3, placées au niveau du soubassement de la maquette, perturbent en revanche l'écoulement issu du soubassement par rapport au cas où les sections d'entrée et de sortie de la maquette sont fermées. La sortie de l'écoulement de refroidissement sous la maquette entraîne un ralentissement de l'écoulement de soubassement et une modification de sa direction vers le plateau de la soufflerie. La sortie 2 est positionnée suffisamment loin du culot pour que la zone de recirculation qui apparaît en aval de la section de sortie ne modifie pas de manière significative la direction de l'écoulement de soubassement. Ce dernier est toutefois ralenti, ce qui engendre un déplacement du cœur de la structure tourbillonnaire basse du sillage vers le culot de la maquette. Dans le cas de la sortie 3, la zone décollée créée en aval de la section de sortie étend la zone morte du sillage dans la direction $\vec{z}$ et le sillage s'incline vers le plateau de la soufflerie. Le cœur tourbillonnaire de la structure basse du sillage est alors entraîné vers le bas et le cœur de la structure haute du sillage se rapproche du culot de la maquette. En moyenne, la position des cœurs tourbillonnaires associés aux sorties 2 et 3 sont plus proches du culot en comparaison à la maquette fermée.

La position des cœurs tourbillonnaires dans le sillage de la maquette détermine la norme de la vitesse moyenne au voisinage du culot, et par conséquent la répartition de pression statique. Le rapprochement des cœurs tourbillonnaires vers le culot entraîne une augmentation locale de la vitesse qui s'accompagne d'une diminution des pressions statiques au culot. Pour une géométrie de type culot droit, une diminution des pressions statiques au culot se traduit par une augmentation de traînée ([CHO-96]). Ce résultat est alors en accord avec les mesures de traînée et de pression statique effectuées pour les sorties 2, 3 et 4.

En revanche, l'utilisation de la sortie 5 ne permet pas de rejoindre ces conclusions. Lorsque cette sortie est utilisée, deux configurations sont observées. Pour une faible inclinaison des ailettes dans la section de sortie, un jet se forme en sortie du compartiment moteur et repousse les cœurs tourbillonnaires vers l'aval. En suivant le raisonnement précédent, la pression statique au culot devrait donc augmenter. Néanmoins, les mesures de pression statique au culot montrent que celle-ci diminue. Pourtant, cette diminution ne s'accompagne pas d'une augmentation de traînée, et les valeurs de traînée mesurées sont parmi les plus faibles. La diminution des pressions statiques au culot semble alors engendrée par l'écoulement de retour du jet sur la surface du culot. Cependant, les mêmes niveaux de pression statique sont mesurés au culot pour une inclinaison des ailettes plus importantes dans la section de sortie alors qu'aucun jet n'est formé en sortie de la maquette. Dans cette configuration, qui donne quasiment les mêmes positions des cœurs tourbillonnaires que la maquette fermée, la pression statique au culot devrait augmenter. En raison de cette incohérence, les mesures de pression statique au culot sont mises en doute lorsque la sortie 5 est utilisée. Les résultats numériques, présentés dans le Chapitre IV.5 - Résultats numériques pour la maquette ouverte, seront utilisés pour soulever cette incertitude.

4.3. Sillage transversal

Dans la littérature, Onorato et al. ([ONO-84]) expriment de manière analytique la traînée aérodynamique des véhicules en fonction des dimensions transversales de leur sillage. La relation, dite d'Onorato, est établie sous certaines hypothèses dont la validité est discutée pour la maquette simplifiée munie d'un compartiment moteur.

4.3.1. Relation d'Onorato : traînée aérodynamique et dimensions transversales du sillage

A partir d'un bilan intégral de quantité de mouvement effectué sur un tube de courant entourant le véhicule (Figure III-39), Onorato et al. [ONO-84] donnent une expression analytique de la traînée aérodynamique des véhicules (voir la relation (III-15)). Pour établir cette relation, les actions de gravité sont négligées devant les actions de pression, de viscosité et de turbulence. Par ailleurs, les contraintes turbulentes ne sont pas prises en compte. Les étapes de calcul nécessaires à la mise en place de la relation (III-15) sont présentées dans l'Annexe D - Mise en place de la relation d'Onorato.

$$F_x = \underbrace{\iint_S \left(Pi_0 - Pi\right) d\sigma}_{(a)} + \underbrace{\frac{\rho V_0^2}{2} \iint_S \left(\frac{V_y^2}{V_0^2} + \frac{V_z^2}{V_0^2} \right) d\sigma}_{(b)} + \underbrace{\frac{-\rho V_0^2}{2} \iint_S \left(1 - \frac{V_x}{V_0} \right)^2 d\sigma}_{(c)} \qquad \text{(III-15)}$$

avec Pi_0 et V_0 la pression totale et la vitesse de l'écoulement incident, V_x, V_y et V_z les composantes de la vitesse V relevée en un point M de la surface transversale S du sillage, et Pi la pression totale en ce point.

Le terme (a) fait intervenir les pertes de pression totale entre l'amont et l'aval du véhicule, le terme (b) représente l'énergie cinétique du mouvement de rotation du fluide dans la surface transversale de sillage, et le terme (c) correspond à la traînée engendrée par la perte de vitesse longitudinale dans le sillage.

Onorato et al. valident la relation (III-15) sur une maquette à l'échelle 1/5ème d'un véhicule de type tricorps (Figure III-40). Les composantes V_x, V_y et V_z de la vitesse et la pression totale Pi sont intégrées sur la surface transversale du sillage, notée S sur la Figure III-39. Cette surface est placée à une distance $1{,}1 \times H_{véhicule}$ en aval de la maquette, avec $H_{véhicule}$ la hauteur du véhicule, comprise entre le soubassement et le pavillon. L'écart entre la traînée mesurée par pesée et la traînée évaluée à partir de la relation (III-15) est compris entre 0 et -1,3% et permet aux auteurs de valider l'approche analytique.

Dans le cas de la maquette équipée d'un compartiment moteur, les trois composantes de la vitesse sont mesurées par PIV 2D 3C dans un plan transversal du sillage situé à une distance H en aval de la géométrie. Cette distance est choisie pour s'approcher des travaux d'Onorato et al ([ONO-84]). Les mesures de vitesse sont utilisées pour déterminer la surface transversale S du sillage pour les différentes configurations géométriques de la maquette.

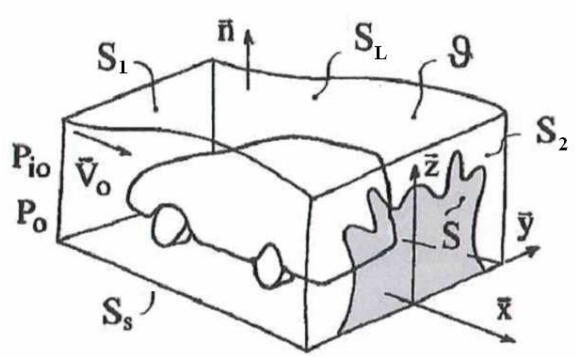


Figure III-39 : Bilan intégral de quantité de mouvement sur un tube de courant entourant le véhicule [GIL-00].

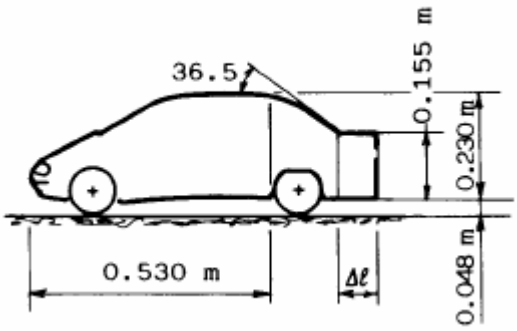


Figure III-40 : Maquette à l'échelle 1/5ème d'un véhicule de type tricorps utilisé pour valider expérimentalement la relation d'Onorato [ONO-84].

4.3.2. Surface transversale du sillage

La détermination de la surface transversale S du sillage de la géométrie s'effectue à partir de l'analyse de la composante longitudinale V_x de la vitesse dans les champs de mesure transversaux situés à une distance H de la maquette (voir un exemple de champ de mesure sur la Figure III-41).

Pour établir la relation (III-15), Onorato et al. considèrent que les points du plan transversal de mesure sont en dehors de la surface S du sillage s'ils vérifient $V_x = V_0$ et $Pi_0 = Pi$. La pression totale n'étant pas mesurée expérimentalement, seul le critère sur la composante longitudinale V_x de la vitesse est utilisé. Ainsi, le critère de détermination de la surface S du sillage est le suivant : si la vitesse V_x du point de mesure est inférieure à la vitesse V_0 de l'écoulement incident, alors le point de mesure appartient à la surface transversale S du sillage.

Le rapport des surfaces transversales de sillage S et $S_{maquette\ fermée}$, qui correspondent respectivement à la configuration étudiée et à la configuration fermée de la maquette, est reporté dans la Figure III-42. Les champs de mesure transversaux associés aux sorties 2, 3, 4 et 5 sont reportés dans l'Annexe E - Champs de vitesse du sillage dans un plan transversal.

Pour la configuration E40° S4 40°, une réflexion de la lumière émise par le laser engendre des valeurs de vitesse erronées dans le plan de mesure. La composante longitudinale de vitesse en ces points de mesure est inférieure à la vitesse V_0, et ces points sont alors pris en compte dans la surface transversale de sillage S. L'évaluation des dimensions transversales du sillage pour cette configuration n'est pas considérée valable et ne sera pas commentée dans la suite (Figure III-42 (c)).

Lorsque les sorties 2, 3 et 4 sont utilisées, les dimensions transversales du sillage varient peu par rapport à celles de la configuration fermée. De manière générale, elles sont légèrement plus importantes mais il existe des configurations pour lesquelles elles sont plus faibles. C'est par exemple le cas des configurations suivantes : E20° S4 40° et E40° S3 40°. Lorsque la sortie 5 est utilisée, en revanche, les dimensions transversales du sillage augmentent de manière plus significative.

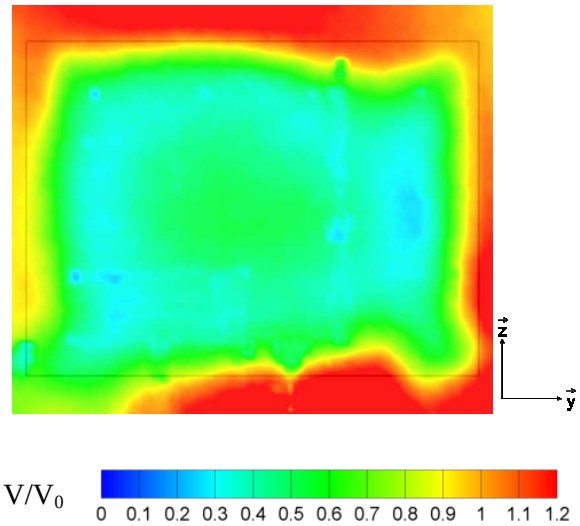
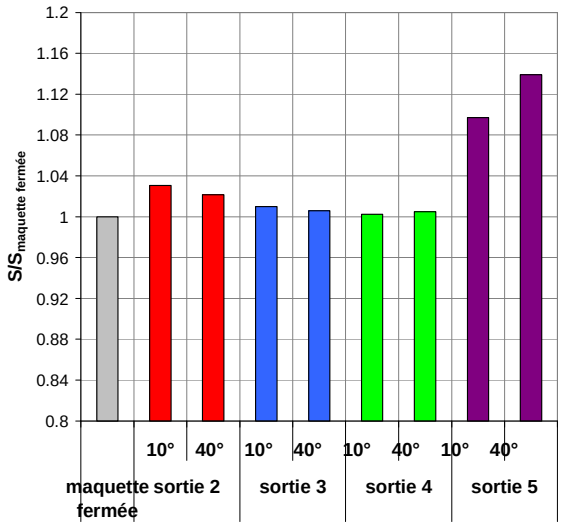
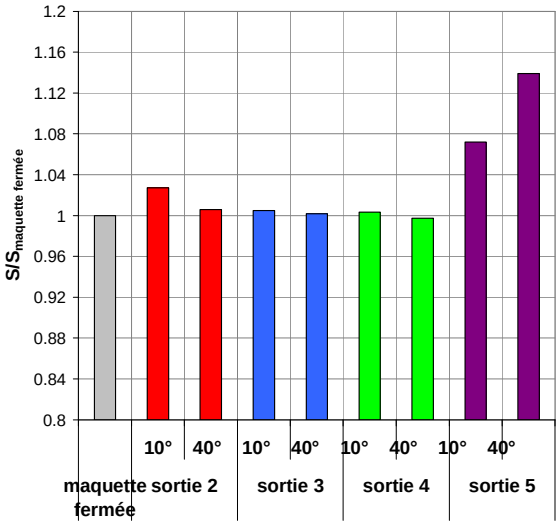


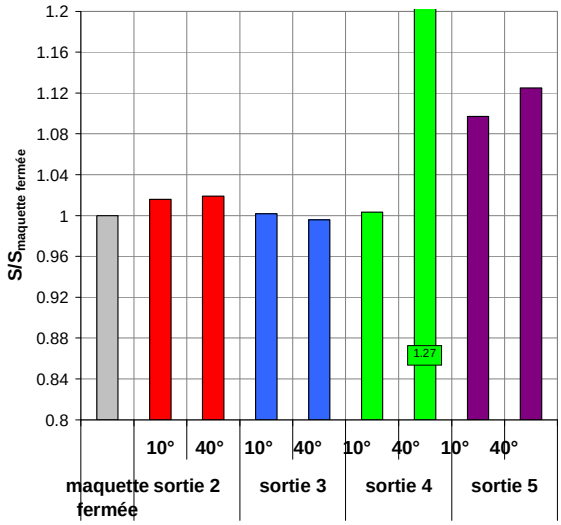
Figure III-41 : Champ de vitesse mesuré dans un plan transversal placé à une distance H en aval de la maquette fermée.



(a) inclinaison des ailettes en entrée de 0°



(b) inclinaison des ailettes en entrée de 20°



(c) inclinaison des ailettes en entrée de 40°

Figure III-42 : Rapport des surfaces transversales du sillage S, de la configuration étudiée, et de la surface $S_{maquette\ fermée}$, de la maquette fermée, évaluées à une distance H en aval du culot.

Afin d'expliquer ces tendances, les surfaces transversales de sillage sont superposées à celle de la maquette fermée (Figure III-43) et la variation de la surface de sillage ΔS (relation (III-16)) est indiquée :

$$\Delta S = 100 \times \frac{\left(S - S(\text{maquette fermée})\right)}{S(\text{maquette fermée})} \qquad \text{(III-16)}$$

Pour la sortie 2, le sillage est similaire à celui de la maquette fermée, excepté au niveau du soubassement (Figure III-43). Au voisinage du plan médian y = 0, l'impact de l'écoulement qui sort de la maquette sur l'écoulement de soubassement est en effet visible (voir les ellipses noires sur la Figure III-43). Les champs de mesure longitudinaux (voir la section 4.1.2.) montrent que l'écoulement de soubassement est ralenti par rapport à la configuration fermée en raison de l'interaction avec l'écoulement qui sort de la maquette. Ce ralentissement est transporté dans la direction $\vec{x}$ et engendre des valeurs de vitesse plus faibles que la vitesse V_0 de l'écoulement incident. Par conséquent, les dimensions transversales du sillage augmentent lorsque la sortie 2 est utilisée. Les champs de mesure au niveau de la sortie 2 (voir la section 4.1.2.) montrent également que l'augmentation de l'inclinaison des ailettes dans la section de sortie réduit la zone de recirculation en aval de la sortie, et par conséquent l'impact de l'écoulement sortant de la maquette sur l'écoulement de soubassement. Les augmentations des surfaces transversales ΔS du sillage sont alors plus faibles pour une inclinaison des ailettes de 40° dans la section de sortie.

L'utilisation de la sortie 3 modifie le contour de la surface transversale du sillage par rapport à la maquette fermée : le sillage est rétréci sur le haut et le côté droit et élargi sur le bas (voir les flèches et les rectangles noirs sur la Figure III-43). Les mesures de vitesse dans le sillage longitudinal (voir la section 4.2.3.) mettent en évidence le caractère plongeant du sillage associé à la sortie 3 et expliquent la réduction du sillage transversal sur le haut des champs de mesure. De la même manière, les champs de vitesse (voir la section 4.2.3.) montrent la tendance du sillage longitudinal à s'incliner vers le plateau de la soufflerie, ce qui engendre des faibles vitesses au niveau du soubassement. Le sillage transversal est alors élargi en bas de la zone de mesure en comparaison à la configuration fermée. La combinaison de la diminution et de l'augmentation locale des dimensions transversales du sillage se traduit par une très faible variation ΔS de la surface transversale de sillage par rapport à la maquette fermée. Elle est comprise entre -0,4% et +1% pour les configurations étudiées.

La sortie 4, placée au bas du culot de la maquette, n'engendre pas de modification significative des dimensions transversales du sillage par rapport à la maquette fermée et les variations ΔS des surfaces transversales sont comprises entre -0,2% et +0,5%. Lorsque les ailettes sont inclinées de 10° dans la section de sortie, les surfaces transversales de sillage associées à la sortie 4 sont quasiment identiques à celle de la maquette fermée. Lorsque les ailettes sont inclinées de 40° dans la section de sortie, une zone de plus faible vitesse apparaît au niveau du soubassement (voir les ellipses noires sur la Figure III-43). Elle s'explique par le léger décalage des cœurs tourbillonnaires T_2 vers le bas lorsque les ailettes sont inclinées de 40° en sortie (voir Figure III-34). Dans le cas d'une inclinaison de 0° dans la section d'entrée, cette zone de faible vitesse engendre une légère augmentation des dimensions transversales du sillage qui s'élève à +0,5%. Dans le cas d'une inclinaison de 20° dans la section d'entrée, elle entraîne en revanche une diminution de la surface transversale S de -0,2% car elle est associée à une réduction du sillage sur sa partie haute. Comme indiqué précédemment, la mesure associée à une inclinaison de 40° en entrée n'est pas valable, donc non commentée.

Lorsque la sortie 5 est utilisée, le contour de la surface transversale du sillage est globalement élargi par rapport à celui de la maquette fermée (Figure III-43). Les élargissements apparaissent notamment sur les parties haute et basse du sillage, et sur le côté droit (voir les flèches noires sur la Figure III-43). Il semble alors que l'utilisation de la sortie 5 entraîne une modification de la distribution de vitesse dans le plan transversal de mesure. L'augmentation des dimensions transversales du sillage est toujours plus importante pour une inclinaison de 40° des ailettes dans la section de sortie. Pour cette inclinaison, l'écoulement qui sort de la maquette reste proche de la paroi du culot et alimente la partie basse du sillage (voir la section 4.2.5.). La vitesse du fluide sous la structure basse du sillage longitudinal est alors plus faible qu'avec une inclinaison des ailettes de 10° dans la section de sortie et explique l'augmentation locale de la surface transversale du sillage. Par ailleurs, une inclinaison de 40° en sortie accentue l'augmentation des dimensions transversales du sillage sur sa partie haute, notamment dans le coin supérieur gauche des images de la Figure III-43 (indiqué par des flèches noires). De manière plus générale, l'utilisation de la sortie 5 semble symétriser l'écoulement transversal du sillage par rapport aux autres configurations.

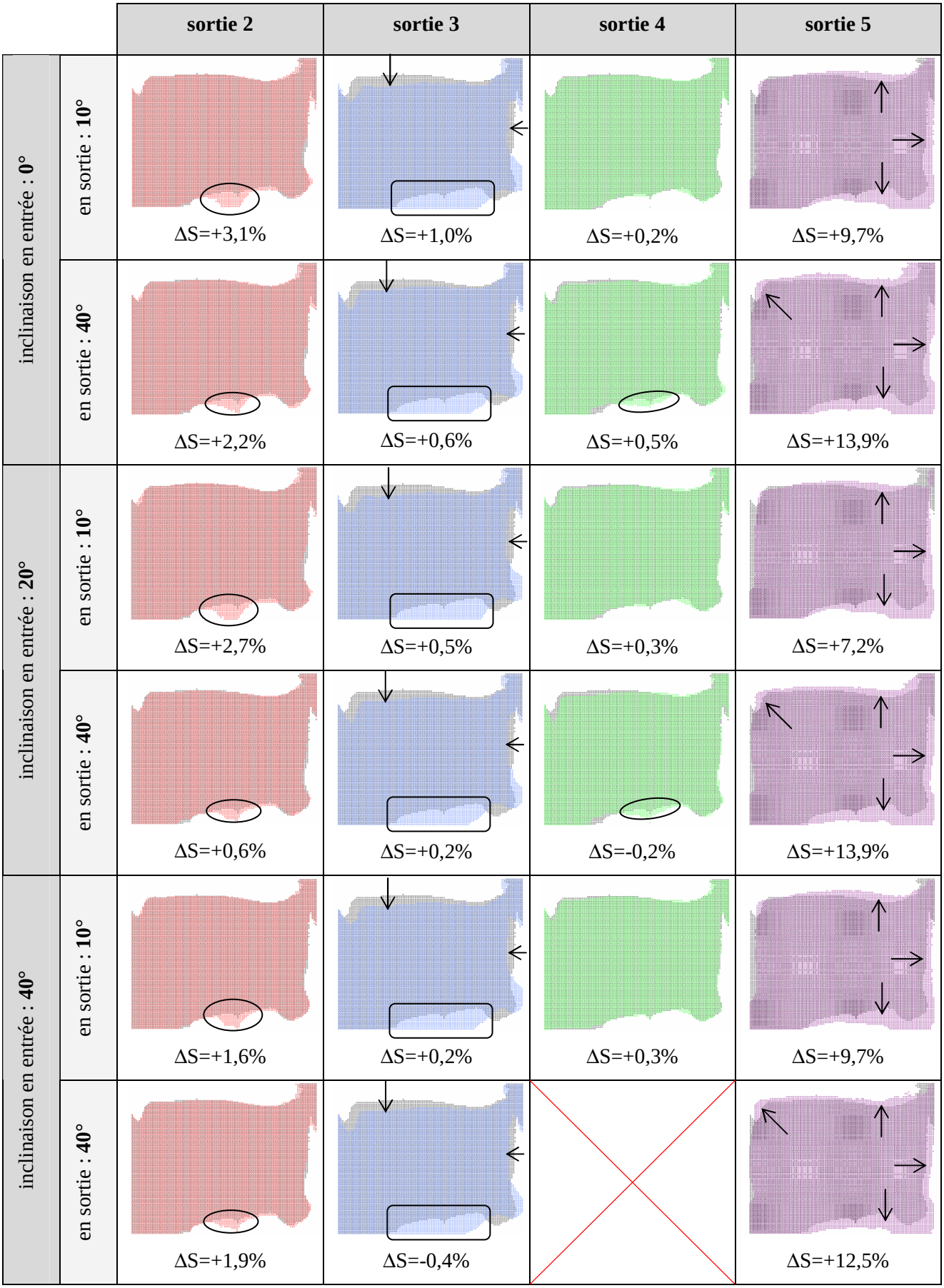


Figure III-43 : Superposition des surfaces transversales S de sillage des configurations étudiées à la surface S de sillage de la maquette fermée et variation ΔS de la surface de sillage par rapport à la maquette fermée.

Une première lecture de la relation d'Onorato suggère qu'une augmentation des dimensions transversales du sillage entraîne une augmentation de la traînée aérodynamique. Ceci n'est pas vérifié pour la maquette munie d'un compartiment moteur. En effet, l'utilisation de la sortie 5 engendre une augmentation des dimensions transversales du sillage par rapport aux autres sorties mais elle est associée à une réduction de traînée (voir le Chapitre III.3 - Traînée aérodynamique et pression statique au culot). La validité de la relation d'Onorato appliquée à une distance H en aval de la maquette simplifiée munie d'un compartiment moteur est discutable.

Pour établir la relation (III-15), les auteurs négligent les contraintes visqueuses et turbulentes dans l'expression de la traînée. Dans le cas d'un véhicule réel de type tricorps, le sillage se diffuse et se dissipe rapidement [HUC-78] et les effets des contraintes visqueuses et turbulentes peuvent être considérées comme négligeables à une distance $1{,}1\times H_{véhicule}$ en aval du culot. Pour la maquette munie d'un compartiment moteur, en revanche, les mesures de vitesse dans le plan longitudinal y = 0 (voir section 4.2.) montrent qu'à une distance H en aval de la géométrie, le sillage n'est pas encore dissipé et le plan transversal x = H intercepte les structures tourbillonnaires longitudinales de sillage.

Ces résultats suggèrent qu'il faudrait placer le plan transversal de mesure plus en aval du culot, de manière à le situer en dehors de la zone de recirculation du sillage. Les résultats de simulations numériques, présentés dans le Chapitre IV.5 - Résultats numériques pour la maquette ouverte, confirment la nécessité de placer le plan transversal de mesure des vitesses et des pressions totales plus en aval du culot, typiquement de 2×H à 3×H en aval du culot, pour obtenir une bonne corrélation entre la valeur de traînée mesurée et la valeur de traînée estimée à partir de la relation d'Onorato.

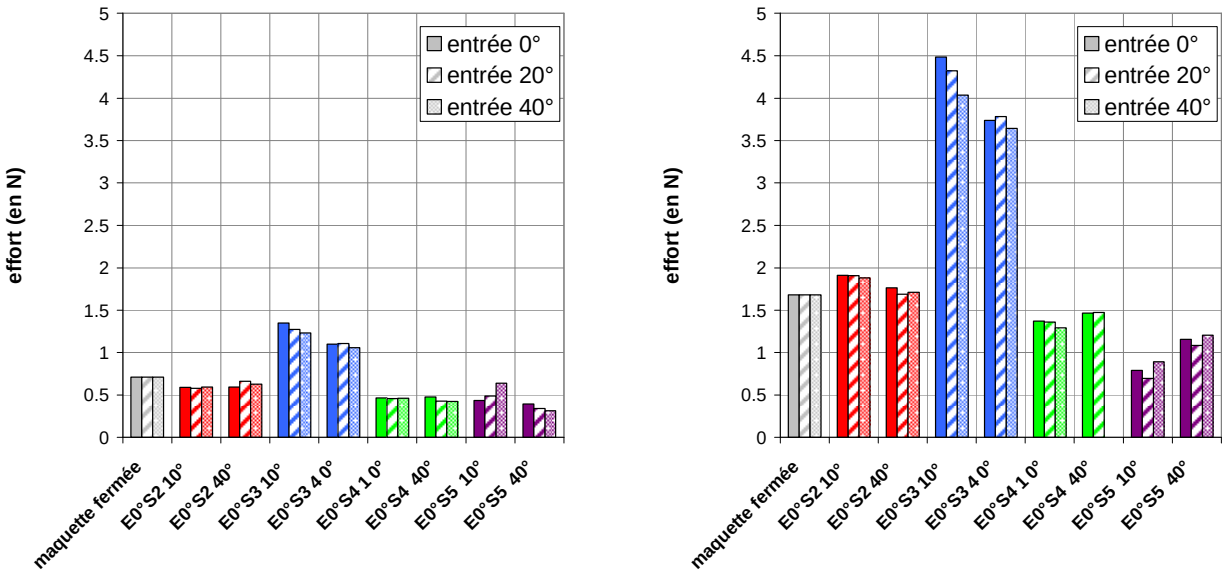
Par ailleurs, il est important de remarquer que la détermination du sens d'évolution de la traînée par comparaison des dimensions transversales du sillage ne peut être effectuée que dans le cas où les configurations présentent des distributions transversales de vitesse et de pression totale similaires. Les champs de vitesse transversaux associés aux sorties 2, 3 et 4, et présentés en Annexe E, montrent que la distribution de la norme de la vitesse V, calculée à partir des trois composantes V_x, V_y et V_z de la vitesse, varie en fonction de la position de la sortie. Les quantités intégrées sur la surface transversale de sillage sont alors déterminantes en comparaison aux dimensions transversales du sillage. Par exemple, les dimensions transversales du sillage associées à la sortie 3 sont quasiment identiques à celle de la configuration fermée. Pourtant, l'utilisation de cette sortie engendre d'importantes augmentations de traînée, comprises entre +22% et +33%.

Bien que l'égalité de la relation (III-15) ne soit pas vérifiée à une distance H en aval de la maquette simplifiée, il est possible d'évaluer les termes intégraux (b) et (c) à partir des mesures transversales de vitesse par PIV 2D 3C. En revanche, ces mesures ne donnent pas accès au terme intégral (a) relatif à la pression totale Pi.

4.3.3. Evaluation des termes intégraux de la relation d'Onorato

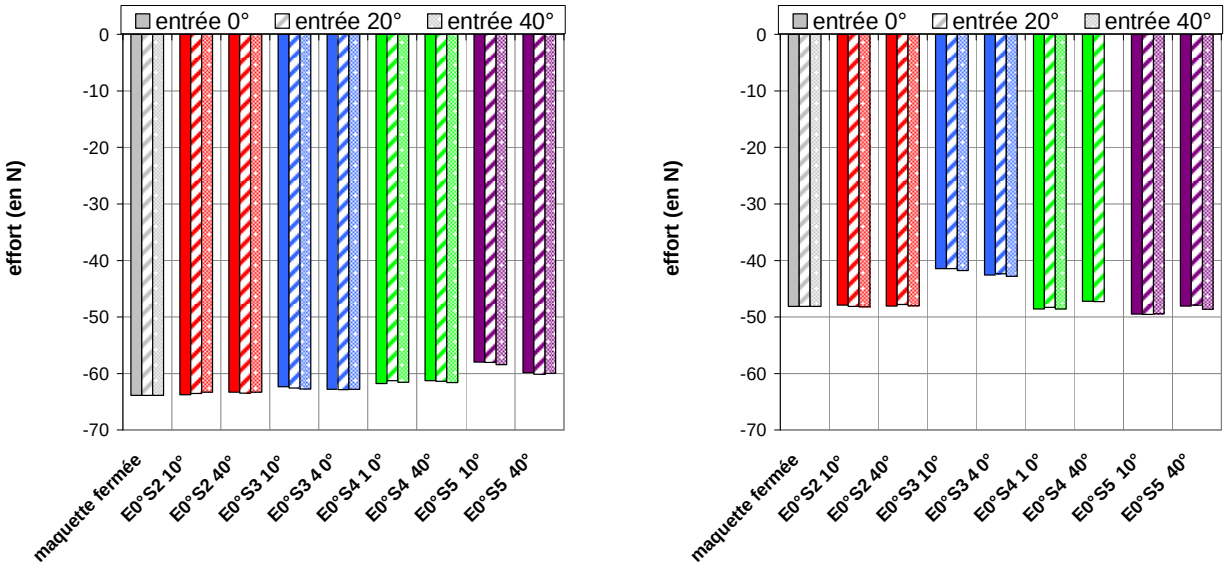
Dans leur étude, Onorato et al. ([ONO-84]) soulignent que la contribution des termes intégraux dans la traînée aérodynamique totale varie avec la distance qui sépare le véhicule et le plan transversal de mesure. Les auteurs constatent, à partir de mesures dans les plans transversaux situés respectivement à $0{,}7\times H_{véhicule}$ et $1{,}1\times H_{véhicule}$ en aval du véhicule, que les structures tourbillonnaires se diffusent et se dissipent lorsqu'elles se déplacent vers l'aval.

Afin de vérifier ces résultats pour la maquette munie d'un compartiment moteur, les termes (b) et (c) sont déterminés par intégration des composantes de la vitesse sur les surfaces de sillage placées aux distances 0,5×H et H en aval du culot. Les résultats associés à l'évaluation du terme (b) de la relation (III-15) sont présentés sur la Figure III-44, et les résultats associés à l'évaluation du terme (c) sont reportés sur la Figure III-45.



(a) plan transversal placé à 0,5×H en aval du culot *(b) plan transversal placé à H en aval du culot*

Figure III-44 : Evaluation du terme (b) de la relation (III-15) pour la maquette simplifiée.



(a) plan transversal placé à 0,5×H en aval du culot *(b) plan transversal placé à H en aval du culot*

Figure III-45 : Evaluation du terme (c) de la relation (III-15) pour la maquette simplifiée.

4.3.3.1. Analyse du terme (b) de la relation (III-15)

A une distance 0,5×H en aval du culot, les efforts engendrés par la rotation du fluide dans le plan transversal de mesure (terme (b) de la relation (III-15), voir la Figure III-44 (a)) sont faibles et compris entre 0,3 N et 1,3 N. Dans le cas de la sortie 3, les lignes de courant issues de la structure tourbillonnaire haute du sillage longitudinal (voir Figure III-33) sont orientées vers le bas du culot de la maquette. Par conséquent, la composante V_z de la vitesse, relevée à une distance 0,5×H en aval de la géométrie, est plus élevée pour la sortie 3 que pour les autres sorties. Puisque le terme (b) de la relation (III-15) fait intervenir la valeur de la composante V_z de la vitesse, cela explique que l'utilisation de la sortie 3 engendre les valeurs les plus élevées du terme (b).

Ce phénomène est également observé à une distance H en aval du culot et explique de nouveau que l'utilisation de la sortie 3 engendre les valeurs les plus élevées du terme (b). A l'inverse, les lignes de courant interceptées par le plan transversal x = H sont moins inclinées par rapport à l'axe horizontal $\vec{x}$ lorsque les

sorties 4 et 5 sont utilisées, en comparaison à l'utilisation de la sortie 2 (voir section 4.2.). La composante V_z de la vitesse est alors plus faible pour les sorties 4 et 5 et explique que ces sorties engendrent les valeurs les plus faibles du terme (b).

De 0,5×H à H en aval du culot, les efforts associés à la rotation du fluide dans le plan transversal de mesure augmentent. Cela signifie que les structures tourbillonnaires se développent et sont plus énergétiques à une distance 0,5×H en aval du culot qu'à une distance H.

4.3.3.2. Analyse du terme (c) de la relation (III-15)

A une distance 0,5×H en aval du culot, les efforts engendrés par la composante longitudinal V_x de la vitesse (terme (c)) diminuent avec l'utilisation des sorties 2, 3, 4 puis 5. Ils sont en particulier les plus faibles pour une inclinaison de 10° dans la section de sortie 5. Dans cette configuration, le jet qui se forme en sortie de la maquette, et qui a été mis en évidence sur la Figure III-37, engendre une augmentation locale de la composante V_x de la vitesse. Le plan transversal x = 0,5×H intercepte le jet, ce qui explique que les valeurs les plus faibles du terme (c) soient obtenues avec la sortie 5 dont les ailettes sont inclinées de 10°.

A une distance H en aval du culot, l'utilisation de la sortie 3 entraîne les valeurs les plus faibles du terme (c). Les mesures de vitesse dans le plan longitudinal y = 0 (voir Figure III-33) montrent que l'utilisation de cette sortie engendre un décalage des cœurs tourbillonnaires et du point selle P vers le culot de la maquette, ce qui témoigne d'un sillage plus court. Par conséquent, à une distance H en aval du culot, la composante V_x de la vitesse est plus proche de la vitesse V_0 de l'écoulement incident pour la sortie 3 que pour les autres sorties. Cela explique que les valeurs les plus faibles du terme (c) soient obtenues avec la sortie 3.

De 0,5×H à H en aval du culot, les efforts associés à la perte de vitesse longitudinale (terme (c)) augmentent. En effet, plus le plan transversal de mesure est éloigné du culot, moins la présence de la maquette perturbe l'écoulement extérieur. Par conséquent, la composante longitudinal V_x de la vitesse augmente, tend vers V_0, et le terme (c) tend vers 0.

Les résultats présentés ici suggèrent que pour un plan transversal situé plus loin en aval du culot qu'une distance H, les efforts engendrés par la perte de vitesse longitudinale tendent vers 0 et les efforts associés à la rotation du fluide dans le plan de mesure, principalement générés par les structures tourbillonnaires de sillage, diminuent en raison de la diffusion et de la dissipation des structures. Par conséquent, les pertes de pression totale entre l'amont et l'aval de la maquette, représentées par le terme (a) de la relation (III-15), constitueraient la principale source de traînée aérodynamique. Les résultats des simulations numériques (voir Chapitre IV.5 - Résultats numériques pour la maquette ouverte) confirmeront la validité de ce raisonnement.

4.4. Conclusion

Les mesures de vitesses par PIV permettent d'observer, dans le sillage de la maquette munie d'un compartiment moteur, deux structures tourbillonnaires contrarotatives qui résultent de la coupe médiane d'une structure torique de sillage dans le plan y = 0.

La position de la sortie du compartiment moteur régit la position des cœurs tourbillonnaires dans le plan y = 0. Les résultats suggèrent que, en moyenne, les sorties placées au culot engendrent un report des cœurs tourbillonnaires vers l'aval par introduction de quantité de mouvement. Pour les sorties placées au niveau du soubassement, l'interaction entre l'écoulement qui sort de la maquette et l'écoulement de soubassement ralentit ce dernier. Si la sortie d'air est très proche du culot, la faible vitesse associée à l'écoulement de soubassement ne permet pas de redresser le sillage et il s'incline alors vers le plateau de la soufflerie. Ce type de configuration (sillage plongeant) est à éviter car il rapproche les cœurs tourbillonnaires du culot, ce qui engendre des faibles pressions au culot.

La position des cœurs tourbillonnaires par rapport au culot est déterminante pour la traînée aérodynamique de la maquette. En moyenne, plus les cœurs tourbillonnaires sont éloignés du culot, plus la traînée aérodynamique est faible. A l'inverse, plus les cœurs tourbillonnaires sont proches du culot, plus la traînée aérodynamique est importante.

L'analyse du sillage dans un plan transversal situé à une distance H en aval du culot ne permet pas de relier de manière directe les dimensions transversales du sillage et la traînée aérodynamique de la maquette. A cette distance en aval du culot, le plan de mesure intercepte les structures tourbillonnaires. La relation d'Onorato, qui relie la traînée et les distributions des vitesses et de la pression totale sur la surface du sillage, et qui néglige les contraintes visqueuses et turbulentes, n'est alors pas vérifiée. Les résultats suggèrent de placer le plan transversal de mesure plus loin en aval du culot pour vérifier la relation d'Onorato. Cette assomption est vérifiée dans la partie numérique du travail de thèse (PARTIE IV).

Les contours transversaux du sillage s'expliquent à partir des champs de vitesse mesurés dans le plan y = 0. Il est également possible, à partir de la mesure des trois composantes de la vitesse dans des plans transversaux situés à 0,5×H et H en aval du culot, d'évaluer les efforts engendrés par la rotation du fluide dans le plan de mesure et par la perte de vitesse longitudinale. Les résultats suggèrent que la traînée de la maquette simplifiée est principalement due aux pertes de pression totale entre l'amont et l'aval de la géométrie.

Dans la suite, les mesures de vitesse au niveau des sections de sortie, qui ont été présentées au début de ce chapitre, sont utilisées pour estimer le débit à travers le compartiment moteur de la maquette simplifiée.

Chapitre III.5 - Estimation du débit à travers le compartiment moteur

Pour les essais expérimentaux sur la maquette simplifiée équipée d'un compartiment moteur, l'installation de moyens de mesure du débit dans le circuit d'air de la maquette est considérée comme trop intrusive. Ce chapitre propose alors une méthode d'estimation du débit à partir des mesures de vitesse réalisées au niveau de sections de sortie, et présentées dans le chapitre précédent. La mise en œuvre de cette méthode repose sur l'hypothèse de bi-dimensionnalité de l'écoulement interne à la maquette.

5.1. Profil de vitesse de l'écoulement en sortie de la maquette

Le profil de vitesse de l'écoulement qui sort de la maquette est issu d'une ligne de mesure, notée L_{mesure}, dont la position et la distance par rapport à la paroi de la maquette sont indiquées pour chacune des sorties sur la Figure III-46. Les différences de position de la ligne de mesure pour les quatre sorties s'expliquent par la recherche de la meilleure information au plus proche de la paroi, qui diffère selon la sortie utilisée et les champs de mesure associés.

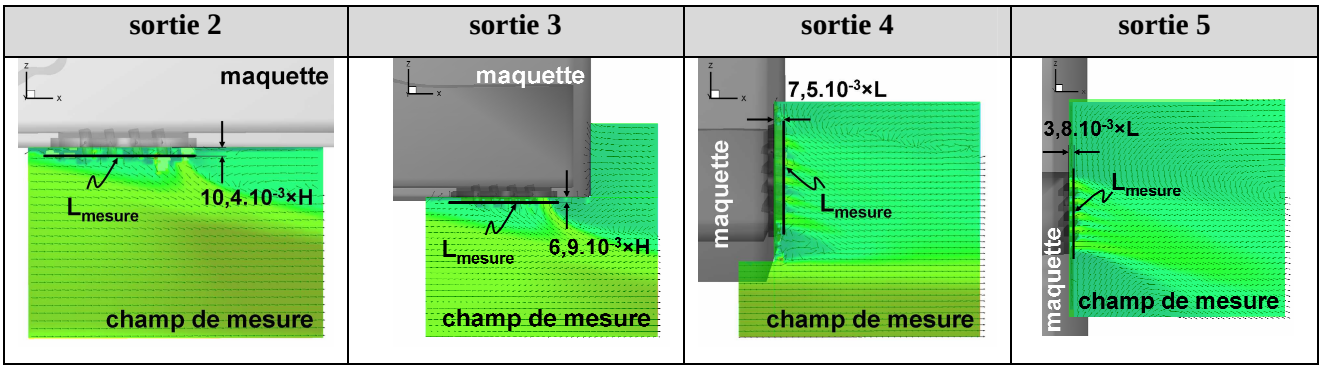


Figure III-46 : Position de la ligne de mesure L_{mesure} utilisée pour tracer le profil de vitesse de l'écoulement en sortie de la maquette.

Les profils de vitesse, adimensionnés par la vitesse V_0 de l'écoulement incident, sont tracés sur les Figure III-47 et Figure III-48 pour les inclinaisons suivantes :

- 0°, 20° et 40° dans la section d'entrée du compartiment moteur.

- 10° et 40° dans la section de sortie du compartiment moteur.

Pour les sorties placées au niveau du soubassement de la maquette (sorties 2 et 3), le vecteur normal à la ligne de mesure L_{mesure} est le vecteur unitaire $-\vec{z}$. Par conséquent, les profils de la composante $-V_z$ de la vitesse sont représentés pour les sorties 2 et 3 sur la Figure III-47.

Pour les sorties placées au culot de la maquette (sorties 4 et 5), le vecteur normal à la ligne de mesure L_{mesure} est le vecteur unitaire $\vec{x}$. Par conséquent, les profils de la composante V_x de la vitesse sont représentés pour les sorties 4 et 5 sur la Figure III-48.

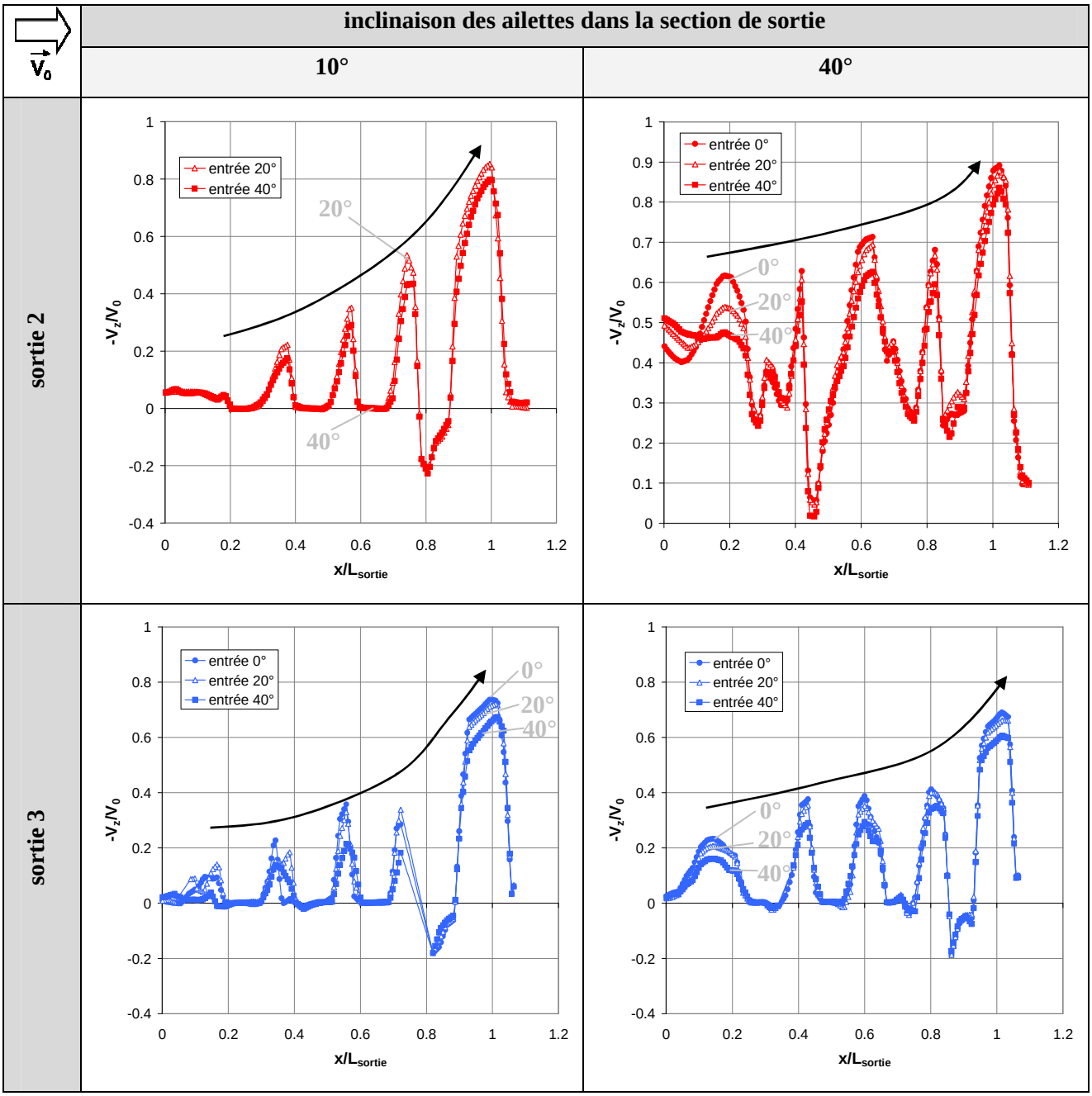


Figure III-47 : Profils de la composante $-V_z$ de la vitesse issus de la ligne de mesure L_{mesure} pour les sorties 2 et 3 placées au niveau du soubassement de la maquette.

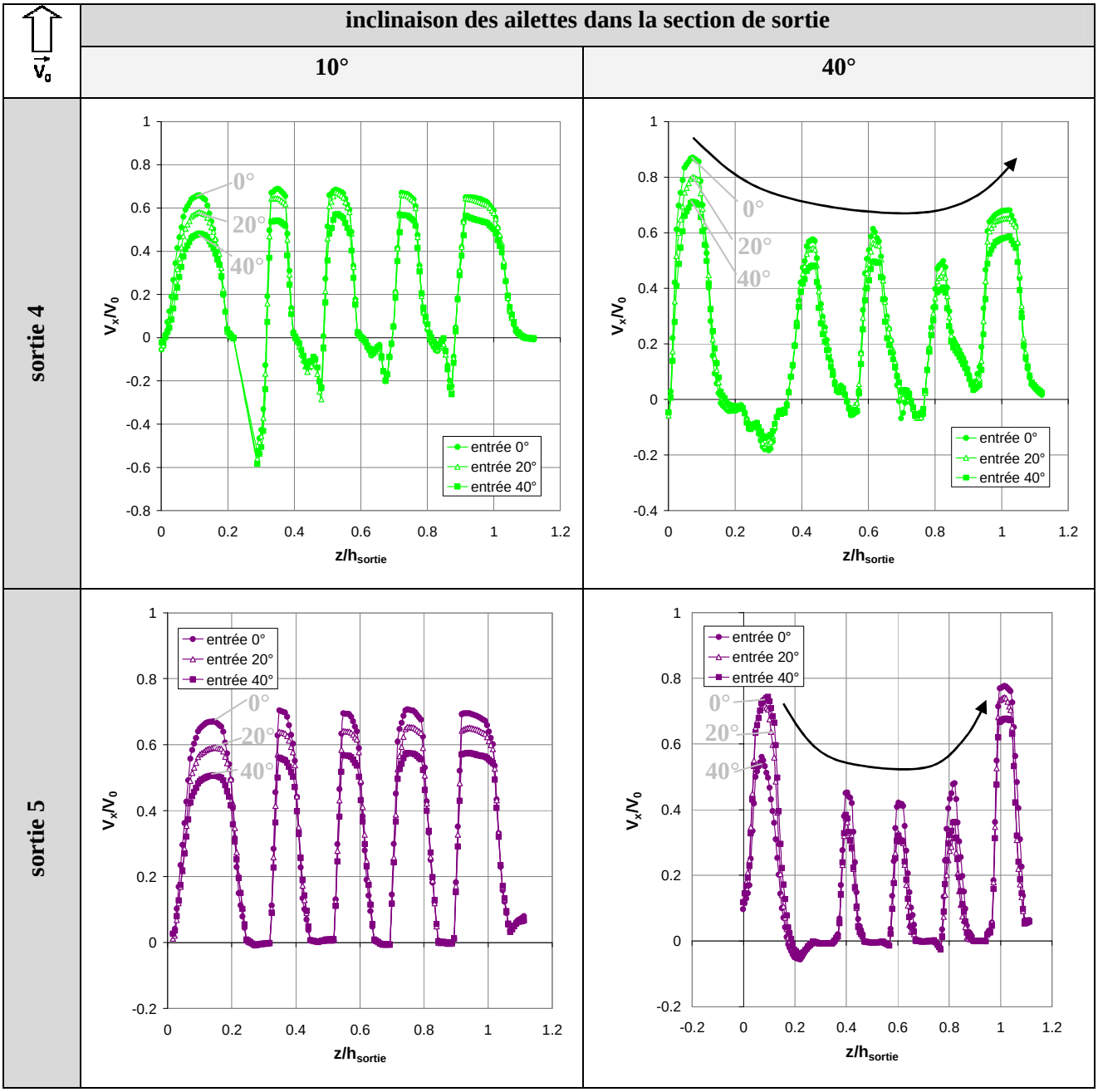


Figure III-48 : Profils de la composante V_x de la vitesse issus de la ligne de mesure L_{mesure} pour les sorties 4 et 5 placées au culot de la maquette.

L'évolution « crénelée » des profils de vitesse de l'écoulement qui sort de la maquette s'explique par la présence des ailettes dans la section de sortie du compartiment moteur. Les grilles de sortie sont en effet composées de quatre ailettes et le fluide peut s'écouler de part et d'autre de chacune des ailettes. Pour cette raison, cinq maximums de vitesse apparaissent sur les profils de vitesse tracés dans les Figure III-47 et Figure III-48. Par ailleurs, l'augmentation de l'inclinaison des ailettes dans la section d'entrée, qui réduit la section de passage du fluide, se traduit par une diminution des maximums de vitesse. L'effet de cette diminution sur le débit à travers le compartiment moteur est commenté dans le paragraphe suivant.

Pour les sorties 4 et 5, placées au culot de la maquette, l'écoulement de refroidissement sort du compartiment moteur dans une zone de très faible vitesse (voir les champs de vitesse sur les Figure III-27 et Figure III-29). Par conséquent, l'écoulement qui sort de la maquette n'est pas perturbé par l'écoulement extérieur et les profils de vitesse associés aux sorties 4 et 5 évoluent de manière assez régulière (Figure III-48). Lorsque les ailettes sont inclinées de 10° dans la section de sortie, la distance inter-ailettes est comparable à la distance entre le cadre de la grille et les ailettes supérieure et inférieure. Par conséquent, les maximums de vitesse sont

quasiment identiques. Lorsque les ailettes sont inclinées de 40° dans la section de sortie, en revanche, la section de passage du fluide est réduite entre les quatre ailettes. Par conséquent, les trois pics de vitesse centraux sont plus faibles que les premier et dernier pics qui correspondent au passage de l'air entre le cadre de la grille et les ailettes inférieure et supérieure.

Pour les sorties 2 et 3, placées au niveau du soubassement de la maquette, l'interaction entre l'écoulement qui sort du compartiment moteur et l'écoulement de soubassement engendre des profils de vitesse moins réguliers (Figure III-47). En début de grille (x/L_{sortie} proche de 0), l'interaction entre l'écoulement qui sort de la maquette et l'écoulement de soubassement est très forte. L'écoulement de soubassement est alors perturbé en vitesse et en direction : l'écoulement de soubassement ralentit et s'incline vers le plancher. Le blocage créé par l'écoulement de soubassement est alors plus faible en fin de grille (x/L_{sortie} proche de 1), ce qui facilite la sortie du fluide. Par conséquent, les maximums de vitesse sont de plus en plus élevés dans la direction de l'écoulement incident.

La description de la maquette dans le Chapitre III.2 - section 2.1.1. a permis de souligner la faible largeur du circuit d'air, constante entre la section d'entrée et la section de sortie du compartiment moteur. L'écoulement interne à la maquette est alors considéré bidimensionnel et permet d'estimer le débit à travers le compartiment moteur.

5.2. Estimation du débit à travers le compartiment moteur

L'estimation du débit à travers le compartiment moteur à partir des mesures de vitesse expérimentales repose sur l'hypothèse de bi-dimensionnalité de l'écoulement interne à la maquette. Dans ce cas, les profils de vitesse tracés sur les Figure III-47 et Figure III-48 sont supposés identiques sur toute la largeur de la section de sortie. Deux étapes sont alors nécessaires pour estimer le débit : dans un premier temps l'intégration de la vitesse sur la ligne de mesure, et dans un deuxième temps le produit du résultat obtenu par la largeur du circuit d'air.

L'intégration de la vitesse sur la ligne de mesure L_{mesure} précédemment définie donne accès à une quantité U, homogène à des $m^2.s^{-1}$, et représentant un débit volumique par unité de longueur :

$$U = \int_{L_{mesure}} \vec{V} \cdot \vec{n} \, dl \qquad \text{(III-17)}$$

avec $\vec{n}$ est la normale à la ligne de mesure.

Pour les sorties placées au niveau du soubassement, la normale $\vec{n}$ à la ligne de mesure est le vecteur unitaire $-\vec{z}$. La composante $-V_z$ de la vitesse est alors intégrée sur la ligne de mesure. Pour les sorties placées au culot, $\vec{n} = \vec{x}$ et la composante V_x de la vitesse est intégrée sur la ligne de mesure.

Le produit de la quantité U par la largeur $l_{circuit\ d'air}$ du circuit d'air fournit alors une estimation du débit q à travers le compartiment moteur :

$$q = U \times l_{circuit\ d'air} \qquad \text{(III-18)}$$

Les valeurs de débit, estimées à partir des relations (III-17) et (III-18), sont présentées dans la Figure III-49 pour les sorties 2, 3, 4 et 5.

L'analyse des résultats présentés sur la Figure III-49 montre que **l'augmentation de l'inclinaison des ailettes dans la section d'entrée du compartiment moteur se traduit par une diminution du débit interne à la géométrie**. En effet, plus les ailettes sont inclinées dans la section d'entrée, plus la section de passage du fluide est réduite. Les maximums de vitesse sont alors plus faibles (Figure III-47 et Figure III-48) et le débit à travers le compartiment moteur diminue.

Lorsque la sortie 2 est utilisée, l'augmentation de l'inclinaison des ailettes dans la section de sortie se traduit par une augmentation du débit à travers le compartiment moteur, comprise entre 20% et 30% selon l'inclinaison des ailettes dans la section d'entrée. L'analyse des profils de vitesse associés à cette sortie (Figure III-47) montre en effet qu'une inclinaison de 40° en sortie entraîne une augmentation des maximums

de vitesse, en particulier des trois premiers pics. Pour une inclinaison de 40° en sortie, l'écoulement qui sort de la maquette reste plus proche de la paroi et sa direction est alors plus proche de celle de l'écoulement de soubassement qu'avec une inclinaison de 10°. L'effet de blocage entre les deux écoulements est alors plus faible, les pertes de charge associées à la rencontre des écoulements diminuent et le débit interne est ainsi favorisé.

Ces observations s'appliquent également à la sortie 3, placée au niveau du soubassement juste en amont du culot. Les maximums de vitesse augmentent avec l'inclinaison des ailettes dans la section de sortie et justifient l'augmentation du débit à travers le compartiment moteur. Cette augmentation est comprise entre +50 et +70%.

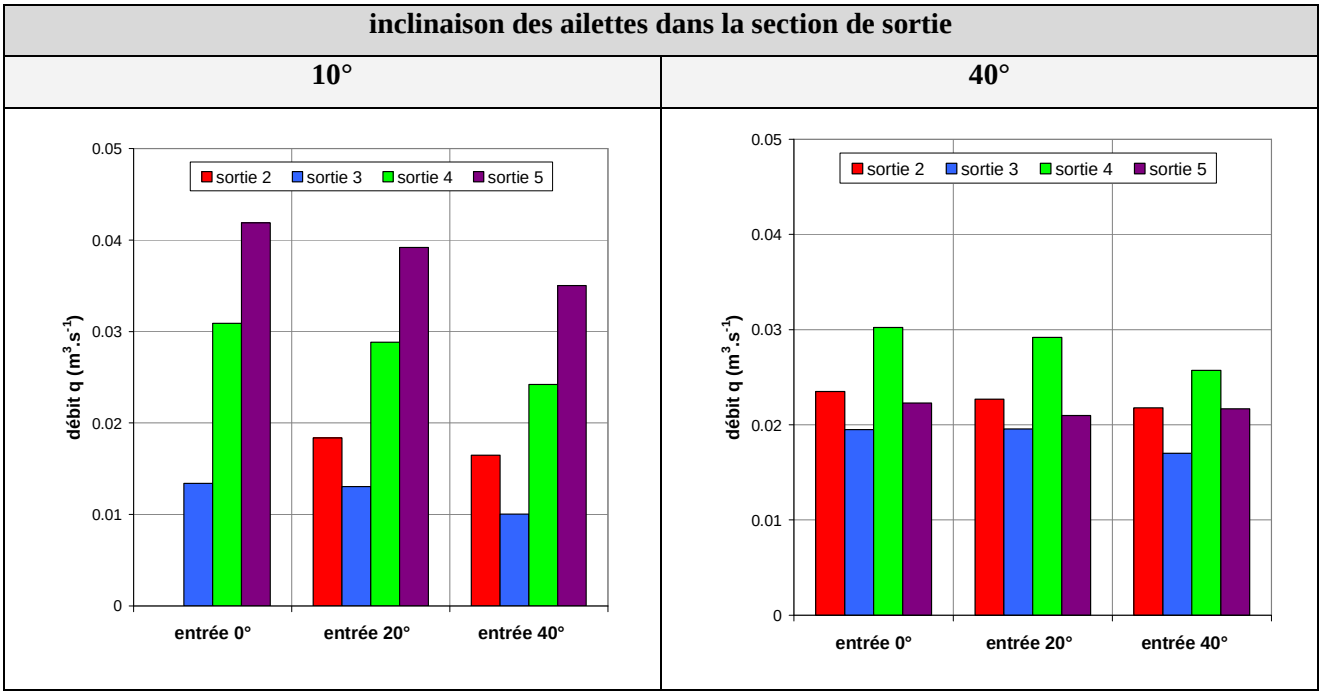


Figure III-49 : Estimation du débit à travers le compartiment moteur par intégration de la vitesse mesurée expérimentalement au niveau des sections de sortie.

Lorsque la sortie 4, placée au bas du culot, est utilisée, le débit à travers le compartiment moteur varie peu entre une inclinaison de 10° et de 40° dans la section de sortie. En effet, lorsque les ailettes sont inclinées de 40°, les maximums de vitesse des trois pics centraux diminuent mais le premier pic est plus élevé (voir Figure III-48). Par ailleurs, une importante chute de vitesse apparaît entre les deux premiers pics de vitesse lorsque les ailettes sont inclinées de 10°. La combinaison de ces évolutions se traduit par une faible variation du débit associé à la sortie 4, comprise entre -2% et +6%.

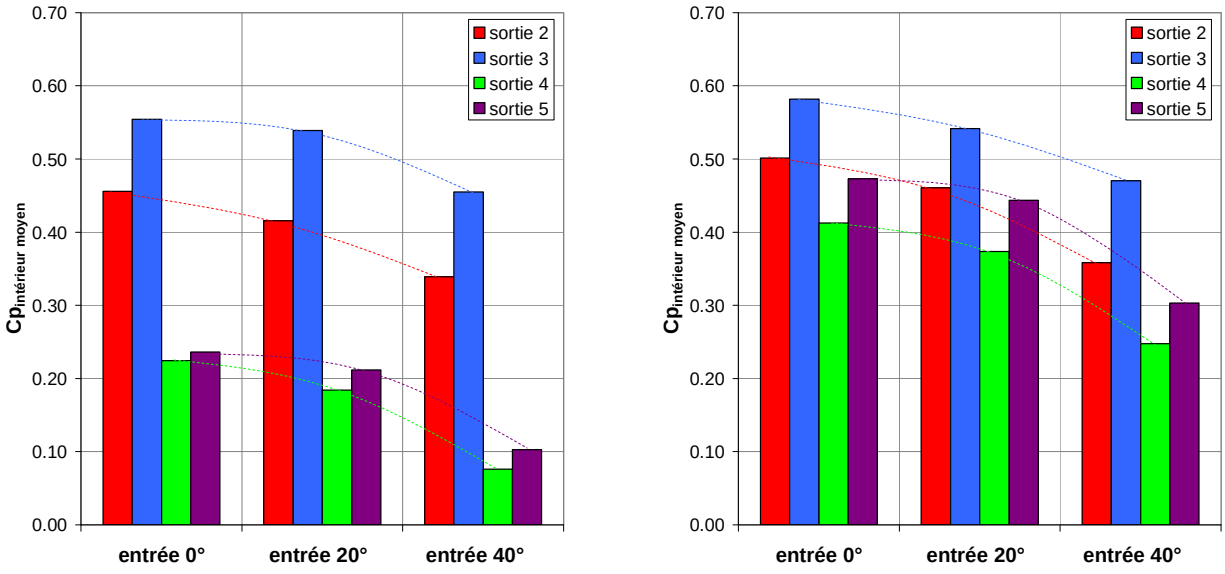
Lorsque la sortie 5 est utilisée, une inclinaison de 40° des ailettes dans la section de sortie engendre une importante diminution des maximums de vitesse pour les trois pics centraux (Figure III-48) qui se traduit par une réduction du débit interne à la maquette. Cette diminution est comprise entre -38% et -47% selon l'inclinaison des ailettes dans la section d'entrée. En raison de cette importante diminution du débit à travers le compartiment moteur, l'utilisation de la sortie 5 n'engendre pas les débits les plus importants lorsque les ailettes de la section de sortie sont inclinées de 40°. C'est en revanche le cas lorsque les ailettes sont inclinées de 10° dans la section de sortie.

La comparaison des débits estimés pour les sorties 2, 3, 4 et 5 montre qu'il existe une grande disparité entre les sorties placées au culot et les sorties placées au niveau du soubassement lorsque les ailettes sont inclinées de 10° dans la section de sortie. Les débits peuvent être doublés entre l'utilisation d'une sortie placée au niveau du soubassement et une sortie placée au culot. Pour une inclinaison de 40° dans la section de sortie, les débits associés aux sorties du soubassement augmentent et les débits associés aux sorties du culot diminuent, engendrant une certaine uniformité entre les différentes sorties.

Dix prises de pression statiques sont placées dans le circuit d'air du compartiment moteur (voir la Figure III-8) et permettent de calculer le niveau moyen de pression statique à l'intérieur de la géométrie (Figure III-50). Bien qu'elles ne donnent pas accès au débit interne à la maquette, ces mesures fournissent des indications qui peuvent être reliées à la vitesse moyenne dans le compartiment moteur et à la perte de pression totale qu'il engendre. En effet, une diminution de la pression statique peut s'expliquer par une diminution de la pression totale ou une augmentation de la vitesse de l'écoulement.

Les valeurs du coefficient de pression statique intérieur moyen (Figure III-50), noté $Cp_{\text{intérieur moyen}}$, montrent les mêmes caractéristiques que les valeurs de débit (Figure III-49) : lorsque les ailettes sont inclinées de 10° dans la section de sortie, il existe une grande disparité entre les sorties du soubassement et les sorties du culot ; en revanche, lorsqu'elles sont inclinées de 40°, les valeurs de pression statique sont moins dispersées entre les sorties. Cela signifie que les niveaux de pression statique évoluent différemment selon la position de la sortie lorsque l'inclinaison des ailettes en sortie augmente. Pour les sorties placées au culot, le niveau moyen de pression statique interne augmente, et pour les sorties placées dans le soubassement, il diminue. Ces variations sont en accord avec celles du débit, et dans ce cas, c'est la variation de la vitesse moyenne dans le compartiment moteur qui explique la variation de pression statique : plus la vitesse est importante, plus la pression statique est faible.

En revanche, l'augmentation de l'inclinaison des ailettes dans la section d'entrée se traduit à la fois par une diminution du coefficient de pression statique intérieur moyen et par une diminution du débit à travers le compartiment moteur. Dans ce cas, la diminution des pressions statiques est alors associée à la diminution des pressions totales. Plus l'inclinaison des ailettes est importante dans la section d'entrée, plus la section de passage du fluide est faible, et plus la géométrie s'approche de la configuration fermée de la maquette. La perte de charge engendrée par la maquette est alors plus importante lorsqu'elle est ouverte à l'écoulement extérieur que lorsqu'elle est fermée, et cela rejoint les mesures de traînée du Chapitre III.3 - Traînée aérodynamique et pression statique au culot.



(a) inclinaison des ailettes en sortie de 10° *(b) inclinaison des ailettes en sortie de 40°*

Figure III-50 : Coefficient de pression statique moyen dans le circuit d'air du compartiment moteur.

5.3. Conclusion

Le caractère intrusif des moyens d'essai (tube de Pitot, fil chaud) associé aux faibles sections internes de la maquette ne permettent pas de mesurer expérimentalement de manière directe le débit à travers le compartiment moteur dans le circuit d'air de la maquette. Les mesures de vitesse par PIV au niveau des sections de sortie permettent tout de même d'estimer le débit en sortie du compartiment moteur. La validité

de cette méthode sera confirmée à partir des résultats de simulations numériques dans le Chapitre IV.5 - Résultats numériques pour la maquette ouverte.

L'estimation des débits internes à la maquette montre que l'inclinaison des ailettes dans la section de sortie influence de manière importante la quantité d'air à travers le compartiment moteur. Pour une sortie placée au niveau du soubassement, il est important de diriger l'écoulement qui sort de la maquette dans la direction de l'écoulement de soubassement pour réduire les interactions et favoriser le passage de l'air dans la maquette. Pour une sortie placée au culot, diriger l'écoulement dans la même direction que l'écoulement incident réduit là-encore les possibilités d'interaction et facilite le passage de l'air dans le compartiment moteur.

Les mesures de traînée présentées dans le Chapitre III.3 mettent également en évidence l'importance de l'inclinaison des ailettes dans la section de sortie du compartiment moteur. Il est alors envisageable de mettre en place des systèmes de contrôle actif capable de piloter l'inclinaison des ailettes en sortie pour à la fois réduire la contribution de la traînée de refroidissement à la traînée totale et accroître le débit à travers le compartiment moteur.

L'inclinaison des ailettes dans la section d'entrée conditionne ensuite l'amplitude du débit. Plus les ailettes sont inclinées dans la section d'entrée, plus la section de passage du fluide est faible, et plus le débit à travers le compartiment moteur diminue. Cette diminution de débit peut atteindre -25% entre une inclinaison de 0° et une inclinaison de 40° dans la section d'entrée. Là encore, il est possible d'envisager des solutions de contrôle actif pour piloter l'inclinaison des ailettes dans la section d'entrée de manière à optimiser le débit à travers le compartiment moteur.

Chapitre III.6 - Conclusion sur l'approche expérimentale

L'approche expérimentale développée dans cette partie a permis de présenter de nombreux résultats de mesure, notamment des mesures de traînée, de pression statique au culot et dans le circuit d'air du compartiment moteur et des mesures de vitesse dans le sillage et au niveau des sections de sortie de la maquette simplifiée.

Les mesures expérimentales sont en accord et complètent les résultats de la littérature. L'écoulement de refroidissement dégrade généralement la traînée de la géométrie, c'est-à-dire que l'ouverture des sections d'entrée et de sortie du compartiment moteur engendre une augmentation de traînée par rapport à la maquette fermée. La traînée de refroidissement, due au passage de l'air à travers la maquette, est plus élevée lorsque la sortie du circuit d'air est placée au niveau du soubassement que lorsqu'elle est placée au niveau du culot. Ainsi, l'utilisation des sorties 4 et 5, placées au culot, est plus favorable en termes de traînée que l'utilisation des sorties 1, 2 et 3 placées au niveau du soubassement. Il existe d'ailleurs une configuration de la sortie 5 pour laquelle l'écoulement de refroidissement améliore la traînée, c'est-à-dire que l'ouverture des sections d'entrée et de sortie engendre une traînée plus faible que la maquette fermée. Pour les sorties 1 et 2, qui sont les plus représentatives d'un véhicule par leur position dans le soubassement, les ordres de grandeur de la contribution du compartiment moteur dans la traînée totale sont retrouvés puisqu'elle s'élève en moyenne à 10%. Il est néanmoins possible, avec des sorties placées au culot, de réduire cette contribution de manière importante jusqu'à une valeur de 2%.

Les mesures de pression statique au culot et les mesures de vitesse dans le sillage de la maquette simplifiée sont ensuite utilisées pour expliquer ces variations de traînée. Les mesures de pression montrent que la traînée est d'autant plus importante que la pression statique moyenne au culot est faible. Par conséquent, une solution pour réduire la traînée aérodynamique des véhicules à culot droit est de mettre en place des configurations qui permettent de remonter les pressions statiques au culot. Les mesures de vitesse dans le sillage longitudinal de la maquette mettent en évidence un résultat important : plus les cœurs des structures tourbillonnaires longitudinales sont éloignées du culot, plus la traînée est faible. Ceci est cohérent avec les mesures de pression statique au culot. En effet, plus les cœurs tourbillonnaires sont éloignés du culot, plus la vitesse au voisinage du culot est faible, et plus les niveaux de pression statique au culot sont élevés. L'utilisation de sorties placées au culot, qui repoussent les cœurs tourbillonnaires vers l'aval par introduction de quantité de mouvement dans la zone morte de sillage, constitue donc une solution pour remonter les pressions au culot, et par conséquent diminuer la traînée de refroidissement de la maquette.

Les mesures de vitesse dans le sillage transversal ne permettent pas, en revanche, de relier le développement transversal du sillage et la traînée aérodynamique de la maquette lorsque les mesures sont effectuées à une hauteur de culot en aval de la maquette (voir [ONO-84]). Deux explications justifient ce résultat. Tout d'abord, les hypothèses utilisées par les auteurs pour établir l'égalité entre la traînée et la distribution de vitesses et de pressions totales ne sont pas vérifiées à une hauteur de culot en aval de la maquette. Ensuite, la modification de la position de la sortie entraîne un changement de répartition des vitesses dans le plan transversal de mesure. Par conséquent, les quantités intégrées sur la surface transversale du sillage varient et il n'est pas possible de justifier les variations de traînée uniquement à partir des dimensions transversales du sillage. Ces mesures de vitesse permettent néanmoins d'identifier les principales sources de traînée pour la maquette simplifiée munie d'un compartiment moteur. Il s'agit principalement de la perte de pression totale entre l'amont et l'aval de la maquette, et de la perte de vitesse longitudinale engendrée par sa présence dans l'écoulement. En revanche, la rotation du fluide dans le plan transversal de mesure contribue peu à la traînée de la maquette simplifiée.

Finalement, une méthode d'estimation du débit à travers le compartiment moteur est proposée, basée sur les mesures de vitesse au niveau des sections de sortie. Les résultats montrent que les mesures de traînée ne sont pas effectuées à iso-débit à travers le compartiment moteur. La position des sorties, mais également l'inclinaison des ailettes dans les sections d'entrée et de sortie, joue un rôle important sur la quantité d'air qui traverse la maquette. De manière générale, orienter l'écoulement qui sort du compartiment moteur dans la direction de l'écoulement incident favorise le débit interne, et il est plus intéressant de placer la sortie au culot que dans le soubassement pour limiter les interactions avec l'écoulement de soubassement. La méthode d'estimation du débit à partir des mesures expérimentales de vitesse présente néanmoins des limites, et les résultats obtenus doivent être interprétés avec prudence. D'une part, cette méthode est construite en faisant l'hypothèse que l'écoulement interne à la maquette est bidimensionnel et elle se base sur les mesures de vitesse dans le plan $y = 0$, plan de symétrie de la maquette. La couche limite qui se développe sur les parois du circuit d'air n'est donc pas prise en compte. D'autre part, les mesures de vitesse sont effectuées en aval des sections de sortie, et non pas au sein même des sections de sortie, ce qui peut entraîner des écarts de vitesse.

Pour pallier à ce manque d'information, des simulations numériques sont également effectuées sur la maquette munie d'un compartiment moteur. La détermination du débit à travers le compartiment moteur permet de valider la méthode expérimentale d'estimation du débit (voir Chapitre IV.5, section 5.2.1). Par ailleurs, ces simulations apportent des indications sur la répartition du débit dans le circuit d'air, en particulier à travers le milieu poreux qui modélise un échangeur de chaleur. L'approche numérique permet également de compléter les résultats expérimentaux, notamment sur le niveau moyen de pression statique au culot lorsque la sortie 5 est utilisée, et sur la position du champ de mesure transversal qui fournit la meilleure estimation de la traînée à partir des distributions de vitesses et de pressions totales.

PARTIE IV - APPROCHE NUMERIQUE

Chapitre IV.1 - Introduction de l'approche numérique

L'approche numérique développée dans cette partie a pour principal objectif de compléter les mesures expérimentales de traînée, de pression et de vitesse. Toutes les simulations numériques sont réalisées en trois dimensions avec le logiciel commercial PowerFLOW® dont les principes sont présentés dans l'Annexe F - Code de calcul. Dans la littérature ([ALA-07], [KUT-08]), l'utilisation de ce code de calcul fournit de bonnes concordances entre les résultats numériques et expérimentaux, à la fois pour l'écoulement de refroidissement et pour l'aérodynamique externe des véhicules (voir Chapitre II.3 - Approches numériques dans la littérature). Dans ce travail, la validation de l'approche numérique s'effectue par comparaison des valeurs numérique et expérimentale de la traînée.

Un premier chapitre détaille la mise en place des simulations numériques. Les configurations géométriques de la maquette simplifiée sont précisées, ainsi que les dimensions de la soufflerie numérique. Le domaine fluide, tridimensionnel, est alors discrétisé en éléments volumiques. Les conditions aux limites, qui permettent de reproduire l'écoulement dans la soufflerie et sur les parois solides sont ensuite énumérées. Enfin, le pas de temps, qui définit la durée des simulations numériques, est précisé.

Le compartiment moteur de la maquette simplifiée comporte un milieu poreux qui simule la porosité d'un échangeur aérothermique. Pour cela, le matériau constituant le milieu poreux est percé d'environ 150 trous, uniformément répartis sur la surface exposée à l'écoulement. Cette géométrie, utilisée lors des essais en soufflerie, est remplacée par une géométrie simplifiée à laquelle sont appliqués des coefficients de résistance. Le second chapitre de cette partie présente la modélisation numérique du milieu poreux.

Dans un troisième temps, les résultats de la simulation numérique de l'écoulement autour de la géométrie simplifiée fermée à l'écoulement extérieur sont analysés. Pour cette configuration, deux types de condition aux limites sont imposés au plancher de la soufflerie numérique et permettent de définir celle qui représente au mieux les résultats obtenus en soufflerie. Les différences obtenues entre les deux conditions aux limites sont également expliquées.

Dans un dernier temps, l'étude numérique porte sur la géométrie simplifiée dont les sections d'entrée et de sortie sont ouvertes. Les résultats numériques permettent d'identifier et de quantifier les sources de traînée de la maquette ouverte. Par ailleurs, le débit à travers le compartiment moteur et dans les différents chemins internes empruntés par le fluide sont relevés.

Chapitre IV.2 - Mise en place des simulations numériques

Ce chapitre présente la mise en place des simulations numériques pour la maquette munie d'un compartiment moteur. Les différentes configurations géométriques de la maquette sont tout d'abord présentées, puis les dimensions de la soufflerie numérique et les caractéristiques du maillage volumique sont précisées. Les conditions aux limites imposées à l'air et aux solides tels que la géométrie du compartiment moteur et les parois de la soufflerie sont ensuite détaillées. Enfin, le pas de temps est défini pour les différentes configurations géométriques de la maquette et permet de préciser les temps de calcul moyens des simulations numériques.

2.1. Configurations géométriques de la maquette

Les configurations géométriques étudiées par voie numérique représentent fidèlement la maquette utilisée lors des expérimentations en soufflerie (voir Chapitre III.2 - section 2.1.1.). Les pieds de la maquette, sur lesquels elle repose dans la soufflerie, sont également pris en compte.

Lorsque la maquette simplifiée est fermée à l'écoulement extérieur, toutes les sections d'entrée et de sortie sont fermées et l'écoulement ne peut pas pénétrer à l'intérieur de la géométrie (Figure IV-1).

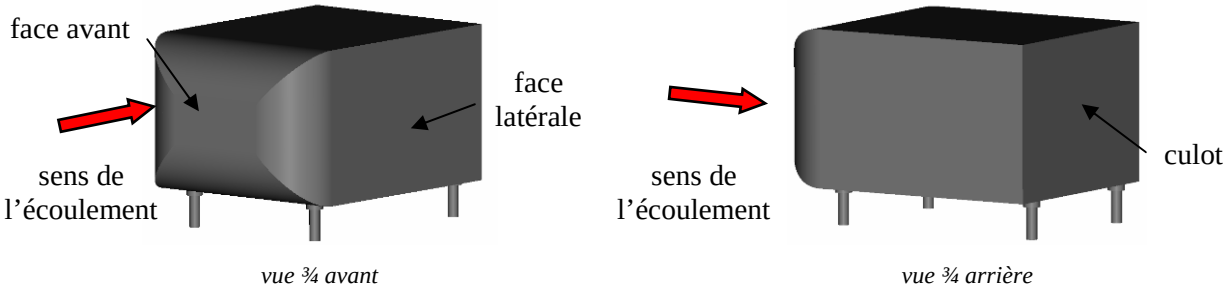


Figure IV-1 : Géométrie de la maquette fermée à l'écoulement extérieur.

Lorsque la maquette simplifiée est ouverte à l'écoulement extérieur, quatre configurations sont étudiées. Elles correspondent aux sorties 2 et 3, placées au niveau du soubassement, et aux sorties 4 et 5, placées au culot (Figure IV-2). Pour les sorties 2, 3 et 4, la géométrie du circuit d'air est identique. Elle diffère en revanche dans le cas de la sortie 5 afin de pouvoir évacuer l'air au milieu du culot.

Le choix de l'inclinaison des ailettes dans les sections d'entrée et de sortie du compartiment moteur repose sur les mesures de traînée effectuées en soufflerie (voir Chapitre III.3 - section 3.1.) :

- L'inclinaison nulle des ailettes dans la section d'entrée de la géométrie est choisie pour être représentative des véhicules réels.
- L'inclinaison de 10°, respectivement de 0°, dans la section de sortie 4, respectivement dans la section de sortie 5, est retenue car elle engendre la traînée expérimentale la plus faible pour cette sortie lorsque l'inclinaison des ailettes en entrée est nulle.
- L'inclinaison de 40° dans les sections de sortie 2 et 3 est utilisée car elle engendre une des plus faibles valeurs de traînée pour ces sorties lorsque l'inclinaison des ailettes en entrée est nulle. De plus, elle correspond à la valeur maximale de traînée obtenue avec les sorties 4 et 5 lorsque l'inclinaison des ailettes en entrée est nulle.

Par ailleurs, la sortie 1 n'est pas étudiée par simulation numérique car elle entraîne les mêmes ordres de grandeur pour la traînée que la sortie 2 d'un point de vue expérimental.

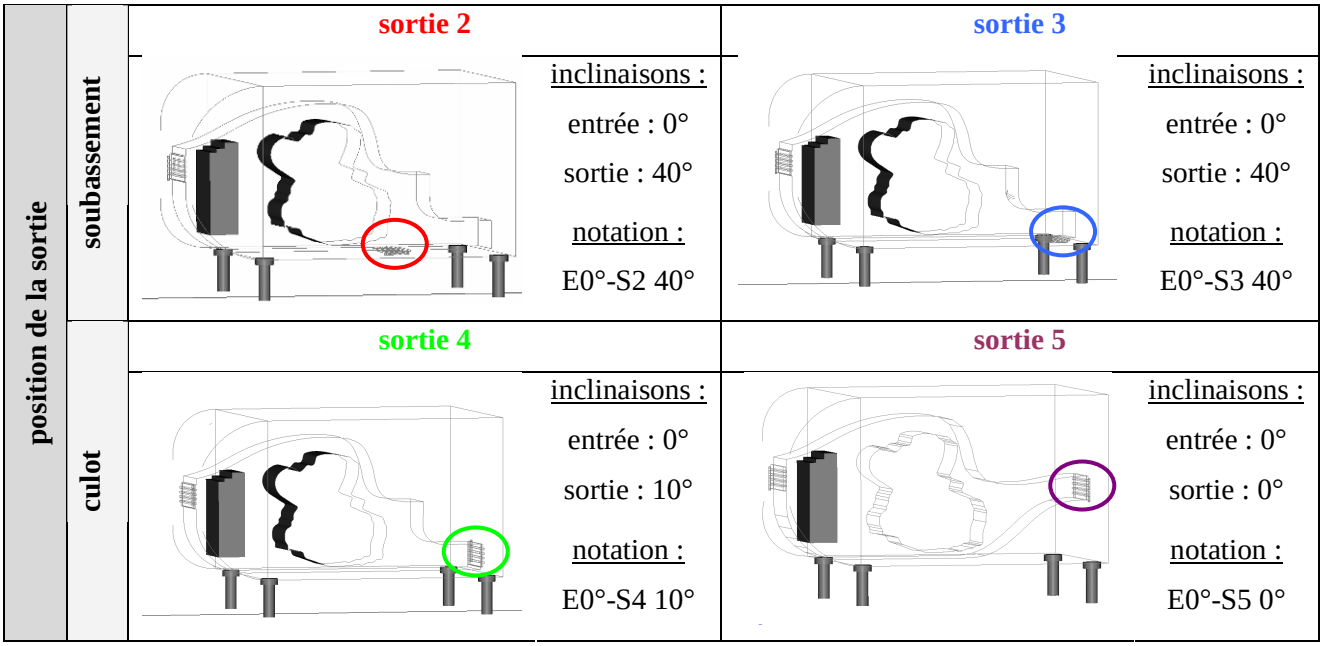


Figure IV-2 : Configurations étudiées lorsque la maquette simplifiée est ouverte à l'écoulement extérieur.

Les géométries présentées sur la Figure IV-2 correspondent à la configuration de 'base' du compartiment moteur pour laquelle l'air peut s'écouler à travers, au-dessus et en-dessous du milieu poreux (Figure IV-3 (a)). Une autre configuration appelée 'étanche' est également étudiée. Dans ce cas, une modification du circuit d'air interne du compartiment moteur empêche l'écoulement de passer au-dessus et en-dessous du milieu poreux (Figure IV-3 (b)). Cette configuration est testée dans les mêmes cas que la configuration de base (Figure IV-2).

(a) configuration de base *(b) configuration étanche*

Figure IV-3 : Circuits d'air du compartiment moteur testés par simulation numérique.

2.2. Soufflerie numérique

La soufflerie numérique est construite sur la base d'un parallélépipède rectangle dont la longueur, la largeur et la hauteur valent respectivement 100×H, 20×H et 18×H, avec H la hauteur du culot de la maquette. Ces dimensions importantes permettent de s'affranchir des effets de bord, de blocage et des éventuelles interactions entre les conditions aux limites imposées et l'écoulement qui se développe à proximité et dans le sillage de la maquette ([CHE-98]).

2.3. Maillage volumique

Les caractéristiques du maillage volumique sont fixées par la configuration ouverte ou fermée de la maquette simplifiée à l'écoulement extérieur :

- Dans le cas où la maquette est fermée à l'écoulement extérieur, huit niveaux de maillage sont utilisés pour faire varier progressivement la taille des mailles entre la géométrie et les parois de la soufflerie. Dans le sous-domaine le plus finement maillé, qui contient l'enveloppe de la géométrie, la taille de maille est de 1.10^{-3} m (Figure IV-4).

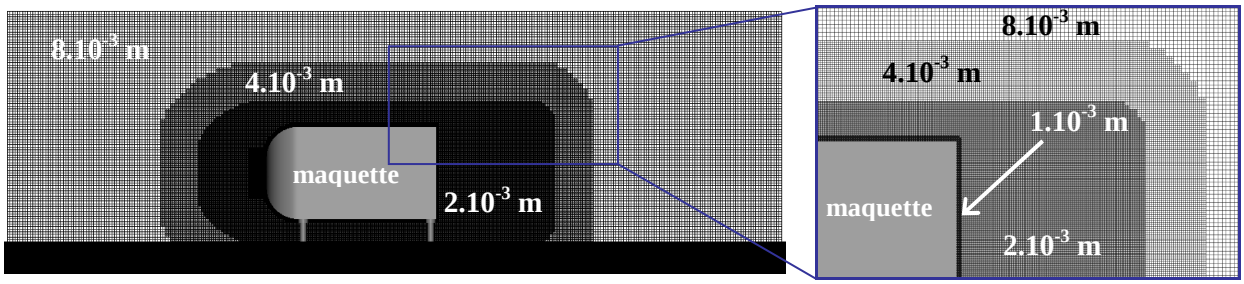


Figure IV-4 : Maillage volumique du domaine de calcul lorsque la maquette est fermée.

- Dans le cas où la maquette est ouverte à l'écoulement extérieur, deux niveaux de maillage sont ajoutés de manière à avoir une taille de maille de $0{,}25.10^{-3}$ m dans le domaine fluide qui entoure les ailettes des sections d'entrée et de sortie du compartiment moteur (Figure IV-5). Avec cette taille, vingt mailles peuvent être placées entre deux ailettes successives, ce qui permet de capturer la dynamique de l'écoulement.

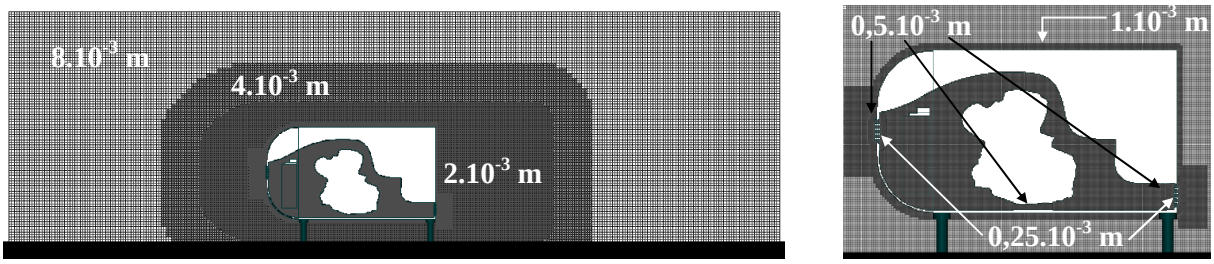


Figure IV-5 : Maillage volumique du domaine de calcul lorsque la maquette est ouverte.

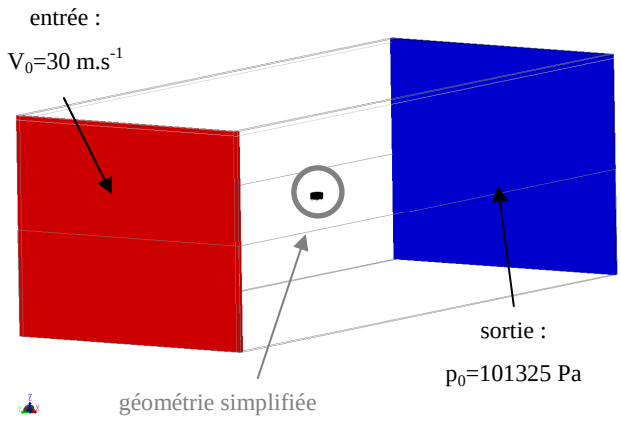
Lorsque la maquette est ouverte à l'écoulement extérieur, la taille de la plus petite maille, de $0{,}25.10^{-3}$ m, correspond à $y^+ = 23$. Cette distance à la paroi y^+ correspond, dans le code de calcul utilisé, à la zone logarithmique de la couche limite turbulente ($10 < y^+ < 100$). Lorsque la maquette est fermée à l'écoulement extérieur, la taille de la plus petite maille, de 1.10^{-3} m, correspond à $y^+ = 90$. Cette distance à la paroi y^+ permet à la fois de se situer dans la zone logarithmique de la couche limite turbulente et de créer un maillage volumique identique à la configuration 'maquette ouverte', de l'enveloppe de la maquette jusqu'aux parois de la soufflerie numérique.

Un plan de symétrie, placé dans le plan médian y = 0, permet de réduire la taille du calcul en diminuant le domaine d'étude de moitié. Au total, environ 8 millions de mailles sont utilisées pour couvrir ce demi-domaine.

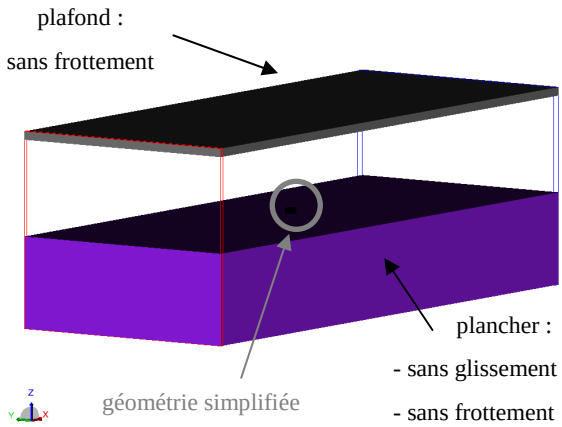
2.4. Conditions aux limites

Les différentes conditions aux limites imposées au fluide et aux solides sont les suivantes (Figure IV-6) :

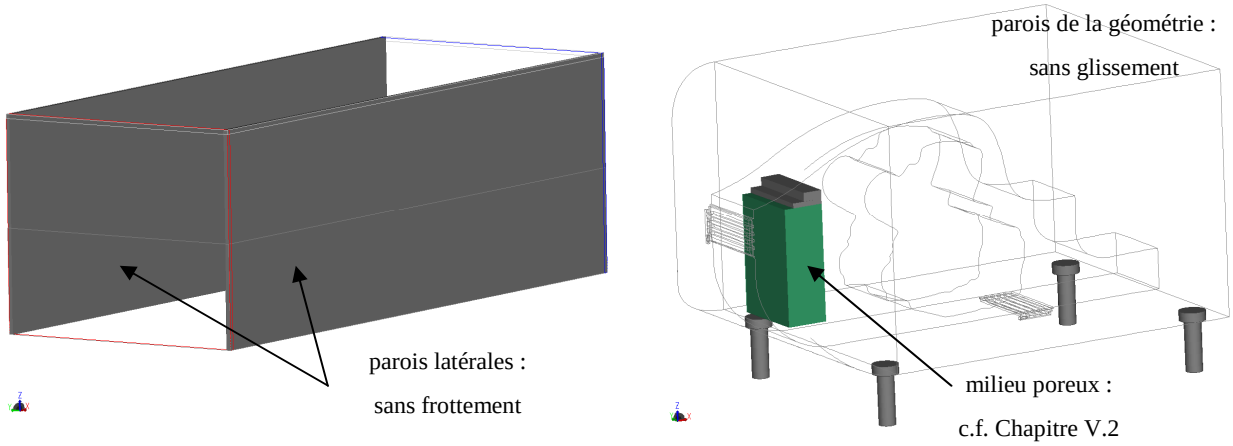
- La condition d'entrée dans le domaine de simulation est une vitesse imposée V_0 de 30 $m.s^{-1}$ dans la direction $\vec{x}$ (en rouge sur la Figure IV-6 (a)).
- La condition de sortie du domaine de simulation fixe la valeur de la pression statique à la pression atmosphérique p_0 = 101 325 Pa, et la direction de l'écoulement est libre (en bleu sur la Figure IV-6 (a)).
- Le plafond et les parois latérales de la soufflerie numérique sont modélisés comme des parois sans frottement (en gris sur la Figure IV-6 (b) & (c)). Ces parois ne présentent pas de couche limite ou de force de frottement.
- Le plancher de la soufflerie est envisagé de deux manières différentes : soit avec un développement de couche limite, ce qui traduit les conditions de la soufflerie réelle, soit sans développement de couche limite, ce qui peut s'assimiler à une condition sur route (en violet sur la Figure IV-6 (b)). Les résultats obtenus à partir de ces deux configurations sont comparés aux résultats expérimentaux pour la maquette fermée dans le Chapitre IV.4 - Résultats numériques pour la maquette fermée.
- Tous les éléments composant la géométrie du compartiment moteur, excepté le milieu poreux, sont représentés par des parois sans glissement avec couche limite turbulente (Figure IV-6 (d)). Par ailleurs, la vitesse à l'intérieur du compartiment moteur est initialisée avec une vitesse nulle de manière à accélérer la stabilisation des calculs. L'écoulement dans le compartiment moteur est en effet de faible vitesse, plus proche d'une vitesse nulle que de la vitesse V_0 de l'écoulement incident ([TAI-07]).
- Le milieu poreux est caractérisé par des coefficients de résistance dont les valeurs sont établies dans le chapitre suivant.



(a) entrée et sortie du domaine de calcul



(b) plafond et plancher du domaine de calcul



(c) parois latérales du domaine de calcul *(d) maquette simplifiée*

Figure IV-6 : Conditions aux limites appliquées aux parois de la soufflerie (a), (b), (c) et à la maquette simplifiée (d).

2.5. Pas de temps

Le pas de temps d'itération est déterminé à partir du critère CFL (Courant-Friedrichs-Lewy) en fonction de la taille de la plus petite maille et de la vitesse maximale du fluide attendue par l'utilisateur. Pour tous les calculs, la vitesse maximale du fluide attendue est fixée à $1{,}5\times V_0$. En revanche, la taille de la plus petite maille dépend de la configuration ouverte ou fermée de la maquette. Le pas de temps est alors de $3{,}94.10^{-6}$ s lorsque la maquette est fermée, et de $1{,}313.10^{-6}$ s lorsque la maquette est ouverte.

Le contrôle de la stabilisation des calculs est basé sur l'évolution du coefficient aérodynamique de traînée en fonction du temps physique simulé (Figure IV-7). Ce temps est défini par le produit du nombre de pas de temps effectués et de la valeur du pas de temps :

$$\text{temps physique simulé} = \text{nombre de pas de temps} \times \text{pas de temps} \qquad \text{(IV-1)}$$

Lorsque l'évolution du coefficient aérodynamique en fonction du temps semble stabilisée, une autre grandeur, appelée moyenne inversée, est calculée. Elle correspond, à l'instant t, à la moyenne des valeurs du coefficient aérodynamique entre ce temps t et le temps final de la simulation. L'apparition d'un plateau dans l'évolution de la moyenne inversée permet de définir le temps $t_{stabilisé}$ à partir duquel le calcul est stabilisé. Le temps $t_{stabilisé}$ est ensuite utilisé pour définir l'instant à partir duquel les résultats numériques sont moyennés.

Pour limiter la taille des fichiers résultats instantanés, ceux-ci ne sont pas acquis à chaque pas de temps. Pour une vitesse de 30 $m.s^{-1}$, le transport d'une particule fluide sur la longueur caractéristique de la maquette ($L_{caractéristique\ maquette} = \sqrt{H\times l}$) s'effectue en 0,01 s. Pour cette raison, l'acquisition des résultats s'effectue à une fréquence de 100 Hz. Pour un pas de temps de $1{,}313.10^{-6}$ s, correspondant à la maquette ouverte à l'écoulement extérieur, cela représente 7 616 pas de temps.

La discrétisation du calcul sur 80 processeurs permet de traiter 7 616 pas de temps en environ 200 s. Pour la première simulation numérique de la géométrie ouverte, le contrôle de la stabilisation (Figure IV-7) permet d'arrêter le calcul lorsque 1,28 secondes physiques sont simulées, soit 974 867 pas de temps. Ces 974 867 pas de temps sont alors traités, sur 80 processeurs, en 25 600 s, soit environ 7 jours.

Les résultats instantanés sont ensuite moyennés entre le temps défini par l'apparition du plateau de la moyenne inversée ($t_{stabilisé}$ = 0,12 s dans la Figure IV-8) et le temps final t_{final} = 1,28 s.

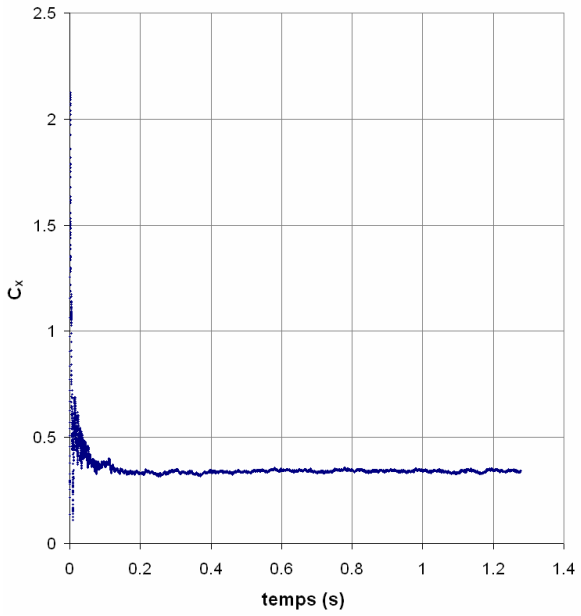


Figure IV-7 : Evolution du coefficient aérodynamique de traînée en fonction du temps physique écoulé.

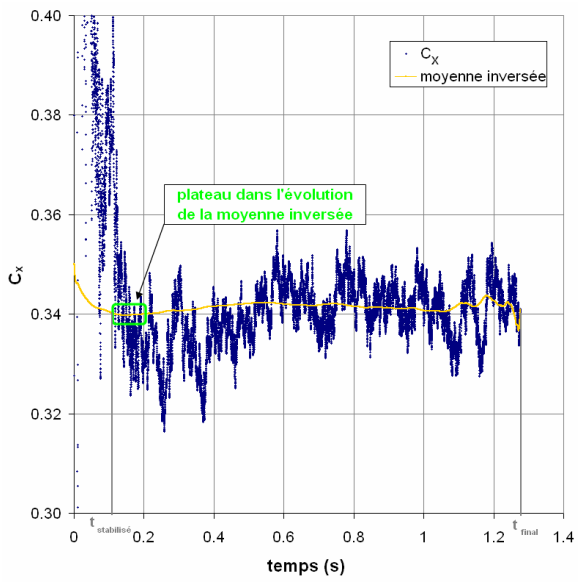


Figure IV-8 : Evolution du coefficient aérodynamique de traînée et de la moyenne inversée en fonction du temps physique écoulé pour C_x Є [0,30 ;0,40].

Le code de calcul offre la possibilité d'initialiser les simulations numériques à partir des résultats d'une simulation antérieure. La géométrie et les sous-domaines de maillage peuvent être différents entre les deux simulations. Ainsi, la configuration de base d'une sortie donnée peut être initialisée avec la configuration de base d'une autre sortie et les configurations étanches peuvent être initialisées avec les configurations de base. La seule contrainte à respecter est de conserver le même nombre de Mach entre les deux simulations ([POW-06]), c'est-à-dire la même vitesse de l'écoulement incident. Pour cette raison, tous les calculs sont réalisés à la même vitesse d'écoulement incident : V_0 = 30 m.s^{-1}. L'utilisation de cette alternative permet de diminuer le temps de calcul des simulations à environ 5 jours lorsqu'elles sont lancées sur 80 processeurs.

2.6. Conclusion

Ce chapitre a permis de mettre en place les paramètres des simulations numériques pour la maquette simplifiée munie d'un compartiment moteur. Les configurations géométriques testées par le calcul ont d'abord été précisées, puis les dimensions de la soufflerie numérique. Le maillage volumique a ensuite été décrit, puis les conditions aux limites appliquées au fluide et aux solides ont été détaillées. Finalement, le pas de temps a été précisé, ainsi que les durées moyennes des simulations numériques. Le chapitre suivant expose la méthode de modélisation du milieu poreux pour les simulations numériques de la maquette ouverte à l'écoulement extérieur.

Chapitre IV.3 - Modélisation numérique du milieu poreux

Dans la maquette utilisée pour les expérimentations en soufflerie, le milieu poreux est réalisé en mousse étanche et percé de trous pour être représentatif d'un radiateur de milieu de gamme. Pour les simulations numériques, il n'est pas intéressant, en termes de durée de simulation, de reproduire fidèlement le milieu poreux par CAO. Le faible diamètre des trous (5.10^{-3} m) nécessite en effet un maillage très fin pour simuler de manière correcte l'écoulement à travers les orifices.

Le code de calcul utilisé propose une alternative à la simulation directe. Il s'agit d'envisager le milieu poreux comme un champ de résistance dont les propriétés sont représentatives de son effet sur l'écoulement global. Différentes simulations numériques directes de l'écoulement à travers le milieu poreux, correspondant à différentes vitesses de l'écoulement incident, sont réalisées. Elles permettent d'évaluer la perte de pression totale de part et d'autre du milieu poreux en fonction de la vitesse de l'écoulement qui le traverse. A partir de ces valeurs, les coefficients de résistance de la loi de Darcy sont déterminés et peuvent être introduits dans le code de calcul.

3.1. Mise en place de la simulation numérique de l'écoulement à travers le milieu poreux

La géométrie utilisée pour réaliser les simulations numériques de l'écoulement à travers le milieu poreux est tout d'abord décrite. Le maillage volumique construit autour de cette géométrie est ensuite détaillé, puis les conditions aux limites imposées à l'air et à la géométrie sont indiquées. Finalement, l'échelle de temps précise la correspondance entre le pas de temps et le temps physique simulé.

3.1.1. Géométrie utilisée pour les simulations numériques

Dans la maquette du compartiment moteur, le milieu poreux est une géométrie en mousse percée de trous (Figure IV-9) qui sont uniformément répartis sur 13 colonnes et 19 lignes, ce qui représente un total de 247 orifices. La porosité du milieu poreux obtenu, rapport de la surface percée sur la surface totale, s'élève à environ 0,5 et elle est représentative d'un radiateur de refroidissement de milieu de gamme.

Pour s'affranchir du maillage surfacique puis volumique de la totalité du milieu poreux, un élément caractéristique qui représente le motif du milieu poreux est isolé. Cet élément contient un orifice entier et la moitié de ses 4 orifices voisins (Figure IV-10).

La reproduction de ce motif dans les directions $\vec{y}$ et $\vec{z}$ à partir de conditions aux limites définies dans la suite permet de créer un milieu poreux infini. La longueur caractéristique utilisée pour les simulations numériques de l'écoulement à travers le milieu poreux correspond à la distance entre les centres de deux orifices voisins. Elle vaut $L_{caractéristique\ mp} = 14{,}2.10^{-3}$ m. Une résolution de 128 mailles le long de la longueur caractéristique est utilisée, ce qui engendre une taille de $0{,}11.10^{-3}$ m pour le plus petit élément du maillage.

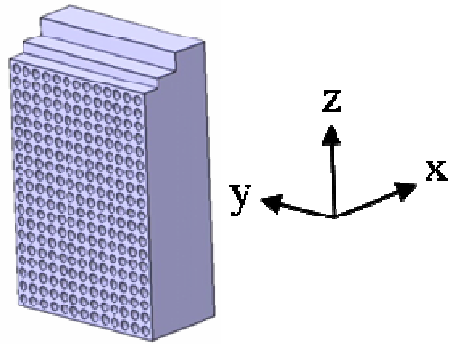


Figure IV-9 : Milieu poreux de la maquette simplifiée.

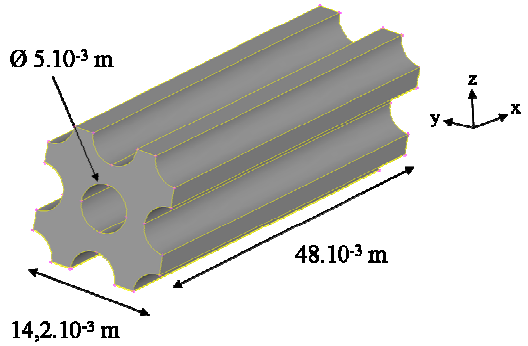


Figure IV-10 : Elément caractéristique du milieu poreux.

3.1.2. Maillage volumique

Le maillage volumique autour de l'élément caractéristique du milieu poreux défini dans la Figure IV-10 comprend quatre sous-domaines de résolution différente (Figure IV-11). La région la moins raffinée correspond au domaine de calcul entier où la taille de maille est de $0{,}88.10^{-3}$ m, et la région la plus fine est celle qui contient l'élément caractéristique du milieu poreux (en blanc dans la Figure IV-11) où la taille de maille est de $0{,}11.10^{-3}$ m.

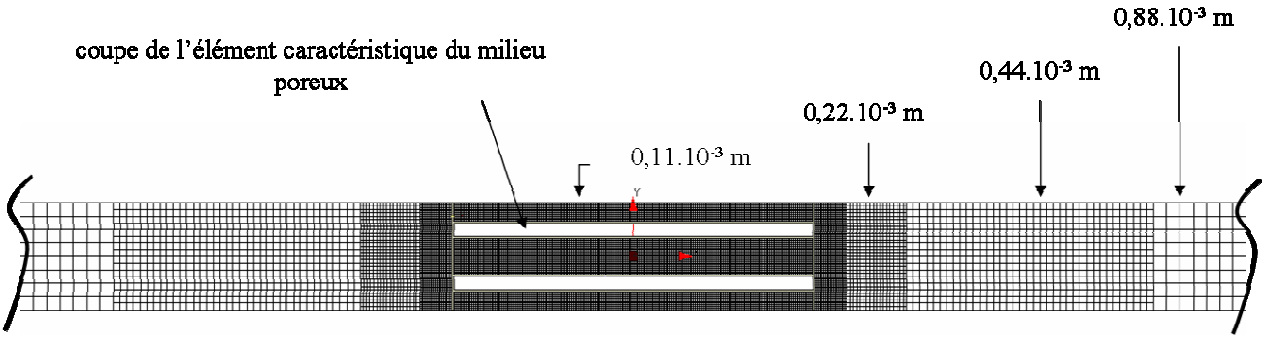


Figure IV-11 : Coupe du domaine de calcul en y = 0 décrivant les régions du maillage et les tailles de mailles associées.

3.1.3. Conditions aux limites

Des conditions de périodicité sont imposées dans les directions $\vec{y}$ et $\vec{z}$ pour reproduire la géométrie de la Figure IV-10 à l'infini dans ces deux directions. Un milieu poreux infini de même épaisseur que le milieu poreux de la maquette est alors créé.

Par ailleurs, une condition aux limites sur la vitesse est imposée en entrée du domaine de calcul et une condition aux limites sur la pression statique est imposée en sortie du domaine de calcul (Figure IV-12).

A chaque simulation numérique effectuée correspond une vitesse de l'écoulement incident sur le milieu poreux. De manière générale, la vitesse de l'écoulement qui arrive sur le radiateur est de quelques $m.s^{-1}$ [TAI-07]. Les vitesses choisies pour réaliser les simulations numériques de l'écoulement à travers le milieu

poreux sont donc les suivantes : 1 m.s^{-1}, 2 m.s^{-1}, 4 m.s^{-1} et 5 m.s^{-1}. De plus, une vitesse nulle de l'écoulement engendre une perte de charge nulle de part et d'autre du milieu poreux.

La condition sur la pression statique en sortie permet aux gradients de pression et de vitesse de se développer le long de l'élément considéré.

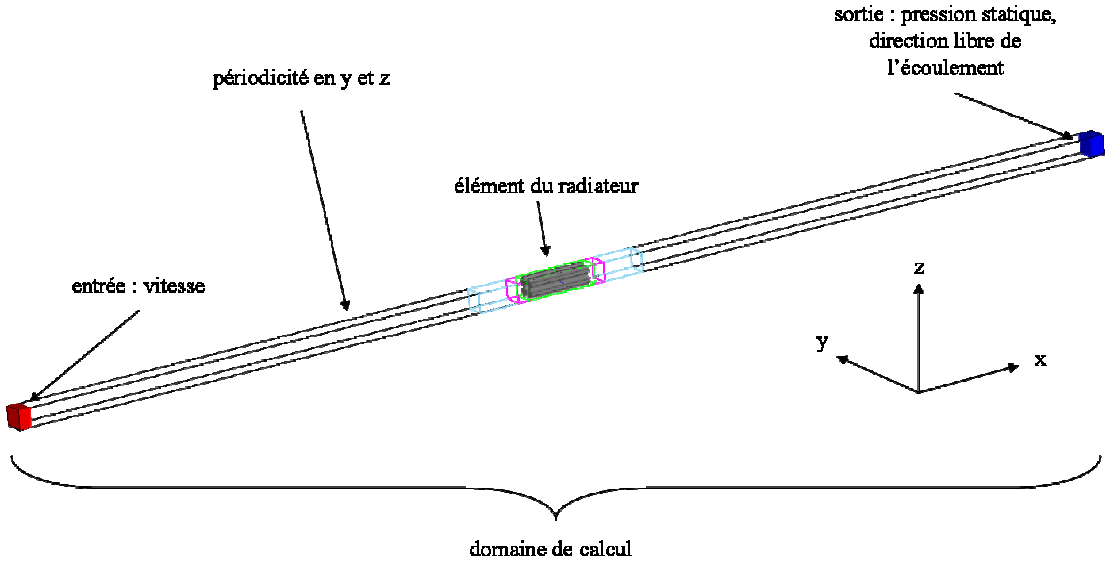


Figure IV-12 : Domaine de calcul et conditions aux limites imposées.

3.1.4. Echelle de temps

Le pas de temps d'itération est déterminé par le critère CFL en fonction de la taille de la plus petite maille et de la vitesse maximale du fluide attendue par l'utilisateur. La vitesse maximale attendue par l'utilisateur est prise égale à 5 fois la vitesse de l'écoulement incident. Ainsi, pour chaque vitesse de l'écoulement incident le pas de temps ne représente pas le même nombre de secondes physiques (Tableau IV-1).

Le temps de transport d'une particule fluide sur la longueur L_{mp} = 48.10^{-3} m du milieu poreux dépend de la vitesse de l'écoulement incident :

$$\text{temps de transport d'une particule} = \frac{L_{mp}}{\text{vitesse de l'écoulement}} \qquad \text{(IV-2)}$$

En faisant l'hypothèse que l'écoulement à travers le milieu poreux est stabilisé lorsque 100 particules successives ont été transportées sur la longueur L_{mp} du milieu poreux, et que le départ d'une particule en amont du milieu poreux est dicté par l'arrivée de la particule précédente en aval du milieu poreux, le temps physique à simuler varie en fonction de la vitesse de l'écoulement :

$$\text{temps physique à simuler} = 100 \times \frac{L_{mp}}{\text{vitesse de l'écoulement}} \qquad \text{(IV-3)}$$

Le nombre de pas de temps à effectuer est alors donné par le rapport du temps physique à simuler sur le pas de temps :

$$\text{nombre de pas de temps} = \frac{\text{temps physique à simuler}}{\text{pas de temps}} \qquad \text{(IV-4)}$$

Le Tableau IV-1 rassemble les valeurs du pas de temps, du temps de transport d'une particule, du temps physique à simuler et du nombre de pas de temps à effectuer pour les différentes vitesses de l'écoulement incident.

vitesse de l'écoulement incident	pas de temps (s)	temps de transport d'une particule (s)	temps physique à simuler (s)	nombre de pas de temps
1 $m.s^{-1}$	$5{,}245.10^{-6}$	0,048	4,8	915 157
2 $m.s^{-1}$	$2{,}623.10^{-6}$	0,024	2,4	914 983
4 $m.s^{-1}$	$1{,}311.10^{-6}$	0,012	1,2	915 332
5 $m.s^{-1}$	$1{,}049.10^{-6}$	0,0096	0,96	915 157

Tableau IV-1 : Pas de temps, temps de transport d'une particule, temps physique à simuler et nombre de pas de temps pour chaque vitesse de l'écoulement incident.

3.2. Stabilisation des simulations numériques

L'écoulement s'effectue à l'intérieur des trous du milieu poreux, et peut donc être assimilé à un écoulement aérodynamique interne. Pour ce type d'écoulement, la vérification de la stabilisation des calculs consiste à examiner la pression statique à l'entrée du domaine de calcul (Figure IV-13) et l'amplitude de la vitesse en sortie du domaine de calcul (Figure IV-14).

Le tracé de ces données montre que, pour chaque vitesse considérée en entrée du domaine de calcul (1 $m.s^{-1}$, 2 $m.s^{-1}$, 4 $m.s^{-1}$ et 5 $m.s^{-1}$), l'écoulement à travers le milieu poreux est stabilisé à partir de 0,5 secondes physiques simulées.

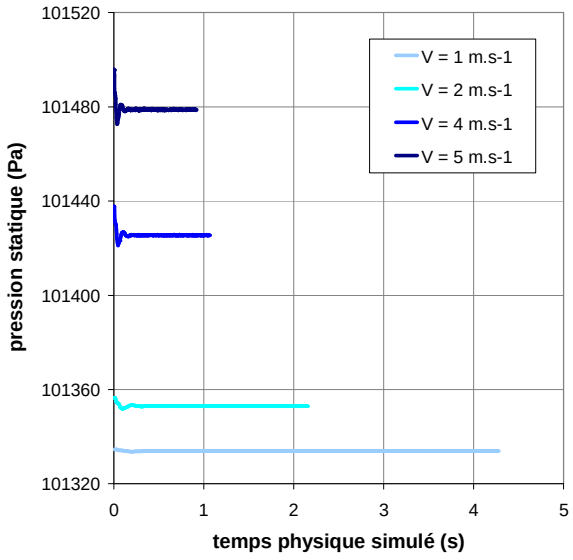


Figure IV-13 : Evolution de la pression statique à l'entrée du domaine de calcul en fonction du temps.

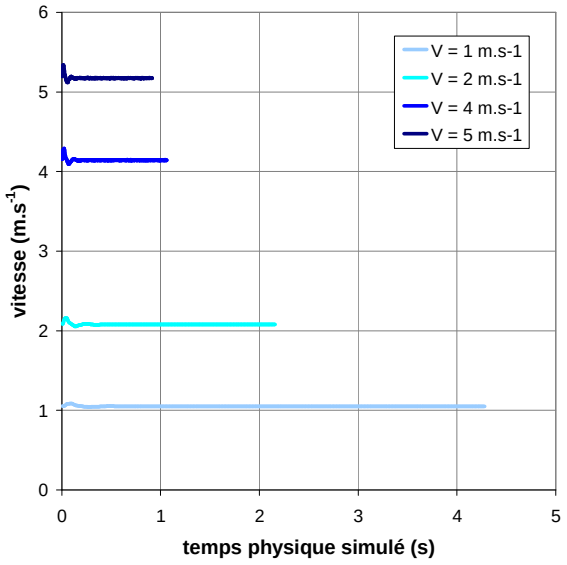


Figure IV-14 : Evolution de la vitesse en sortie du domaine de calcul en fonction du temps.

Malgré la stabilisation du calcul, les valeurs de vitesses relevées en sortie du domaine de calcul sont toujours supérieures aux valeurs de vitesses imposées en entrée du domaine. L'écart entre la valeur stabilisée et la valeur initiale de la vitesse s'élève à 4,9%, respectivement 3,9%, 3,5% et 3,4% lorsque la vitesse de l'écoulement incident est de 1 $m.s^{-1}$, respectivement 2 $m.s^{-1}$, 4 $m.s^{-1}$ et 5 $m.s^{-1}$. Ainsi, l'écart est d'autant plus faible que la vitesse de l'écoulement est importante. Le code de calcul semble alors avoir des difficultés à simuler les faibles vitesses des écoulements.

3.3. Valeurs des coefficients de résistance du milieu poreux

Le milieu poreux n'offre pas la même résistance à l'écoulement dans toutes les directions. Dans la direction de l'écoulement incident, c'est-à-dire suivant $\vec{x}$, la résistance est proportionnelle à la vitesse. Dans les autres directions, la résistance est infinie.

La loi de Darcy est utilisée pour exprimer la perte de pression totale ΔPi sur la longueur Δx de l'élément caractéristique du milieu poreux :

$$\Delta Pi = \rho\ \Delta x\ C_{I_x}\ V_x^2 + \rho\ \Delta x\ C_{V_x}\ V_x \qquad \text{(IV-5)}$$

avec ρ la masse volumique du fluide, V_x sa vitesse dans la direction $\vec{x}$ et C_{I_x}, respectivement C_{V_x} le coefficient inertiel, respectivement le coefficient visqueux, de résistance du milieu poreux dans la direction $\vec{x}$.

Pour chaque vitesse de l'écoulement incident, la pression totale est relevée dans le plan de la section d'entrée et dans le plan de la section de sortie du domaine de calcul. La différence entre ces deux valeurs fournit la perte de pression totale ΔPi à travers le milieu poreux.

La Figure IV-15 présente les valeurs de la perte de pression totale ΔPi en fonction de la vitesse de l'écoulement considéré. Le tracé d'une courbe de tendance polynômiale d'ordre 2 sur les valeurs obtenues numériquement donne :

$$\Delta Pi = 5{,}55\ V_x^2 + 2{,}90\ V_x \qquad \text{(IV-6)}$$

Par analogie entre les équations (IV-5) et (IV-6), les coefficients visqueux et inertiel de résistance dans la direction $\vec{x}$ sont donnés par les relations suivantes :

$$C_{I_x} = \frac{5{,}55}{\rho\ \Delta x} \qquad C_{V_x} = \frac{2{,}90}{\rho\ \Delta x} \qquad \text{(IV-7)}$$

Leurs valeurs numériques sont les suivantes :

$$C_{I_x} \approx 98\ m^{-1} \qquad C_{V_x} \approx 51\ m^{-1} \qquad \text{(IV-8)}$$

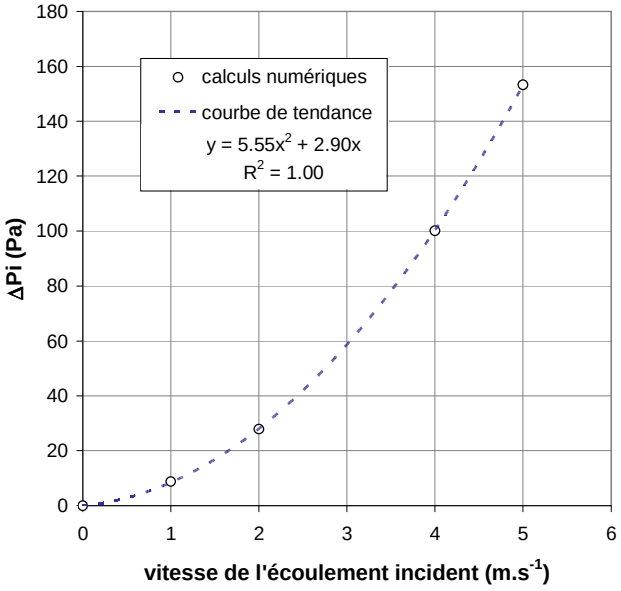


Figure IV-15 : Evolution de la perte de pression totale ΔPi à travers le milieu poreux en fonction de la vitesse de l'écoulement.

3.4. Conclusion

Dans ce chapitre, la méthode de modélisation du milieu poreux représentant le radiateur de refroidissement est exposée. Pour cela, des simulations numériques de l'écoulement à travers le milieu poreux seul sont effectuées. Chacune de ces simulations correspond à une vitesse particulière de l'écoulement incident. Pour les différentes vitesses, la perte de pression totale de part et d'autre du milieu poreux est évaluée numériquement. L'approximation de la perte de pression totale par la loi de Darcy permet alors de déterminer les coefficients inertiel et visqueux de résistance du milieu poreux dans la direction de l'écoulement incident. A partir de ces valeurs, il est facile de caractériser le milieu poreux dans le code de calcul. Il serait intéressant de mesurer expérimentalement la perte de pression totale du milieu poreux seul pour savoir si les résultats numériques sont en accord avec les résultats expérimentaux. Ces expérimentations n'ont pas été réalisées dans le cadre du travail de thèse.

Chapitre IV.4 - Résultats numériques pour la maquette fermée

Dans ce chapitre, l'étude numérique de la maquette fermée à l'écoulement extérieur est présentée. Pour cette configuration, deux conditions aux limites sont testées pour caractériser le plancher de la soufflerie numérique. Dans un cas, le développement de la couche limite sur le plancher de la soufflerie est pris en compte et une condition de paroi sans glissement est alors imposée. La prise en compte du développement de la couche limite sur le plancher de la soufflerie cherche à reproduire les conditions d'écoulement dans la soufflerie réelle. Dans l'autre cas, le développement de la couche limite sur le plancher de la soufflerie n'est pas pris en compte et une condition de paroi sans frottement est alors imposée. La non-prise en compte du développement de la couche limite sur le plancher de la soufflerie reproduit les conditions d'écoulement sur route.

Tout d'abord, les valeurs de traînée et de pression statique au culot obtenues à partir des simulations numériques sont comparées aux valeurs mesurées expérimentalement. Les positions des cœurs tourbillonnaires du sillage dans le plan de symétrie de la maquette sont également comparées. A partir de ces résultats, la condition aux limites imposée au plancher de la soufflerie qui reproduit au mieux les essais en soufflerie, est identifiée. Ensuite, et afin de comprendre les différences engendrées par les deux conditions aux limites, des profils de vitesse sont tracés au voisinage du culot et reliés aux circulations et aux positions des structures tourbillonnaires de sillage. Enfin, le développement transversal du sillage est étudié. La distance nécessaire entre le plan de mesure et le culot pour pouvoir exprimer la traînée de la maquette en fonction des distributions transversales de pressions totales et de vitesse ([ONO-84]) est identifiée et permet de quantifier les sources de traînée. Finalement, les dimensions transversales du sillage sont mises en relation avec les valeurs de traînée.

4.1. Comparaison aux essais en soufflerie

Dans ce paragraphe, les valeurs numériques et expérimentales du coefficient aérodynamique de traînée C_x et du coefficient de pression statique moyen au culot Cp_{culot} sont comparées (Tableau IV-2). Les valeurs numériques sont données pour les deux conditions aux limites imposées au plancher de la soufflerie : avec et sans développement de couche limite.

Les résultats présentés dans le Tableau IV-2 montre que la prise en compte de la couche limite sur le plancher de la soufflerie entraîne une augmentation de traînée associée à une diminution des pressions statiques au culot par rapport à la configuration sans couche limite. Ce résultat est en accord avec les mesures expérimentales : remonter les pressions au culot permet de réduire la traînée aérodynamique de la maquette simplifiée.

Par ailleurs, les valeurs expérimentales du coefficient aérodynamique de traînée et du coefficient de pression statique moyen au culot sont mieux estimées à partir de la simulation numérique sans couche limite sur le plancher. Ces résultats suggèrent que la modélisation numérique du développement de la couche limite sur le plancher de la soufflerie numérique représente mal les conditions d'essais en soufflerie.

		C_x	Cp_{culot}
sans couche limite sur le plancher	valeur	0,333	-0,246
	écart numérique / expérimental	0,6%	-8,4%
avec couche limite sur le plancher	valeur	0,342	-0,254
	écart numérique / expérimental	-2,2%	-11,9%

Tableau IV-2 : Comparaison des valeurs numériques et expérimentales du coefficient aérodynamique de traînée et du coefficient de pression statique moyen au culot pour la maquette fermée.

Des profils de vitesse sont alors tracés dans le plan y = 0, du plancher de la soufflerie jusqu'à la hauteur h de la garde au sol de la maquette, en quatre abscisses x. Ces abscisses sont placées à 2,4×H en aval de la maquette, dans le plan de la face avant de la maquette, dans le plan correspondant à la demi-longueur de la maquette et dans le plan du culot (voir Figure IV-16). Le calcul de l'épaisseur de la couche limite pour ces différentes abscisses montre qu'elle est comprise entre $5{,}6.10^{-3}$ m et $1{,}3.10^{-2}$ m. Dans la soufflerie expérimentale, l'épaisseur de couche limite est comprise entre $1{,}7.10^{-2}$ m et $1{,}2.10^{-2}$ m (voir Chapitre III.2 - section 2.1.2.). La modélisation numérique permet donc de reproduire correctement l'épaisseur de couche limite sur le plancher de la soufflerie.

En revanche, les profils de vitesse tracés sur la Figure IV-16 montrent que la vitesse à la surface du plancher (en z/h = 0) n'est pas nulle. De fait, le code de calcul ne modélise pas le développement de la couche limite à la surface des parois solides de manière directe comme indiqué sur la Figure IV-18 (a), mais introduit une contrainte de cisaillement sur la surface de glissement (Figure IV-18 (b)). Il est alors possible que le surplus de vitesse imposé dans l'épaisseur de la couche limite soit à l'origine des écarts observés entre les résultats expérimentaux et les résultats de simulation numérique avec prise en compte de la couche limite.

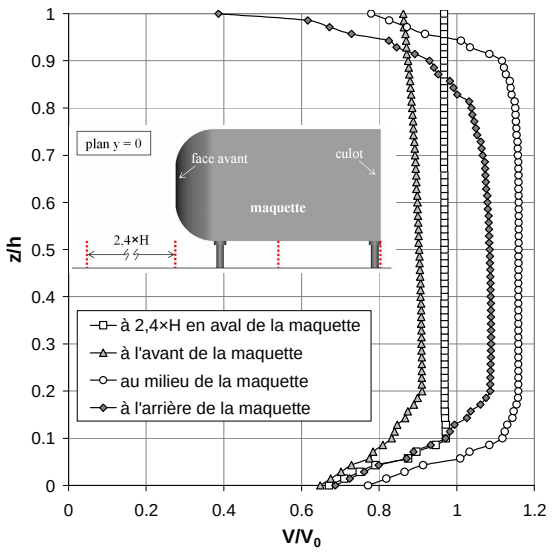


*Figure IV-16 : Profils de vitesse entre le plancher et la hauteur h de la garde au sol relevés dans le plan y = 0 pour la simulation numérique **avec** développement de la couche limite.*

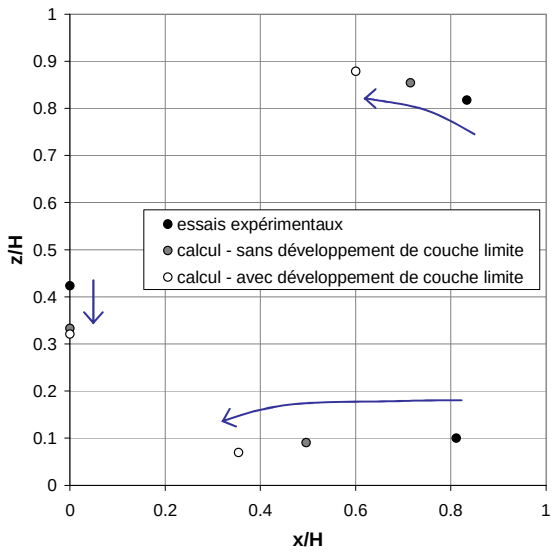


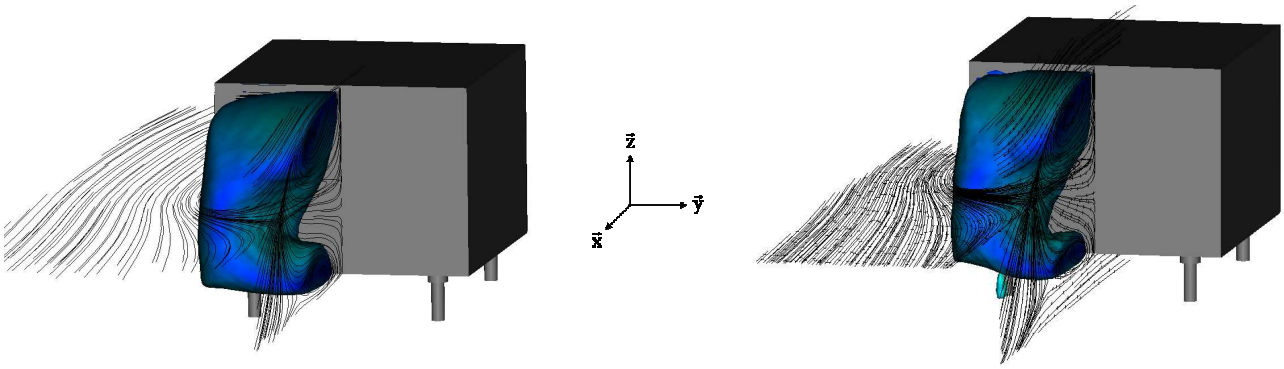
Figure IV-17 : Position des cœurs tourbillonnaires et du nœud d'attachement au culot. Comparaison des résultats expérimentaux et numériques.

(a) modélisation directe *(b) modélisation par le logiciel*

Figure IV-18 : Modélisation de la couche limite sur une paroi solide de manière directe (a) et par le code de calcul (b) [POW-06].

Les positions des cœurs tourbillonnaires et du nœud d'attachement N_0 au culot sont également relevées dans le plan y = 0 pour les simulations numériques, et comparées aux positions relevées expérimentalement (Figure IV-17). Par voie numérique, la position des cœurs tourbillonnaires est toujours plus proche du culot, et le nœud d'attachement N_0 est décalé vers le bas du culot. Cette mauvaise estimation des positions est à relier avec la gestion difficile des zones de faible vitesse par le code de calcul qui a été mise en évidence dans le chapitre précédent. Par ailleurs, la position des cœurs tourbillonnaires et du nœud d'attachement N_0 est moins bien estimée lorsque le développement de la couche limite est pris en compte. Ce résultat est alors en accord avec les résultats expérimentaux : plus les cœurs tourbillonnaires sont proches du culot, plus la traînée aérodynamique est élevée.

Les résultats de simulations numériques permettent de visualiser la structure torique de sillage qui se referme sur le culot au nœud d'attachement N_0 à partir d'une iso-surface de coefficient de pression totale égale à -0,25 (Figure IV-19).



(a) sans développement de couche limite *(b) avec développement de couche limite*

Figure IV-19 : Iso-surface de coefficient de pression totale égale à -0,25 et lignes de courant dans les plans y = 0 et z = 0.

Prendre en compte le développement de la couche limite sur le plancher de la soufflerie engendre des écarts plus importants entre les valeurs numériques et expérimentales du coefficient aérodynamique de traînée et du coefficient de pression statique moyen au culot. Ces résultats montrent que la modélisation de la couche limite par le logiciel ne permet pas de reproduire correctement la réalité physique. Dans la suite, les différences obtenues à partir des simulations numériques, avec et sans développement de couche limite sur le plancher de la soufflerie, sont analysées et commentées. Dans un premier temps, la distribution de pression statique au culot est discutée.

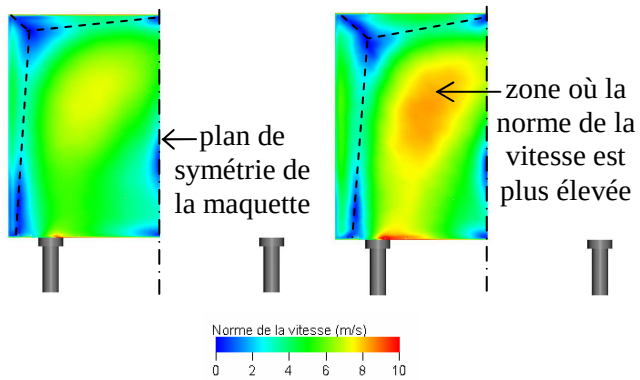
4.2. Distribution de pression statique et de vitesse au culot de la maquette simplifiée

Les valeurs indiquées dans le Tableau IV-2 montre que la prise en compte du développement de la couche limite sur le plancher de la soufflerie engendre une diminution du niveau moyen de pression statique en comparaison à la configuration sans couche limite. La diminution du niveau moyen de pression statique au culot s'explique par l'augmentation de la norme de la vitesse au culot mise en évidence sur la Figure IV-20. Ces cartographies mettent également en évidence les lignes de séparation au culot (en pointillés sur la Figure IV-20), caractérisées par une vitesse nulle. Celles-ci sont décalées vers l'intérieur du culot lorsque le développement de la couche limite est pris en compte. Le tracé des lignes de frottement sur le culot de la

maquette permet également de visualiser ces lignes de séparation et le nœud d'attachement N_0 au culot (voir Figure IV-21).

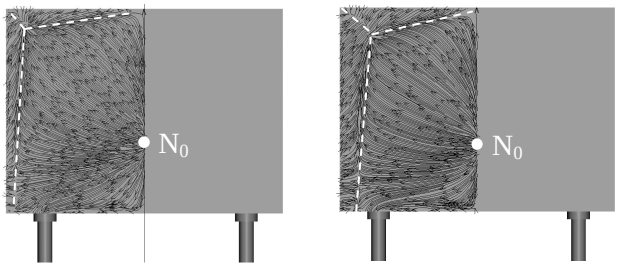
Pour expliquer ces cartographies de vitesse, et en particulier l'augmentation globale de vitesse au culot, des profils de vitesse sont tracés sur la surface du culot et dans le volume fluide, au niveau du premier élément du maillage volumique. Ces profils sont tracés entre l'abscisse y/(l/2) = 0, qui correspond au plan de symétrie de la maquette, et l'abscisse y/(l/2) = 0,6 (voir Figure IV-22) afin de caractériser la zone d'augmentation de vitesse mise en évidence sur la Figure IV-20.

L'analyse des profils de vitesse de la Figure IV-23 met en évidence la discontinuité de la vitesse entre le culot et la première maille du domaine fluide, situé à 2.10^{-3} m du culot. Quelque soit la position de la ligne de mesure selon l'axe $\vec{y}$, la vitesse relevée dans le domaine fluide est en effet supérieure à la vitesse relevée sur le culot. Néanmoins, l'évolution des profils de vitesse sur le culot et dans le fluide est semblable, que le développement de la couche limite sur le plancher de la soufflerie soit pris en compte ou non.



(a) sans développement de couche limite *(b) avec développement de couche limite*

Figure IV-20 : Répartition de la norme de la vitesse au culot de la maquette simplifiée.



(a) sans développement de couche limite *(b) avec développement de couche limite*

Figure IV-21 : Lignes de frottement sur le culot de la maquette.

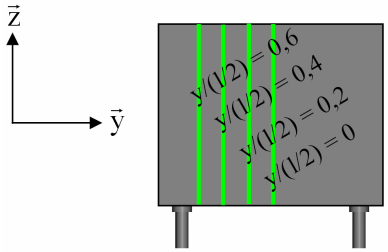


Figure IV-22 : Lignes de mesure des profils de vitesse sur la surface du culot et sur la première maille du domaine fluide.

En y/(l/2) = 0, la position du nœud d'attachement N au culot est mise en évidence par un minimum de vitesse vers z/H = 0,32/0,33 (Figure IV-23). Au-dessus de cette position, la prise en compte de la couche limite se traduit par une importante augmentation de la vitesse.

Pour y/(l/2) = 0,2 et y/(l/2) = 0,4, la prise en compte de la couche limite (symboles blancs sur la Figure IV-23) engendre une augmentation de vitesse, excepté au niveau de la ligne de séparation située en haut du culot.

En y/(l/2) = 0,6, les lignes de séparation sur le haut et le côté gauche du culot engendrent une diminution de la vitesse pour 0,64 < z/H < 0,92 lorsque le développement de la couche limite est prise en compte. Sur le reste de la hauteur du culot, la vitesse augmente avec la prise en compte de la couche limite.

Les profils de vitesse tracés sur la Figure IV-23 montrent que la prise en compte de la couche limite engendre des augmentations locales de vitesse au voisinage du culot. Celles-ci se répercutent de manière directe sur la surface du culot et explique la diminution du niveau moyen de pression statique lorsque la couche limite est prise en compte.

Pour expliquer les zones d'augmentation de vitesse dans le domaine fluide, la circulation des structures tourbillonnaires de sillage est calculée et la position des cœurs tourbillonnaires est relevée dans les plans longitudinaux d'abscisse y constante définis sur la Figure IV-22.

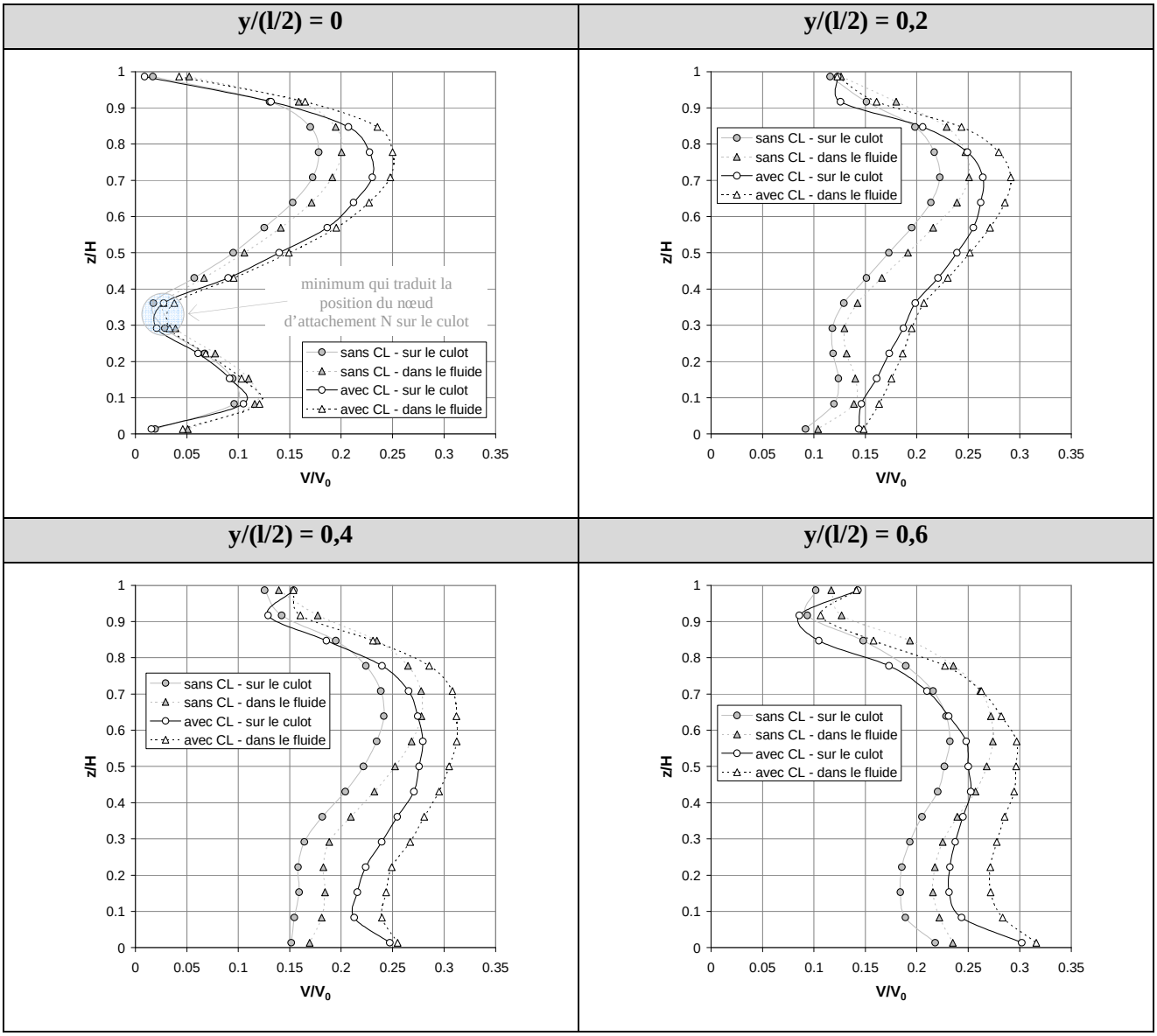


Figure IV-23 : Profils de vitesse tracés sur le culot et sur la première maille du domaine fluide, avec et sans développement de la couche limite sur le plancher de la soufflerie.

4.3. Circulation et position des cœurs des structures tourbillonnaires

La circulation d'une structure tourbillonnaire se définit à partir de la vitesse locale $\vec{V}$ de l'écoulement et du vecteur déplacement $d\vec{l}$ sur un contour fermé C par la relation suivante :

$$\Gamma = \int_C \vec{V} \cdot d\vec{l} \qquad \text{(IV-9)}$$

Cette relation peut être reformulée de manière à introduire le rotationnel du vecteur vitesse sur la surface S délimitée par le contour fermé C :

$$\Gamma = \oiint_S \overrightarrow{\mathrm{rot}\vec{V}} \cdot \overrightarrow{dS} \qquad \text{(IV-10)}$$

A partir des résultats de simulation numérique, le calcul de la circulation des tourbillons haut et bas du sillage s'effectue sur une surface rectangulaire, de dimension S = $20.10^{-3} \times 8.10^{-3}$ m², centrée sur les cœurs tourbillonnaires.

Selon le sens de rotation de la structure tourbillonnaire : sens horaire pour la structure tourbillonnaire haute et antihoraire pour la structure tourbillonnaire basse, le vecteur $\overrightarrow{dS}$ s'écrit respectivement $dS\,\vec{y}$ et $-dS\,\vec{y}$. La circulation s'obtient alors par la connaissance de la composante suivant la direction $\vec{y}$ de la vorticité.

Les Figure IV-24 et Figure IV-25 précisent respectivement la circulation des structures tourbillonnaires haute et basse du sillage pour les différentes ordonnées y lorsque le développement de la couche limite sur le plancher est pris en compte ou non. L'absence de structures tourbillonnaires dans les plans y/(l/2) = 0,8 et y/(l/2) = 1, avec et sans développement de couche limite sur le plancher de la soufflerie, explique qu'aucune circulation ne soit indiquée en ces deux abscisses.

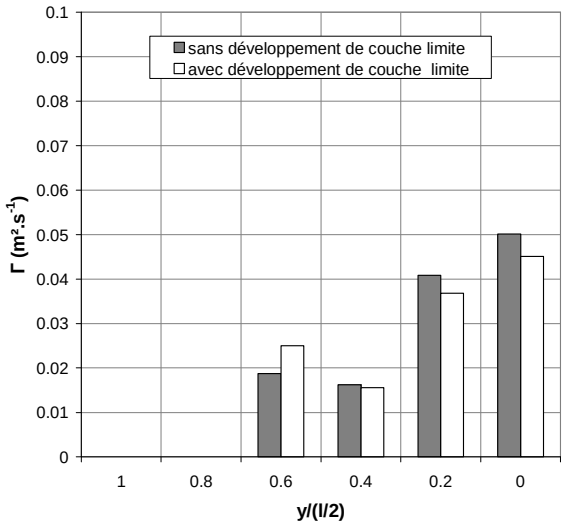


*Figure IV-24 : Circulation du **tourbillon haut** du sillage relevé dans les différents plans longitudinaux.*

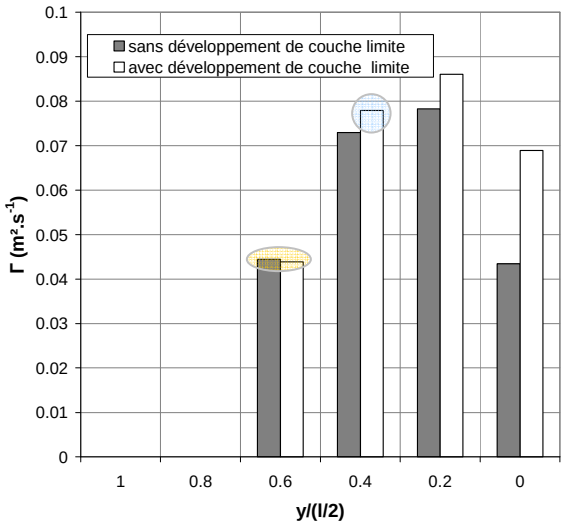


*Figure IV-25 : Circulation du **tourbillon bas** du sillage relevé dans les différents plans longitudinaux.*

La circulation d'une structure tourbillonnaire étant directement reliée à la vitesse locale de l'écoulement (relation (IV-9)), l'augmentation de la circulation correspond à une augmentation de la vitesse locale. Ainsi, pour deux structures tourbillonnaires équivalentes en taille et de même position par rapport au culot, l'augmentation de la circulation d'une des structures tourbillonnaires se traduit par une augmentation de la vitesse locale, et par conséquent par une augmentation de la vitesse au voisinage du culot. Celle-ci engendre alors une diminution des pressions au culot et par conséquent une augmentation de traînée.

Dans le cas de la maquette simplifiée, la prise en compte du développement de la couche limite sur le plancher de la soufflerie modifie à la fois la circulation (Figure IV-24 et Figure IV-25) et la position des cœurs tourbillonnaires hauts et bas du sillage (Figure IV-26). Il est alors difficile d'expliquer l'augmentation de la norme de la vitesse au culot uniquement à partir de la connaissance de la circulation.

Il existe cependant un cas pour lequel cette démarche est possible. Pour l'abscisse y/(l/2) = 0,4 la position des cœurs tourbillonnaires de la structure basse du sillage est identique sans ou avec prise en compte du développement de la couche limite sur le plancher de la soufflerie (en bleu sur la Figure IV-26). Par ailleurs, la circulation de cette structure tourbillonnaire est plus élevée lorsque le développement de la couche limite est pris en compte (en bleu sur la Figure IV-25). Par conséquent, la vitesse locale de l'écoulement est plus élevée et explique l'augmentation de vitesse observée sur la Figure IV-23.

L'augmentation de la norme de la vitesse au voisinage du culot peut avoir une autre origine. Pour une même circulation des structures tourbillonnaires, le rapprochement du cœur du tourbillon vers le culot entraîne une augmentation de la norme de la vitesse dans son voisinage. C'est le cas en y/(l/2) = 0,6 pour la structure tourbillonnaire basse du sillage. En cette abscisse, l'augmentation de la norme de la vitesse observée sur la Figure IV-23 n'est pas due à une augmentation de circulation puisque celle-ci est équivalente avec ou sans

prise en compte du développement de la couche limite sur le plancher de la soufflerie (en orange sur la Figure IV-25). En revanche, la position du cœur tourbillonnaire bas est plus proche du culot lorsque le développement de la couche limite est pris en compte (en orange sur la Figure IV-26). La vitesse de rotation du tourbillon, et par conséquent la vitesse locale de l'écoulement, est alors plus élevée au voisinage du culot et explique l'augmentation de la norme de la vitesse au culot.

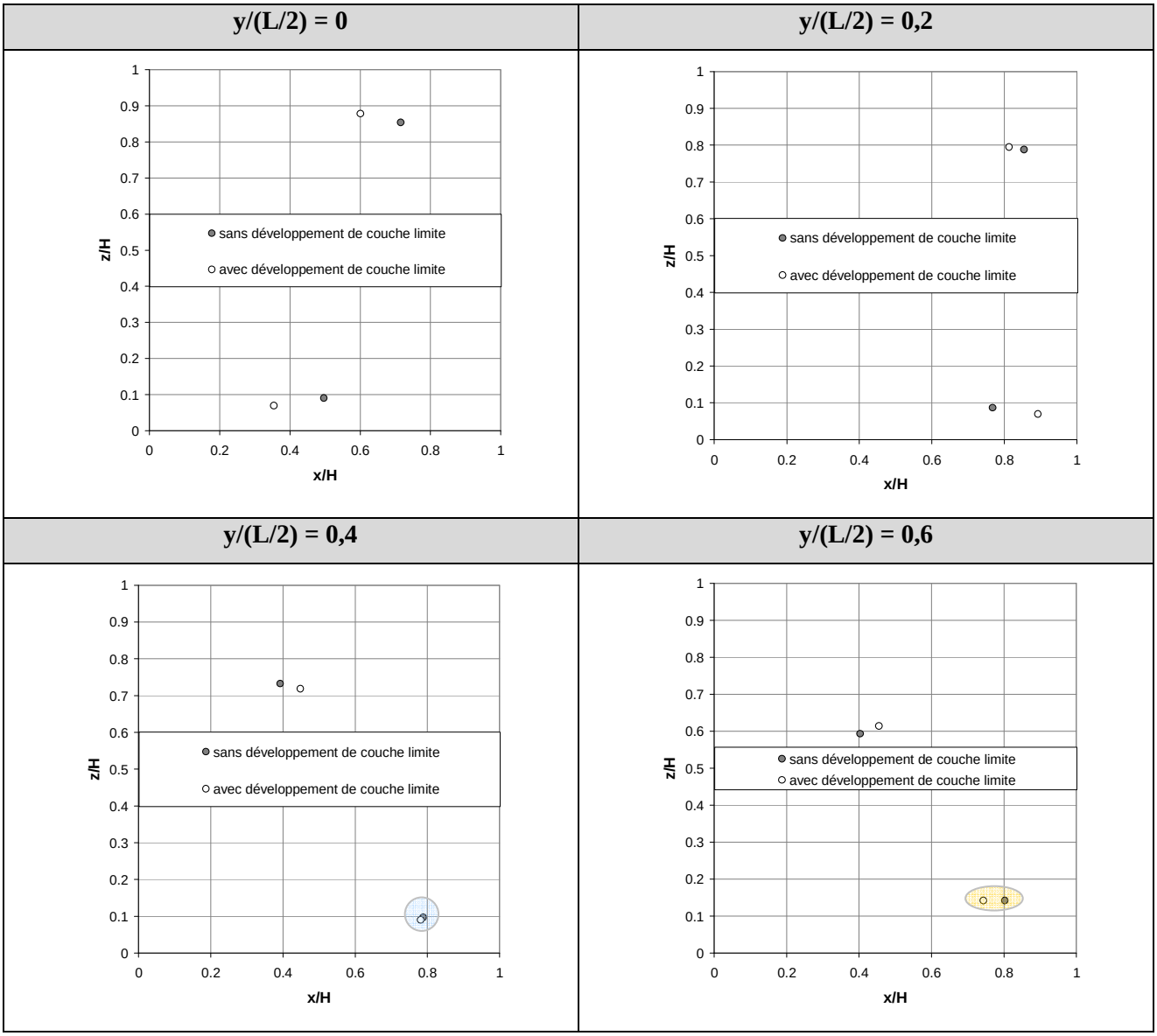


Figure IV-26 : Position des cœurs tourbillonnaires des structures haute et basse du sillage en différentes abscisses y, ***avec et sans*** *développement de la couche limite sur le plancher de la soufflerie.*

Ces comparaisons sont effectuées pour une même structure tourbillonnaire de sillage (la structure haute ou la structure basse) car elles sont de taille équivalente avec ou sans couche limite sur le plancher. En effet, la position du nœud d'attachement N_0 au culot (critère utilisé pour définir la taille des structures tourbillonnaires) varie peut entre les deux conditions aux limites (voir Figure IV-17).

Le calcul des circulations (Figure IV-24 et Figure IV-25) montre que la structure tourbillonnaire basse induit généralement des circulations plus élevées que la structure haute. Néanmoins, cela ne se traduit pas par une augmentation de vitesse sur la partie basse du culot lorsque les cœurs tourbillonnaires haut et bas du sillage sont environ à la même distance du culot, comme c'est par exemple le cas en y/(l/2) = 0,2. La taille des structures tourbillonnaires hautes et basses, définie à partir de la position du nœud N_0 sur le culot, semble alors être également un facteur important dans l'augmentation de vitesse locale au culot de la maquette.

Il existe également des cas pour lesquels la position du cœur tourbillonnaire ou la circulation du tourbillon semble être prédominant sur l'autre. Par exemple, pour les abscisses y/(l/2) = 0,2 au niveau du tourbillon bas et y/(l/2) = 0,6 au niveau du tourbillon haut, le même phénomène est observé. La circulation du tourbillon est plus élevée lorsque le développement de la couche limite est pris en compte, mais le cœur tourbillonnaire est plus éloigné du culot. Ce résultat suggère que l'augmentation locale de vitesse due à l'augmentation de la circulation soit prédominante sur l'éloignement du cœur tourbillonnaire en aval du culot. Au contraire, pour l'abscisse y/(l/2) = 0,2 au niveau du tourbillon haut, c'est la circulation qui est plus faible et le cœur tourbillonnaire qui est plus proche du culot lorsque le développement de la couche limite est pris en compte. Dans ce cas, il semble que le rapprochement du cœur tourbillonnaire vers le culot engendre une augmentation de vitesse au voisinage du culot malgré la diminution de la circulation.

Il s'agit désormais de comprendre pourquoi la prise en compte du développement de la couche limite sur le plancher de la soufflerie entraîne une modification de la circulation des tourbillons et de la position des cœurs des structures tourbillonnaires haute et basse du sillage. Pour cela, la vitesse de l'écoulement qui passe, dans le plan du culot, au-dessus et en-dessous de la maquette simplifiée est étudiée.

4.4. Vitesses au-dessus et en-dessous du culot

La moyenne de la norme de la vitesse est relevée dans deux surfaces de contrôle situées au-dessus et en-dessous du culot, dans le plan du culot. Ces surfaces de contrôle couvrent la largeur de la géométrie simplifiée et ont pour hauteur la garde au sol de la maquette (Figure IV-27).

La vitesse moyenne de l'écoulement évaluée dans la surface de contrôle placée au-dessus de la géométrie n'est pas influencée par la prise en compte du développement de la couche limite sur le plancher de la soufflerie (Figure IV-28). Pour les deux conditions aux limites imposées au plancher, elle s'élève à 31,6 $m.s^{-1}$. En revanche, la vitesse moyenne évaluée dans la surface de contrôle placée en-dessous de la maquette varie en fonction de la condition aux limites imposée au plancher de la soufflerie. Elle s'élève à environ 27,3 $m.s^{-1}$. lorsque le développement de la couche limite sur le plancher est pris en compte, et à 28,2 $m.s^{-1}$. lorsqu'il n'est pas pris en compte.

L'écart entre la vitesse relevée au-dessus du culot et les vitesses relevées en-dessous du culot s'explique par l'effet de blocage dans le soubassement et les fuites latérales entre les pieds de la géométrie ([CHO-96]). Cette dissymétrie est également observée expérimentalement par Duell et al. [DUE-99] et numériquement par Krajnovic et al. [KRA-03] et Rouméas [ROU-06].

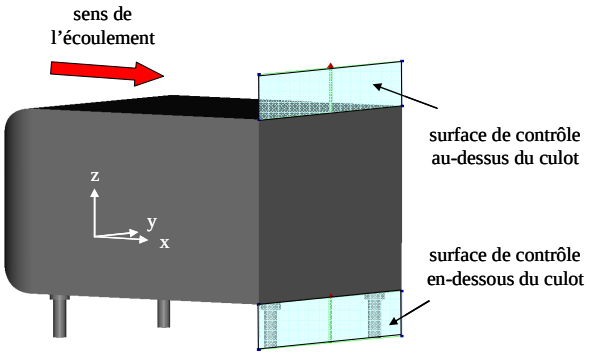


Figure IV-27 : Surfaces de contrôle et lignes de mesure pour les profils de vitesse au-dessus et en-dessous du culot.

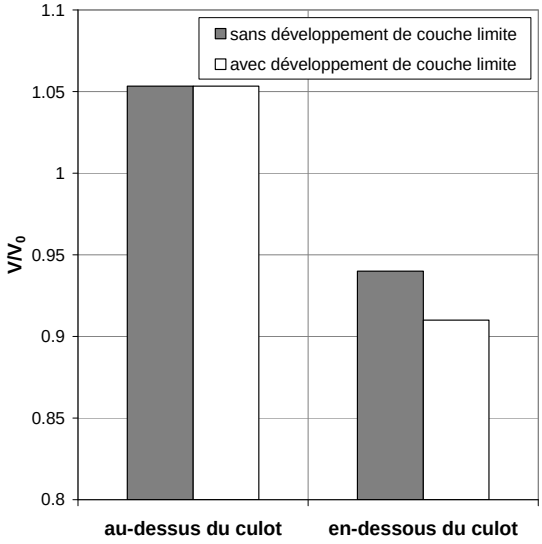


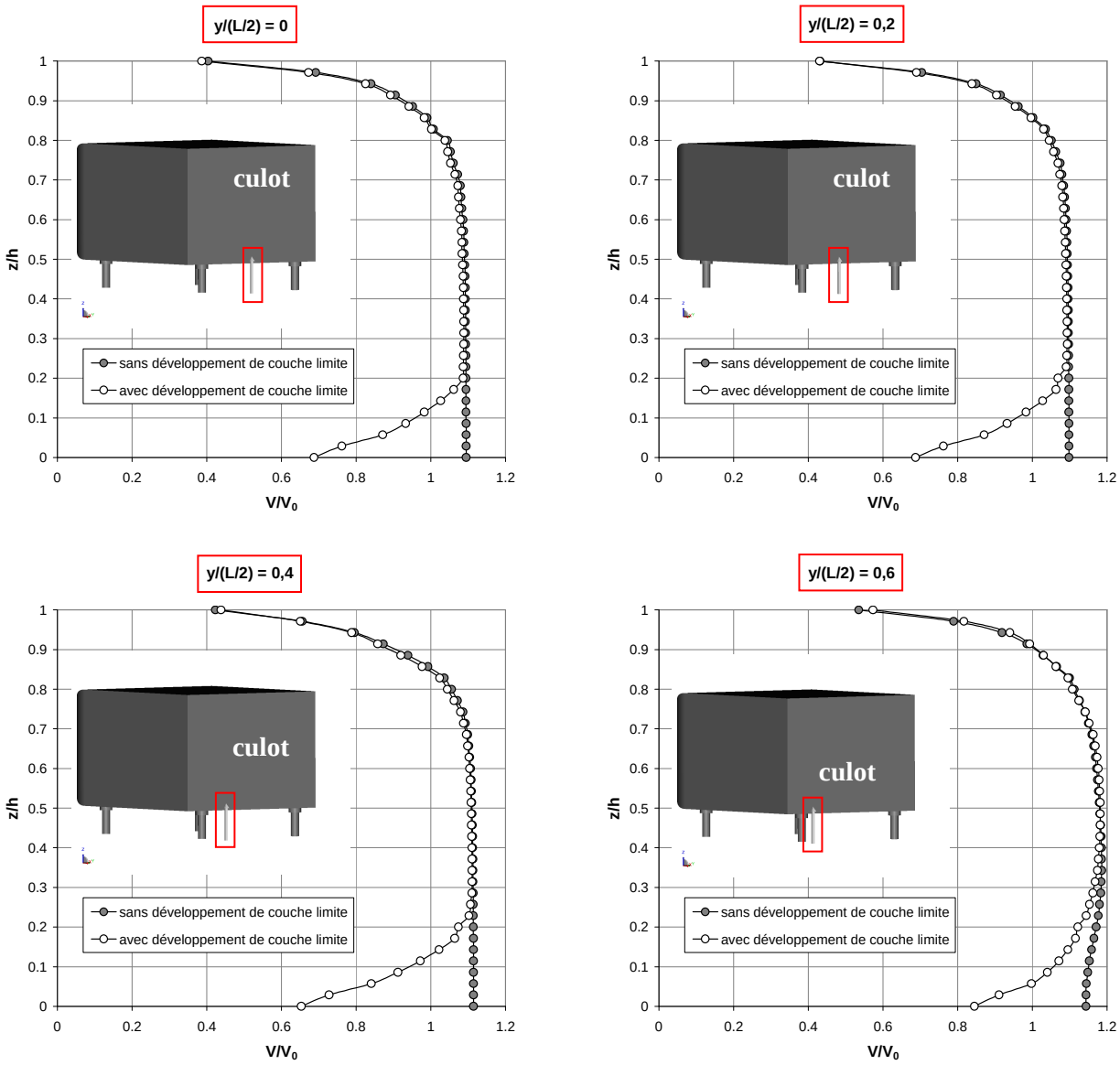
*Figure IV-28 : Vitesses moyennes adimensionnées dans les surfaces de contrôle au-dessus et en-dessous du culot, **avec et sans** développement de couche limite sur le plancher de la soufflerie.*

Pour expliquer l'écart de vitesse en-dessous de la maquette entre les deux conditions aux limites imposées au plancher de la soufflerie, des profils de vitesse sont tracés en-dessous du culot pour différentes abscisses y (Figure IV-29).

Pour les abscisses y/(l/2) Є {0,6 ; 0,8 ; 1}, la présence du pied arrière de la géométrie explique les profils de vitesse singuliers présentés sur la Figure IV-29.

Pour les autres abscisses, y/(l/2) Є {0 ; 0,2 ; 0,4}, les profils de vitesse sont identiques excepté dans la zone proche du plancher de la soufflerie : z/h Є [0 ; 0,2]. Dans cette zone, la prise en compte du développement de la couche limite (symboles blancs sur la Figure IV-29) induit des vitesses plus faibles. Cela explique alors que la vitesse moyenne relevée dans la surface de contrôle placée en-dessous du culot soit plus faible lorsque le développement de la couche limite est pris en compte.

Par ailleurs, les résultats mettent en évidence la modélisation numérique de la couche limite puisque la vitesse à la surface du plancher (en z/h = 0) n'est jamais nulle lorsque le développement de la couche limite est pris en compte.



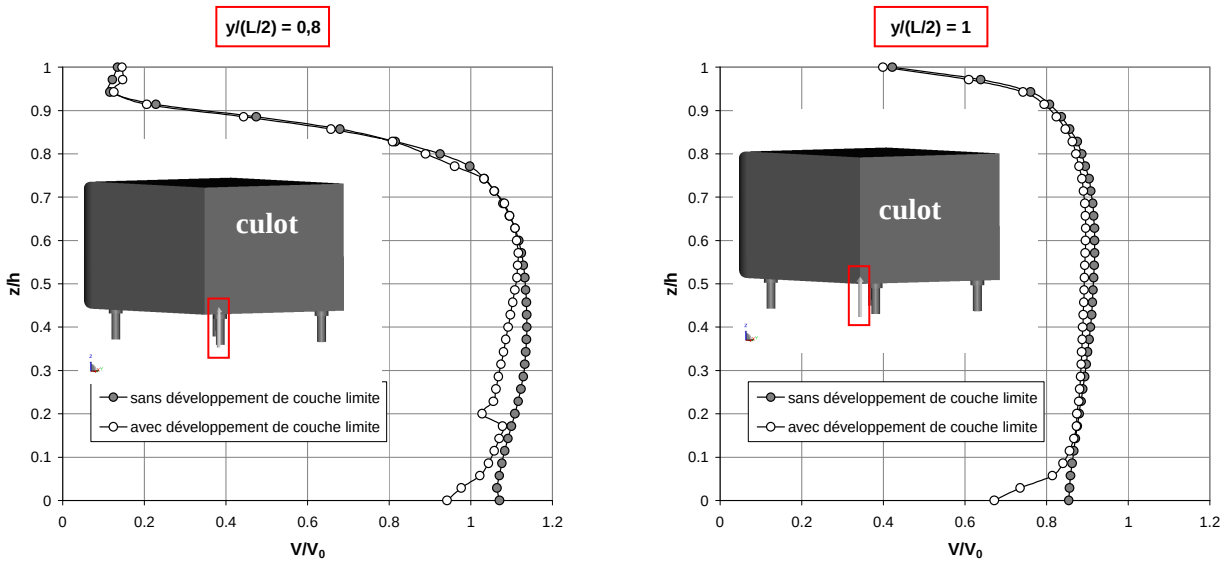


*Figure IV-29 : Profils de vitesse **en-dessous du culot** tracés à l'intersection de plans y constants et du plan du culot.*

Cherchons désormais à relier les profils de vitesse tracés en-dessous du culot de la géométrie avec les positions des cœurs tourbillonnaires et la circulation des structures tourbillonnaires associées.

En y/(l/2) = 0, le profil de vitesse tracé en-dessous du culot montre que la norme de la vitesse moyenne sur cette ligne de mesure est plus faible lorsque le développement de la couche limite sur le plancher de la soufflerie est pris en compte. L'entraînement du tourbillon bas par l'écoulement de soubassement est alors plus faible et peut expliquer le décalage du cœur tourbillonnaire bas vers le culot (Figure IV-26). En revanche, cela ne permet pas d'expliquer l'importante augmentation de la circulation de cette structure lorsque le développement de la couche limite sur le plancher est pris en compte.

En 2D, pour une géométrie de type culot droit, Depeyras [DEP-09] considère que la circulation Γ^- de la structure tourbillonnaire basse est reliée à la vitesse moyenne V^- de l'écoulement issu du soubassement et à la hauteur h^- du tourbillon, définie comme la distance entre le bas du culot et le nœud d'attachement N_0, par la relation suivante :

$$\Gamma^- = \frac{V^- h^-}{2} \qquad \text{(IV-11)}$$

Dans l'étude tridimensionnelle présentée ici, la prise en compte ou non du développement de la couche limite sur le plancher de la soufflerie modifie les valeurs de la vitesse moyenne V^- et de la hauteur h^-. Lorsque le développement de la couche limite est pris en compte, ces deux grandeurs décroissent (Tableau IV-3). Selon la relation (IV-11), la circulation Γ^- de la structure tourbillonnaire basse dans le plan y/(l/2) = 0 devrait donc elle aussi diminuer. Cependant, comme il a été indiqué dans la Figure IV-25 et présenté de nouveau dans le Tableau IV-3, cette grandeur augmente.

Ces résultats montrent qu'il n'est pas possible de transposer directement les phénomènes bidimensionnels aux phénomènes tridimensionnels étudiés dans un plan de coupe. En effet, la modification de la circulation des cœurs tourbillonnaires par la prise en compte de la couche limite sur le plancher de la soufflerie ne peut pas s'expliquer à partir de la seule vitesse moyenne de l'écoulement dans le soubassement de la maquette. En trois dimensions, les structures tourbillonnaires de sillage interagissent entre elles, avec l'écoulement de soubassement mais également avec les écoulements qui se développent au niveau des parois latérales de la géométrie.

	sans couche limite sur le plancher	avec couche limite sur le plancher	sens d'évolution lors de la prise en compte de la couche limite	sens d'évolution prévu par la relation (IV-11)
h^- (m)	0,096	0,092	diminution	-
V^- ($m.s^{-1}$)	31,1	29,8	diminution	-
Γ^- ($m^2.s^{-1}$)	0,043	0,069	**augmentation**	**diminution**

Tableau IV-3 : Valeurs de h^-, V^- et Γ^- relevées et calculées dans le plan y = 0.

Afin de relier les effets tridimensionnels du sillage de la maquette simplifiée, fermée à l'écoulement extérieur, avec sa traînée aérodynamique, les distributions de vitesse et de pression totale sont examinées dans la direction transversale du sillage.

4.5. Développement transversal du sillage

Le développement transversal du sillage est analysé à partir de plans situés en différentes abscisses x (Figure IV-30). L'analyse de la norme de la vitesse permet d'observer la diffusion et la dissipation du sillage dans la direction de l'écoulement et rejoint les observations d'Onorato et al. sur un véhicule automobile ([ONO-84]). A partir d'une distance 2×H en aval du culot, l'influence de la présence de la maquette sur la vitesse de l'écoulement incident n'est presque plus visible.

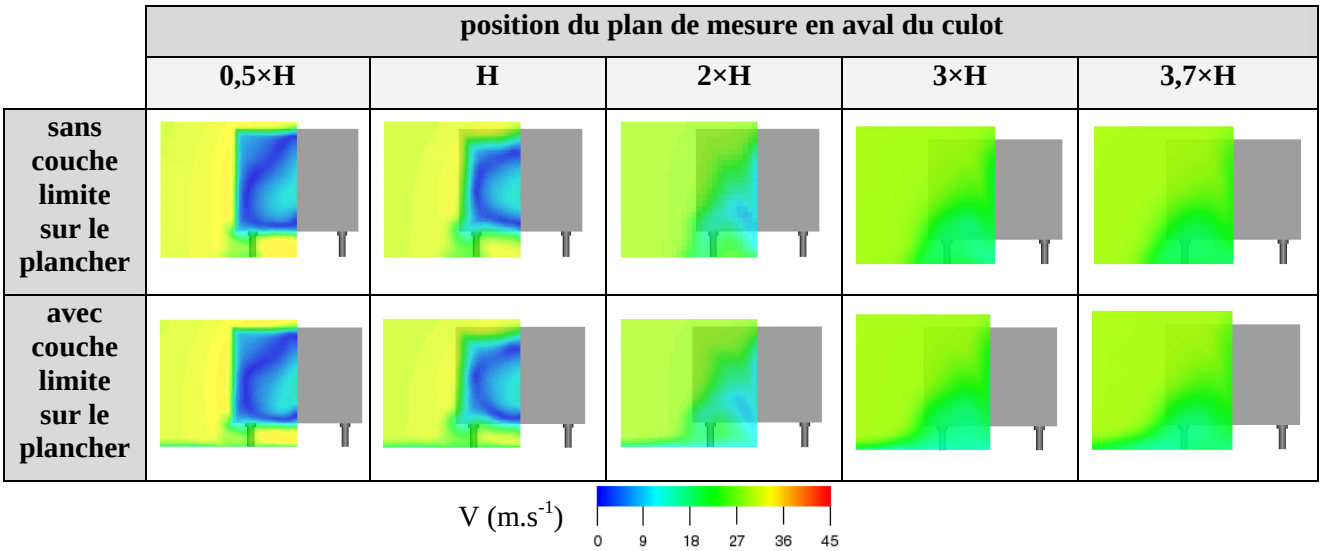


Figure IV-30 : Norme de la vitesse dans différents plans transversaux en aval de la maquette.

La relation d'Onorato [ONO-84], rappelée ici, permet de relier la traînée aérodynamique aux distributions de vitesse et de pression totale sur la surface transversale S du sillage :

$$F_x(\text{Onorato}) = \underbrace{\iint_S \left(Pi_0 - Pi\right) d\sigma}_{(a)} + \underbrace{\frac{\rho V_0^2}{2} \iint_S \left(\frac{V_y^2}{V_0^2} + \frac{V_z^2}{V_0^2} \right) d\sigma}_{(b)} + \underbrace{\frac{-\rho V_0^2}{2} \iint_S \left(1 - \frac{V_x}{V_0} \right)^2 d\sigma}_{(c)} \qquad \text{(IV-12)}$$

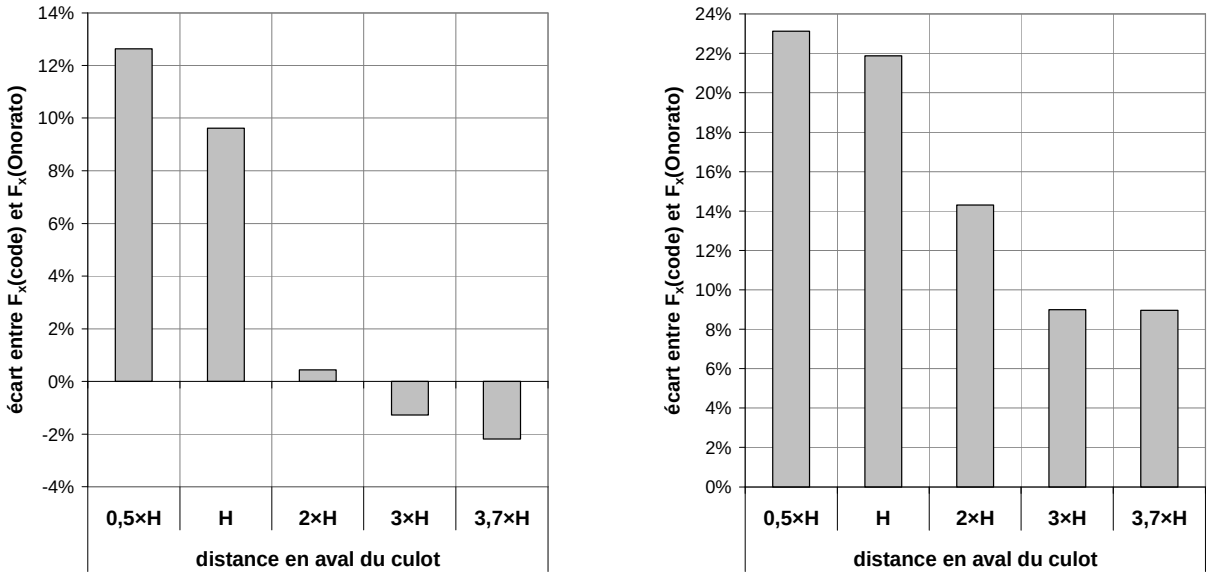
La relation (IV-12) a été utilisée dans la Partie III - Approche Expérimentale pour estimer les termes (b) et (c) à partir de mesures de vitesse effectuées dans un plan transversal situé à une distance H en aval du culot. Cependant, les hypothèses utilisées par Onorato et al. ne sont pas vérifiées pour la maquette à cette distance en aval du culot, notamment parce que le plan de mesure intercepte les structures tourbillonnaires du sillage.

Les simulations numériques permettent d'estimer les trois termes intégraux de la relation d'Onorato en intégrant la pression totale et les trois composantes de la vitesse sur la surface S du sillage. Ces trois termes sont évalués pour les plans transversaux situés aux distances 0,5×H, H, 2×H, 3×H et 3,7×H en aval du culot,

permettant ainsi de compléter les mesures expérimentales du Chapitre III.4. La somme des trois termes, égale à F_x(Onorato), est alors comparée à la valeur de traînée F_x(code) fournie directement par le code de calcul. L'écart entre les deux valeurs de traînée est reporté sur la Figure IV-31 pour les deux conditions aux limites imposées au plancher de la soufflerie.

Sans développement de couche limite, la meilleure estimation de la traînée par la relation d'Onorato est obtenue lorsque le plan transversal est situé à une distance 2×H en aval du culot de la maquette. L'écart entre les valeurs de traînée F_x(code) et F_x(Onorato) s'élève alors à 0,4% (Figure IV-31 (a)). Pour les distances inférieures à 2×H (0,5×H et H en aval du culot), la traînée aérodynamique évaluée à partir de la relation d'Onorato est largement surestimée (de 12,6%, respectivement 9,6%) et pour les distances supérieures à 2×H (3×H et 3,7×H en aval du culot), elle est sous-estimée (de -1,3%, respectivement -2,2%). Les hypothèses utilisées par Onorato et al. pour établir la relation (IV-12) peuvent en partie expliquer ces écarts de traînée. Les auteurs considèrent en effet l'écoulement stationnaire et ne prennent pas en compte les contraintes visqueuses et turbulentes dans l'expression de la traînée (voir Annexe D). Ces simplifications peuvent alors engendrer une perte d'informations liées au développement des structures tourbillonnaires de sillage et au lâcher de ces tourbillons, d'autant que les plans de mesure proches du culot (0,5×H et H en aval du culot) interceptent les structures tourbillonnaires. Pour les plans éloignés du culot (3×H et 3,7×H en aval du culot), les écarts de traînée peuvent s'expliquer par un maillage trop grossier du domaine de calcul.

Lorsque le développement de la couche limite est pris en compte, la traînée aérodynamique est surestimée par la relation d'Onorato quelque soit la distance entre le plan transversal et le culot de la géométrie. Pour établir la relation (IV-12), les auteurs négligent le gradient de vitesse sur le sol, c'est-à-dire la couche limite, ce qui correspond à une condition d'écoulement sur route. Cette hypothèse est alors clairement en contradiction avec la prise en compte de la couche limite dans les simulations numériques et peut expliquer les importants écarts obtenus sur la valeur de la traînée (Figure IV-31 (b)). Dans la suite, les résultats obtenus avec prise en compte de la couche limite sur le plancher de la soufflerie ne sont donc pas commentés.



(a) sans développement de couche limite sur le plancher *(b) avec développement de couche limite sur le plancher*

Figure IV-31 : Ecart entre la valeur de la traînée obtenue directement par le calcul F_x(code) et la valeur de la traînée obtenue par la relation d'Onorato F_x(Onorato) pour la maquette fermée.

Le détail des efforts engendrés par les trois termes intégraux de la relation d'Onorato, évalués à partir des résultats de simulations numériques, est présenté dans la Figure IV-32. Les termes (a) et (c) décroissent, en valeur absolue, lorsque la distance en aval du culot augmente, notamment entre les distances H et 2×H. Cela témoigne d'importantes pertes énergétiques entre ces deux distances en aval du culot. Ces résultats sont en accord avec l'analyse du champ de vitesse de la Figure IV-30 : à une distance 2×H en aval du culot, la perturbation de l'écoulement externe induite par la présence de la géométrie n'est presque plus visible.

Les termes intégraux de la relation d'Onorato sont également analysés en fonction de leur contribution dans F_x(Onorato) (Figure IV-33). Quelque soit la distance en aval du culot, les efforts engendrés par le terme (a), qui représente la perte de pression totale entre l'infini amont et le plan de mesure, sont prépondérants. De plus, la contribution du terme intégral (a) est d'autant plus importante que la distance en aval du culot est grande. Ces résultats confirment les hypothèses émises à partir des résultats de mesures expérimentales : la traînée de la maquette est principalement engendrée par la perte de pression totale entre l'amont et l'aval de la géométrie. La deuxième contribution majeure est celle du terme (c) qui correspond à la perte de vitesse longitudinale. Cette contribution décroît lorsque la distance en aval du culot augmente. En effet, plus le plan de mesure est éloigné du culot, moins la présence de la géométrie perturbe l'écoulement incident, et plus la composante longitudinale V_x de la vitesse tend vers celle de l'écoulement incident V_0. La contribution du terme (b), qui correspond aux efforts engendrés par la rotation du fluide dans le plan de mesure, est faible (< 5%). Elle croît jusqu'à la distance 2×H en aval du culot, atteint sa valeur maximale, puis décroît pour les distances en aval du culot plus importantes. Pour expliquer cette évolution, la composante suivant $\vec{x}$ de la vorticité est analysée dans les plans 0,5×H, H, 2×H, 3×H et 3,7×H en aval du culot (Figure IV-34).

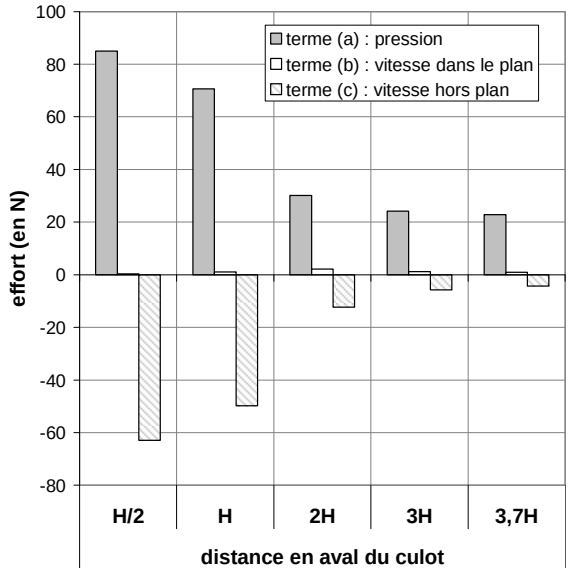


*Figure IV-32 : Evaluation des efforts engendrés par les trois termes intégraux de la relation d'Onorato pour la maquette fermée, **sans développement de couche limite**.*

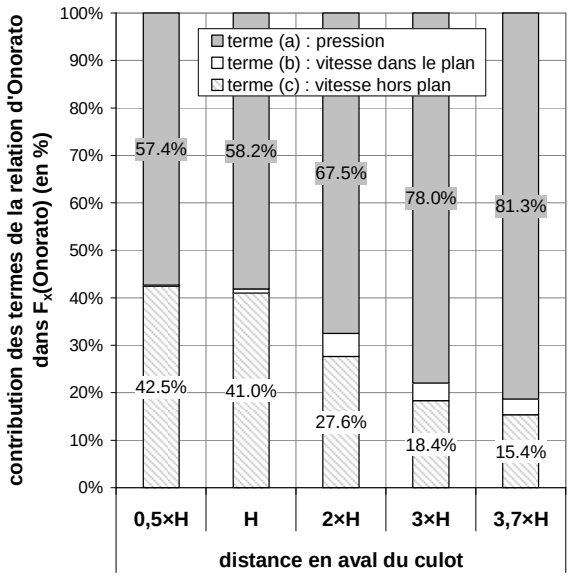


*Figure IV-33 : Contribution des termes intégraux de la relation d'Onorato dans F_x(Onorato) pour la maquette fermée, **sans développement de couche limite**.*

Pour les distances inférieures à 2×H (0,5×H et H en aval du culot), le taux de rotation du fluide est faible et seules quelques petites structures tourbillonnaires apparaissent. A la distance 2×H en aval du culot, le taux de rotation augmente de manière importante en raison de la présence des structures tourbillonnaires longitudinales contrarotatives associées à la structure torique du sillage. Sur la Figure IV-34, seule une des deux structures longitudinales est visible, à gauche du plan de symétrie de la maquette, et son cœur tourbillonnaire est noté F_1. L'augmentation de la distance en aval du culot (3×H et 3,7×H) met en évidence la diminution du taux de rotation, et par conséquent la diffusion de ces structures.

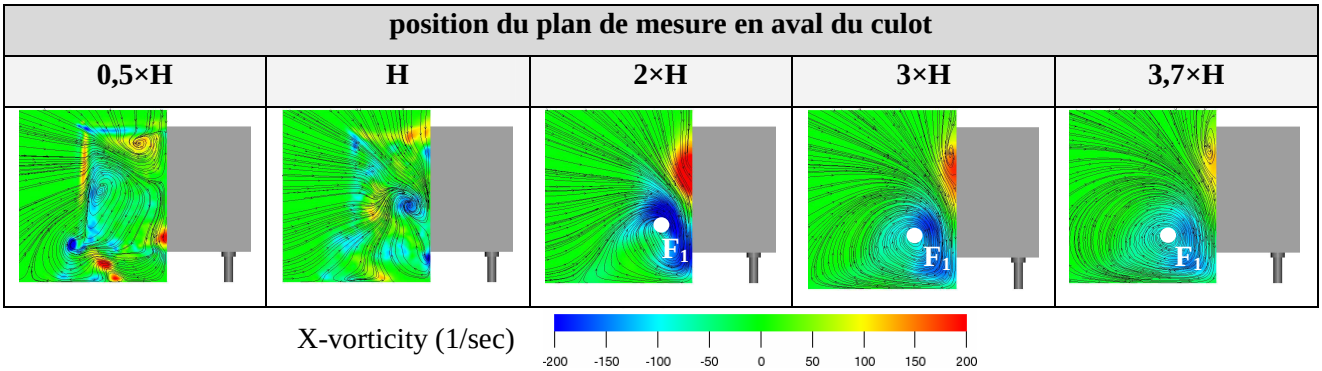
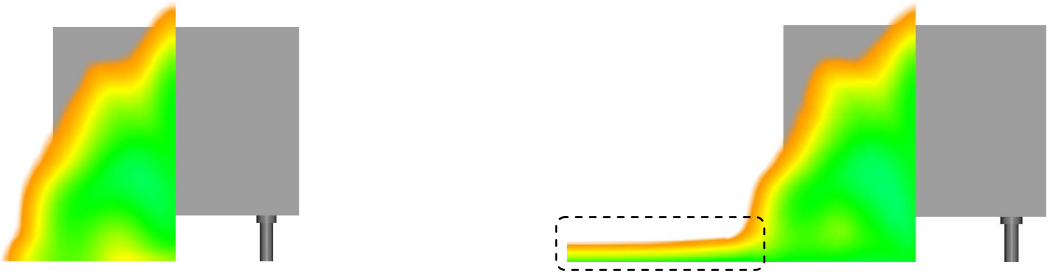


Figure IV-34 : Composante longitudinale de la vorticité dans des plans transversaux situés aux distances 0,5×H, H, 2×H, 3×H et 3,7×H en aval du culot de la maquette fermée, sans développement de couche limite.

Les résultats expérimentaux (voir Chapitre III.4 - section 4.3.) montrent que le développement transversal du sillage peut être relié de manière directe à la traînée aérodynamique à condition que les distributions de pression totale et de vitesse soient similaires dans le plan transversal de mesure. Dans ce cas, une augmentation des dimensions transversales du sillage se traduit par une augmentation de la traînée aérodynamique. Par ailleurs, les résultats numériques montrent que la traînée de la maquette est principalement engendrée par la perte de pression totale entre l'amont et l'aval de la géométrie et son estimation par la relation d'Onorato est valable à une distance 2×H en aval du culot.

Pour ces raisons, le champ de pression totale est analysé, à une distance 2×H en aval du culot, pour les deux conditions aux limites imposées au plancher de la soufflerie : avec et sans développement de la couche limite (Figure IV-35). La prise en compte de la couche limite engendre une zone de faible vitesse au voisinage du plancher qui se traduit par des pressions totales non nulles (entourées en pointillés sur la Figure IV-35 (b)). Dans cette zone, la vitesse longitudinale V_x est inférieure à la vitesse de l'écoulement incident, et ces points sont alors compris dans la surface transversale S du sillage. En dehors de cette zone, les distributions de vitesse et de pression totale sont similaires avec et sans prise en compte de la couche limite sur le plancher de la soufflerie (Figure IV-35). Par conséquent, dans le cas de la maquette fermée, l'augmentation des dimensions transversales du sillage lors de la prise en compte du développement de la couche limite sur le plancher de la soufflerie permet d'expliquer l'augmentation de traînée.



(a) sans développement de couche limite *(b) avec développement de couche limite*

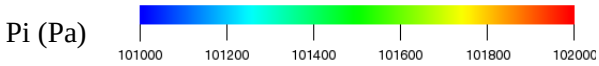


Figure IV-35 : Distribution transversale de pression totale à une distance 2×H en aval de la géométrie. Les valeurs supérieures à la pression totale à l'infini amont Pi_0 ne sont pas affichées.

4.6. Conclusion

Dans ce chapitre, l'étude numérique de la maquette fermée à l'écoulement extérieur a été détaillée. Deux simulations numériques sont présentées. Elles se différencient par la condition aux limites imposée au plancher de la soufflerie numérique. Dans un cas, le développement de la couche limite n'est pas pris en compte, et la simulation numérique reproduit alors les conditions d'écoulement sur route. Dans l'autre cas, le développement de la couche limite est pris en compte et cherche à reproduire les conditions d'écoulement dans la soufflerie réelle.

Les résultats montrent que, dans les deux cas, le sillage de la géométrie est caractérisé par une structure torique qui s'appuie sur le culot en un nœud d'attachement noté N_0. Cependant, les deux simulations présentent des différences : les cœurs des structures tourbillonnaires se déplacent, les circulations des structures tourbillonnaires sont modifiées, et la vitesse de l'écoulement issu du soubassement dépend de la condition aux limites imposée au plancher de la soufflerie. Ces différences se traduisent par des valeurs différentes de traînée et de pression statique moyenne au culot, mais les sens de variation sont en accord avec les résultats expérimentaux : plus la pression statique moyenne au culot est élevée, plus la traînée est faible.

La diminution des pressions au culot est directement liée à l'augmentation locale de la vitesse au voisinage du culot. Celle-ci peut être engendrée par une augmentation de la circulation des structures tourbillonnaires ou par un rapprochement des cœurs tourbillonnaires vers le culot. L'analyse des résultats associés à la maquette fermée, avec et sans prise en compte de la couche limite sur le plancher de la soufflerie, ne permet cependant pas de justifier de la modification des circulations ou des positions des cœurs tourbillonnaires à partir du relevé de la vitesse de l'écoulement issu du soubassement comme c'est le cas en deux dimensions ([DEP-09]).

L'analyse des distributions de vitesse et de pression totale dans des plans transversaux situés à différentes distances en aval du culot permet de mettre en évidence divers résultats. Tout d'abord, l'estimation de la traînée aérodynamique à partir des distributions de vitesse et de pression totale dans un plan transversal du sillage n'est pas valable en tout plan transversal du sillage. Celui-ci doit être suffisamment éloigné du culot pour pouvoir négliger les effets des contraintes visqueuses et turbulentes, et suffisamment proche du culot pour que le relâchement du maillage n'engendre pas de perte d'informations. Ensuite, la prise en compte du développement de la couche limite sur le plancher de la soufflerie n'est pas compatible avec l'application de la relation d'Onorato qui néglige le gradient de vitesse sur le sol. Enfin, pour la même géométrie du compartiment moteur fermé à l'écoulement extérieur, la prise en compte du développement de la couche limite sur le plancher de la soufflerie engendre une augmentation des dimensions transversales du sillage qui se traduit par une augmentation de traînée. Ce lien direct entre surface transversale du sillage et valeur de la traînée aérodynamique n'est valable qu'en raison de la similitude des distributions de vitesse et de pression totale dans le plan transversal de mesure.

Les résultats obtenus sur la géométrie fermée à l'écoulement extérieur montrent que la traînée aérodynamique, le coefficient de pression statique moyen au culot, la position des cœurs des structures tourbillonnaires longitudinales dans le plan de symétrie de la maquette et la position du nœud d'attachement N_0 au culot sont mieux estimés par rapport aux expérimentations en soufflerie lorsque le développement de la couche limite sur le plancher de la soufflerie n'est pas pris en compte. Malgré une estimation correcte de l'épaisseur de couche limite sur le plancher lorsque le développement de la couche limite est pris en compte, les écarts semblent provenir de la méthode de modélisation de la couche limite dans le code, qui impose une vitesse non nulle à la surface des parois solides. Pour toutes ces raisons, les simulations numériques réalisées lorsque la maquette est ouverte à l'écoulement extérieur ne prennent pas en compte le développement de la couche limite sur le plancher de la soufflerie numérique. Les résultats de ces simulations sont présentés dans le chapitre suivant.

Chapitre IV.5 - Résultats numériques pour la maquette ouverte

Ce chapitre concerne l'étude numérique de la maquette lorsque les sections d'entrée et de sortie du compartiment moteur sont ouvertes. Les résultats obtenus pour la configuration de base dans laquelle l'écoulement peut passer au-dessus et en-dessous du milieu poreux, et pour la configuration étanche qui consiste à empêcher le fluide de passer au-dessus et en-dessous du milieu poreux, sont notamment présentés. L'objectif de cette modification géométrique interne est d'améliorer le débit à travers le milieu poreux, et d'observer son impact sur la traînée aérodynamique de la maquette simplifiée.

Les premiers résultats portent sur la traînée aérodynamique de la maquette simplifiée. Ils permettent de connaître l'écart entre les valeurs numériques et expérimentales, d'évaluer la traînée de refroidissement et d'identifier la contribution du milieu poreux à la traînée totale. Ces valeurs de traînée sont ensuite mises en relation avec la distribution de pression statique au culot de la géométrie. La position des cœurs des structures tourbillonnaires de sillage est ensuite relevée dans le plan de symétrie de la maquette. Enfin, l'analyse des distributions des vitesses et de la pression totale dans la direction normale à l'écoulement permet d'identifier et de quantifier les sources de traînée pour la maquette ouverte.

Les simulations numériques sont également utilisées pour évaluer les débits internes au compartiment moteur de la maquette simplifiée. L'évaluation du débit à travers le compartiment moteur permet de tester la validité de la méthode d'estimation du débit proposée dans la partie expérimentale. Par ailleurs, les débits sont relevés dans chacune des branches du circuit d'air du compartiment moteur, notamment à travers le milieu poreux. Des champs de vitesse à l'intérieur du compartiment moteur, qui n'ont pas pu être réalisés expérimentalement, fournissent des indications sur les variations de débit observées entre les différentes configurations.

Finalement, des liens sont établis entre les débits internes au compartiment moteur et les pertes de pressions totales relatives à la maquette. La perte de pression totale engendrée par la présence de la maquette dans l'écoulement, la perte de pression totale entre les sections d'entrée et de sortie du compartiment moteur et la perte de pression totale associée au milieu poreux sont notamment étudiées.

5.1. Traînée aérodynamique

Dans ce paragraphe, toutes les valeurs numériques relatives à la traînée aérodynamique de la maquette simplifiée sont présentées. Elles concernent les deux géométries internes du compartiment moteur, base et étanche, la contribution du milieu poreux à la traînée totale, et la contribution de la traînée de refroidissement à la traînée totale. Les cartographies de pression statique au culot de la maquette sont ensuite présentées et expliquent les variations de traînée entre les configurations. La position des cœurs des structures tourbillonnaires est ensuite relevée dans le plan de symétrie y = 0. Enfin, l'analyse transversale du sillage permet de déterminer les sources de traînée de la maquette simplifiée.

5.1.1. Valeurs de traînée

La mise en évidence expérimentale d'un jet en sortie de la maquette pour une faible inclinaison des ailettes dans la section de sortie 5 (voir Chapitre III.4 - section 4.2.5.), placée au milieu du culot, incite à raffiner le maillage volumique dans le sillage. La taille d'élément de 2.10^{-3} m, utilisée pour les sorties 2, 3 et 4, est remplacée par une taille d'élément de 1.10^{-3} m et couvre le sillage sur une longueur de maquette (Figure IV-36 et Figure IV-37).

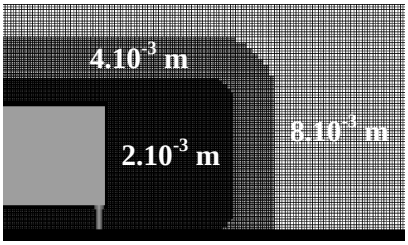


Figure IV-36 : Tailles des éléments du maillage dans le sillage des sorties 2, 3 et 4

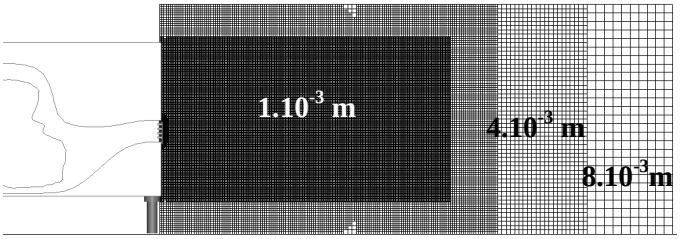


Figure IV-37 : Taille des éléments du maillage dans le sillage de la sortie 5.

Pour les configurations de base de la maquette, les valeurs de traînée obtenues numériquement sont cohérentes avec les valeurs mesurées expérimentalement : les sorties du soubassement (sorties 2 et 3) engendrent les valeurs de traînée les plus élevées, et les sorties au culot (sorties 4 et 5) les valeurs les plus faibles (Figure IV-38). De plus, l'écart entre les valeurs numériques et les valeurs expérimentales est inférieur à 5% (Figure IV-39). Pour les configurations étanches de la maquette, la variation de traînée par rapport aux essais expérimentaux n'est pas indiquée car seules les configurations de base sont mesurées en soufflerie. En revanche, la variation de traînée par rapport aux configurations de base est évaluée et montre que la mise en place d'étanchéités au-dessus et en-dessous du milieu poreux a peu d'impact sur la traînée de la maquette. La variation de traînée entre les configurations de base et les configurations étanches est en effet comprise entre -1,3% et 2,2%.

Comme il a été indiqué dans le Chapitre II.3, le code de calcul utilisé permet d'évaluer les actions de pression et de frottement qui s'exercent sur chacun des éléments composant la géométrie, notamment les échangeurs aérothermiques. Pour toutes les configurations, la contribution du milieu poreux à la traînée aérodynamique totale est faible et comprise entre 1,1% et 5,3% (Figure IV-40). Quelque soit la sortie utilisée, cette contribution est toujours plus élevée avec la configuration étanche. En effet, pour cette configuration, l'intégralité de l'écoulement interne au compartiment moteur traverse le milieu poreux, et la traînée induite par les écoulements au-dessus et en-dessous du milieu poreux est reportée sur le milieu poreux. En outre, la contribution du milieu poreux à la traînée aérodynamique totale est plus élevée avec les sorties 4 et 5, puis la sortie 2 et finalement la sortie 3. Ce résultat suggère que le débit interne au compartiment moteur est plus important avec les sorties 4 et 5, puis la sortie 2 et finalement la sortie 3. Cette hypothèse est en accord avec l'estimation du débit interne à partir des mesures expérimentales (voir Chapitre III.5 - Estimation du débit à travers le compartiment moteur) et sera confirmée dans la suite du chapitre, dans la section 5.2.2.

La traînée de refroidissement du compartiment moteur, définie comme la différence de traînée du compartiment moteur lorsque les sections d'entrée et de sortie sont ouvertes puis fermées, est fortement dépendante de la position de la sortie (voir Figure IV-41). La contribution de la traînée de refroidissement

dans la traînée totale varie en effet de 2,4% avec la sortie 4 à 19,6% avec la sortie 3. Comme pour les résultats expérimentaux, la sortie 2 est la plus représentative d'un véhicule réel, d'une part en raison de sa position, et d'autre part en raison de la contribution de la traînée de refroidissement à la traînée totale qui s'élève à environ 6% (voir ([HUC-78], [WIL-85], [CAR-95]).

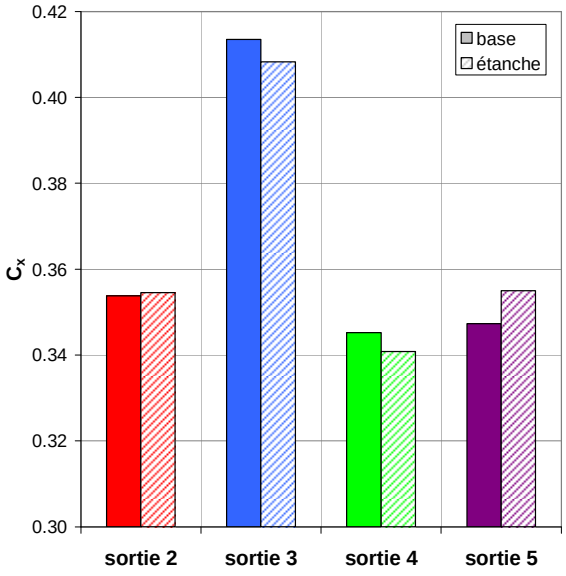


Figure IV-38 : Valeurs du coefficient aérodynamique de traînée pour les configurations étudiées numériquement.

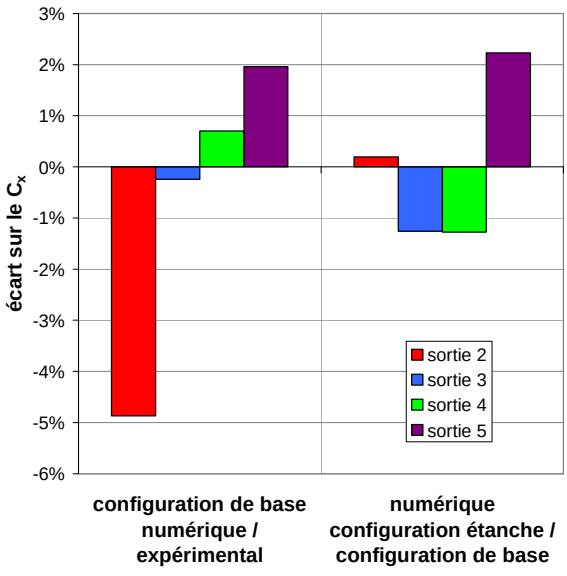


Figure IV-39 : Ecart sur le coefficient aérodynamique de traînée entre le numérique et l'expérimental, et les configurations de base et étanche.

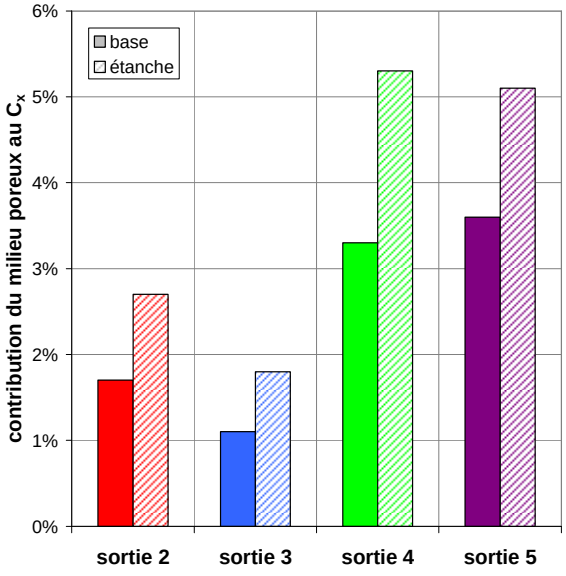


Figure IV-40 : Contribution du milieu poreux à la valeur du coefficient aérodynamique de traînée totale.

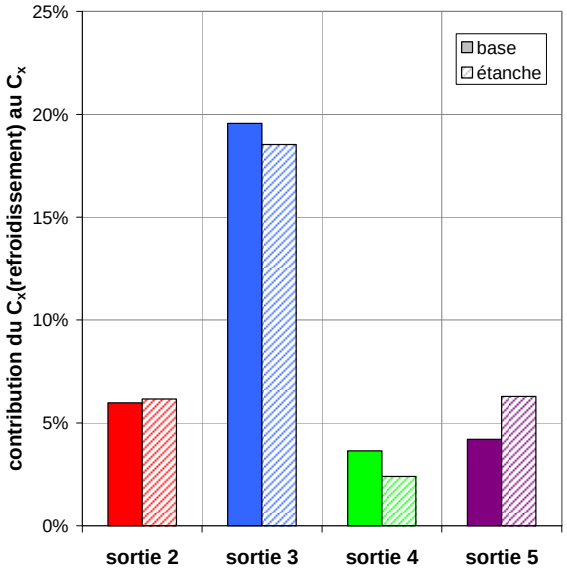


Figure IV-41 : Contribution du coefficient de traînée de refroidissement au coefficient aérodynamique de traînée totale.

Dans la suite, la distribution de pression statique au culot est analysée de manière à expliquer les variations de traînée entre les sorties 2, 3, 4 et 5.

5.1.2. Distribution de pression statique au culot

Les distributions de pression statique au culot (Figure IV-42) confirment les conclusions expérimentales : une remontée des pressions au culot se traduit par une diminution de traînée, et une diminution des pressions statiques au culot engendre une augmentation de traînée. Les niveaux de pression statique les plus faibles

sont en effet obtenus avec les sorties 2 et 3 qui engendrent les traînées les plus importantes, et les niveaux de pression statique les plus élevés sont obtenus avec les sorties 4 et 5 qui engendrent les traînées les plus faibles.

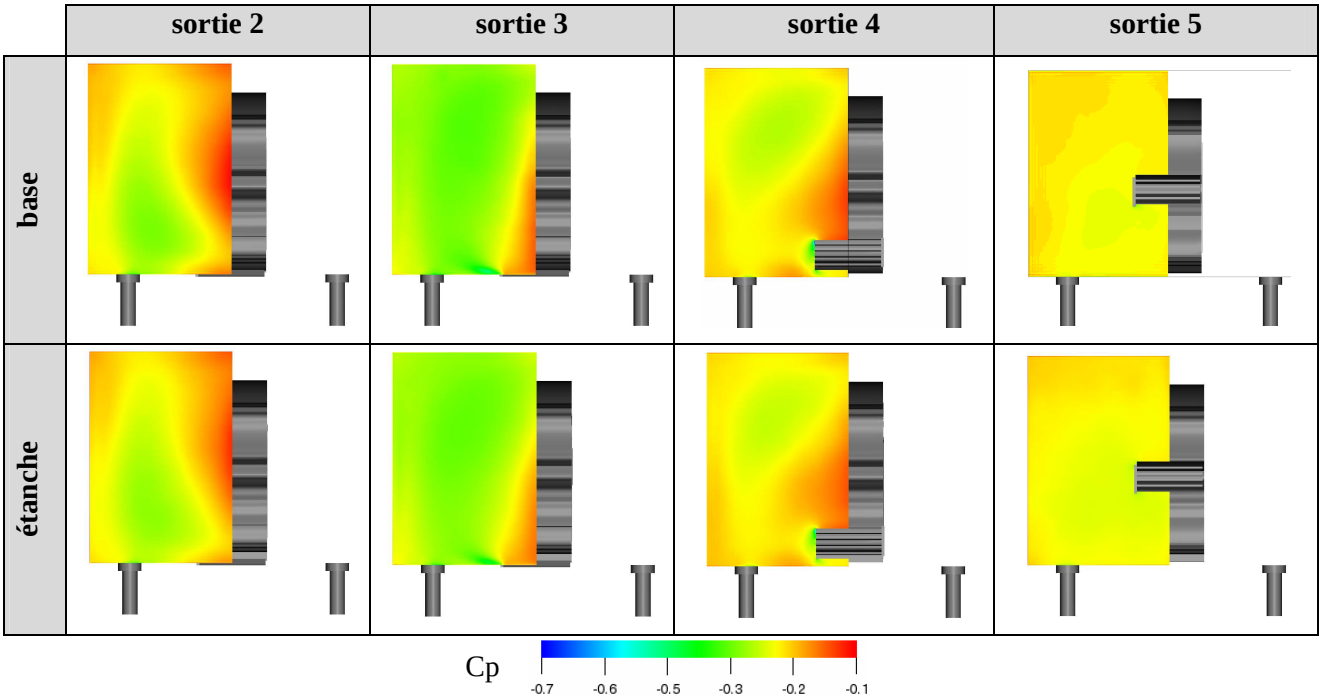


Figure IV-42 : Distribution de pression statique au culot de la maquette simplifiée.

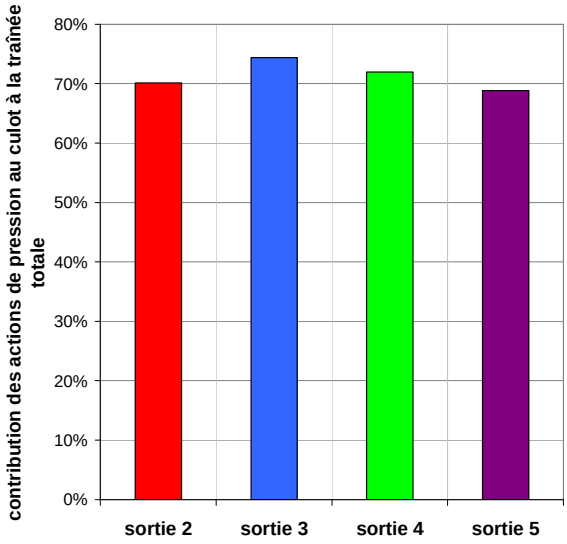


*Figure IV-43 : Contribution des actions de pression au culot à la traînée totale pour les configurations **de base** de la maquette.*

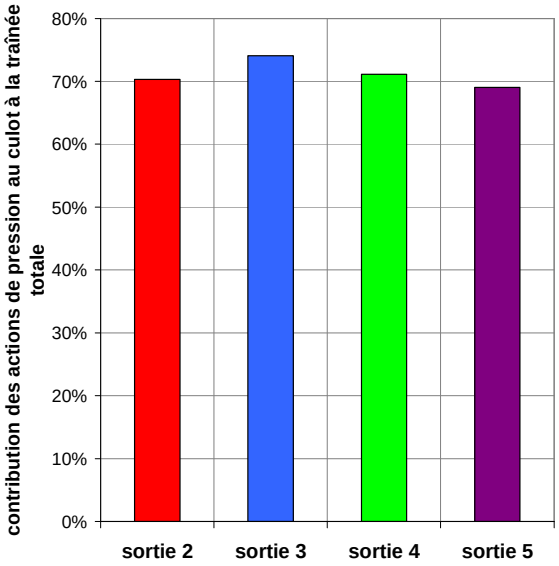


*Figure IV-44 : Contribution des actions de pression au culot à la traînée totale pour les configurations **étanches** de la maquette.*

Le calcul du coefficient de pression statique moyen au culot Cp_{culot} permet d'évaluer la contribution des actions de pression au culot dans la traînée totale de la maquette (Figure IV-43 et Figure IV-44). Celle-ci varie en fonction de la position de la sortie d'air mais dépend peu de la géométrie interne du circuit d'air (base ou étanche). Avec la sortie 2, respectivement la sortie 3, la contribution s'élève à 70%, respectivement 74%, pour les deux géométries internes. Avec la sortie 4, la contribution s'élève à 71% pour la géométrie de base et à 72% pour la géométrie étanche. Finalement, avec la sortie 5, la contribution s'élève à 69% pour les géométries de base et étanche. Ce résultat confirme la non-validité des mesures expérimentales de pression statique pour la section de sortie 5 (voir Chapitre III.3 - Traînée aérodynamique et pression statique au culot). Pour la maquette fermée, cette contribution s'élève à 74%, comme pour la sortie 3. Ce résultat suggère donc,

comme il a été indiqué dans le Chapitre III.5 - Estimation du débit à travers le compartiment moteur, que le débit interne associé à la sortie 3 est plus faible qu'avec les autres sorties et sera confirmé dans la section 5.2.2.

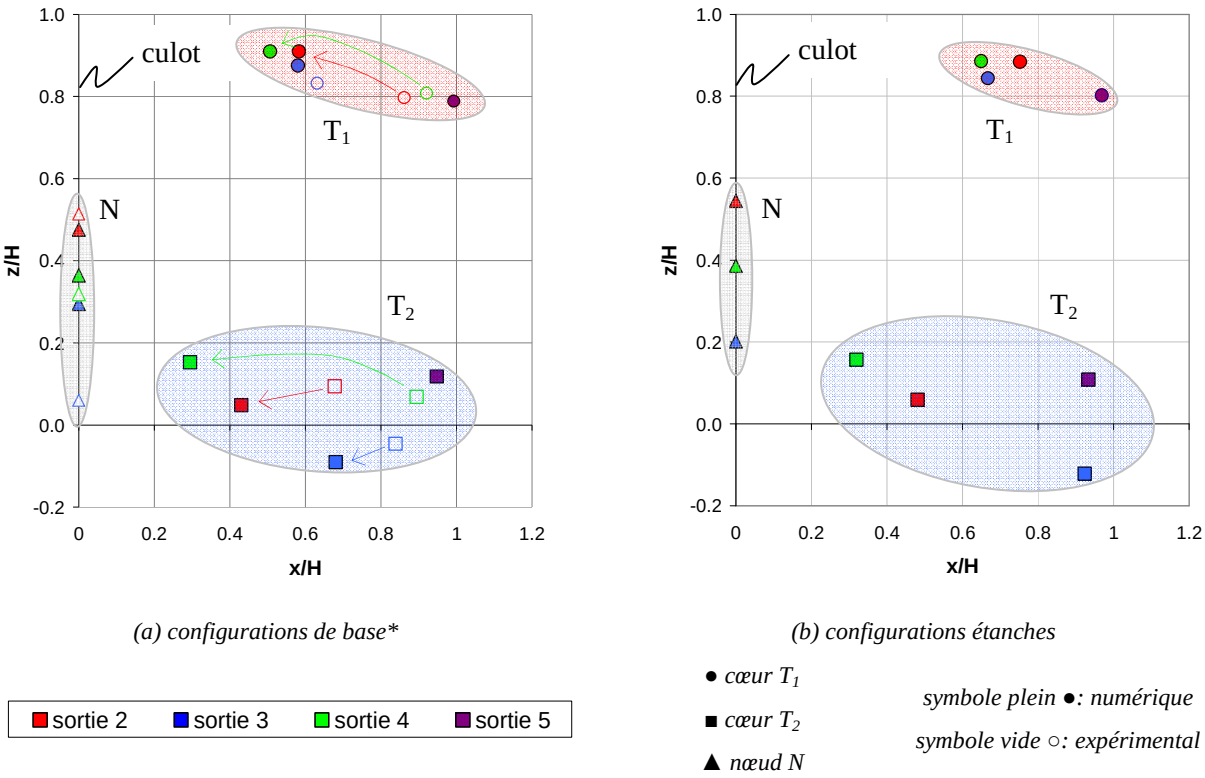
Afin d'expliquer la remontée des pressions au culot pour les sorties du culot, et la diminution des pressions au culot pour les sorties du soubassement, la position des cœurs tourbillonnaires est relevée dans le plan $y = 0$. Les résultats expérimentaux (voir Chapitre III.4 - section 4.2.) montrent que la position moyenne des cœurs tourbillonnaires dans ce plan est directement liée à la variation de traînée : plus les cœurs sont éloignés du culot et plus la traînée est faible.

5.1.3. Position des cœurs tourbillonnaires dans le plan de symétrie

D'un point de vue expérimental, l'utilisation de la sortie 4, placée au bas du culot, introduit de la quantité de mouvement dans le sillage et entraîne un report des cœurs tourbillonnaires relevés dans le plan y = 0 vers l'aval (voir Chapitre III.4 - section 4.2.4.). Numériquement, ce résultat n'est pas retrouvé et les positions des cœurs tourbillonnaires associées à la sortie 4 sont les plus proches du culot (symbole verts sur la Figure IV-45).

De manière générale, les positions des cœurs tourbillonnaires sont toujours plus proches du culot avec les simulations numériques qu'avec les mesures expérimentales (Figure IV-45 (a)).

Il existe plusieurs explications pour justifier la différence de position des cœurs des structures tourbillonnaires entre les résultats numériques et les résultats expérimentaux. Tout d'abord, de précédents résultats ont montré que le code de calcul estime mal la vitesse de l'écoulement dans les zones de faible vitesse (voir Chapitre IV.3 - Modélisation numérique du milieu poreux). Il est alors possible que les vitesses soient mal estimées dans la zone morte du sillage, et entraîne un mauvais placement des cœurs tourbillonnaires. Ensuite, le maillage n'a pas été raffiné dans le sillage de la sortie 4 comme cela a été fait pour la sortie 5. La dynamique de l'écoulement peut alors être mal capturée dans le sillage de la sortie 4, expliquant alors que le report des cœurs tourbillonnaires par introduction de quantité de mouvement, observé expérimentalement, ne soit pas retrouvé. Enfin, lors des expérimentations en soufflerie, seules les deux composantes de la vitesse appartenant au plan de mesure (V_x et V_z) sont mesurées et utilisées dans le calcul de la norme de la vitesse. Pour les résultats numériques, en revanche, les trois composantes de la vitesse sont prises en compte dans le calcul de la norme de la vitesse. La position des cœurs tourbillonnaires étant relevée à partir des lignes de courant tracées sur le champ de la norme de la vitesse, il est possible que la non prise en compte de la composante V_y de la vitesse dans les résultats expérimentaux engendre une modification de la position des cœurs T_1 et T_2.



*(a) configurations de base**

(b) configurations étanches

** les positions expérimentales ne sont pas indiquées pour la sortie 5 car la configuration étudiée numériquement n'est pas la même*

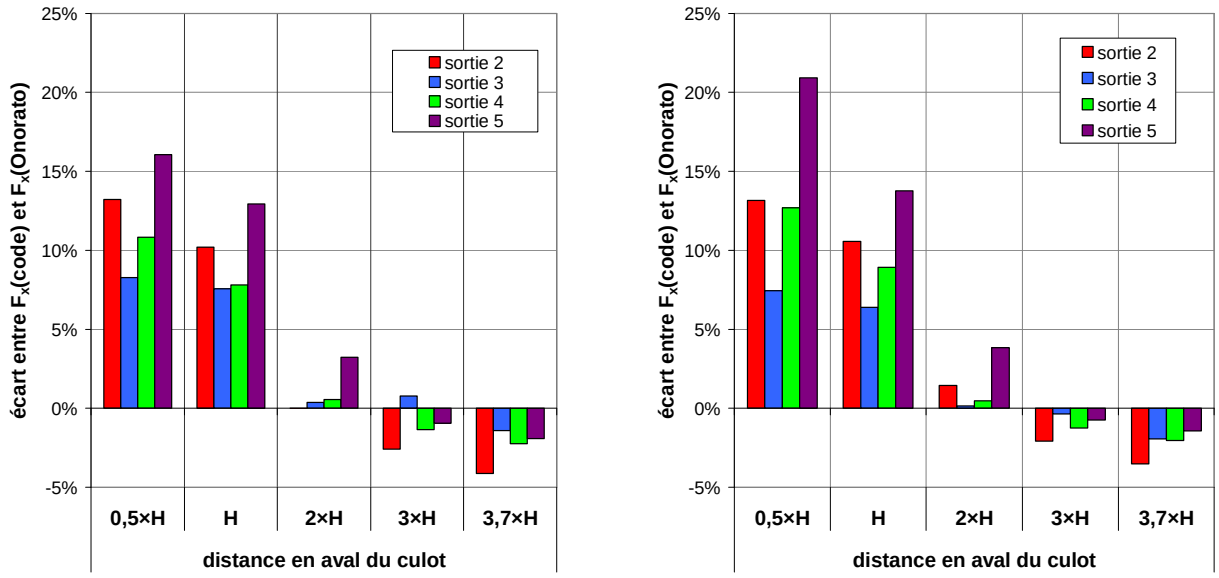
Figure IV-45 : Positions des cœurs des structures tourbillonnaires de sillage relevées dans le plan de symétrie y = 0.

Pour la maquette fermée, l'analyse des dimensions transversales du sillage a permis d'expliquer la variation de traînée entre les conditions aux limites sans et avec développement de couche limite sur le plancher de la soufflerie. Dans ce cas, les distributions de vitesse et de pression totale sont similaires dans le plan transversal de mesure et il est alors possible de justifier une augmentation de traînée par une augmentation des dimensions transversales du sillage. Pour la maquette ouverte, les mesures expérimentales ont montré que la position de la sortie modifie les distributions de vitesse dans le plan transversal de mesure (voir Annexe E - Champs de vitesse du sillage dans un plan transversal) et il est alors délicat d'expliquer les variations de traînée à partir des variations des dimensions transversales du sillage. En revanche, il est possible d'identifier et de quantifier les sources de traînée de la maquette ouverte.

5.1.4. Sources de traînée

Les résultats expérimentaux (voir Chapitre III.4 - section 4.3.) montrent que placer le plan transversal de mesure à une distance H en aval du culot n'est pas suffisant pour vérifier l'expression analytique de la traînée aérodynamique des véhicules en fonction des distributions transversales des vitesses et de la pression totale (voir la relation d'Onorato dans le Chapitre III.4 - section 4.3.). A partir des résultats de simulations numériques, il est possible d'accéder aux trois composantes de la vitesse et à la pression totale à n'importe quelle distance en aval du culot. Ces quatre grandeurs sont alors évaluées aux distances 0,5×H, H, 2×H, 3×H et 3,7×H en aval de la maquette et permettent de calculer la valeur de F_x(Onorato) (voir relation (IV-12)).

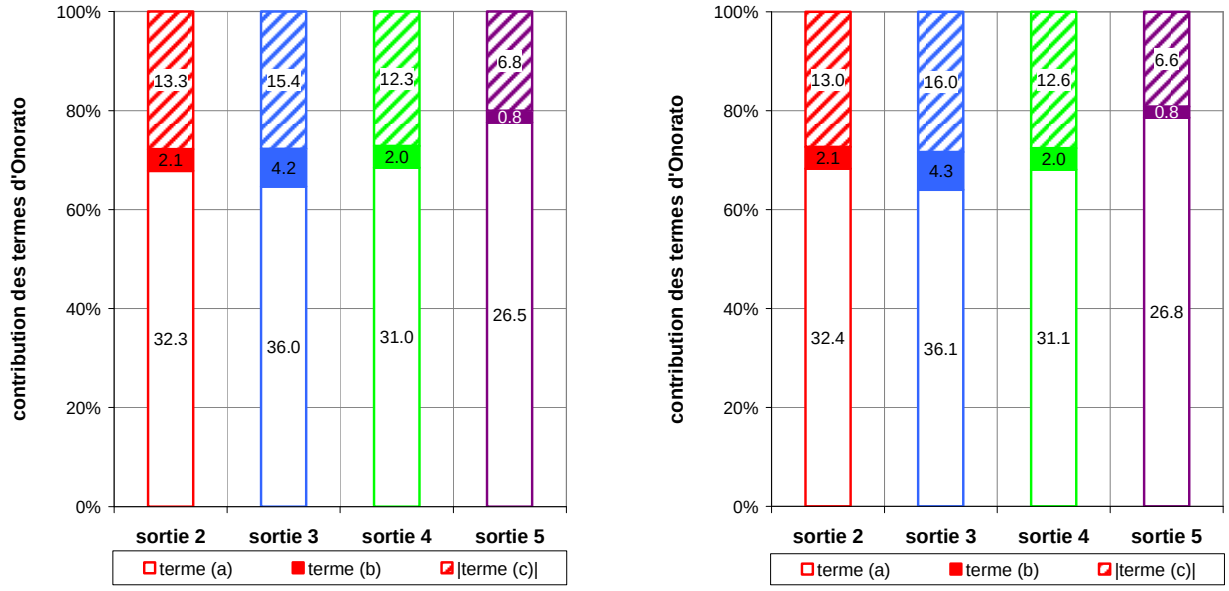
L'écart entre la valeur de traînée donnée de manière directe par le code de calcul, F_x(code), et la valeur de F_x(Onorato) est ensuite évalué. Les résultats reportés sur la Figure IV-46 montrent que la meilleure estimation de la traînée par la relation d'Onorato est obtenue à une distance 2×H en aval du culot lorsque les sorties 2, 3 et 4 sont utilisées, et à une distance 3×H en aval du culot lorsque la sortie 5 est utilisée. Pour les sorties 2, 3 et 4, comme pour la maquette fermée, la distance 2×H semble fournir le meilleur compromis entre les hypothèses utilisées par Onorato et al. pour établir la relation (IV-12), notamment sur le fait de négliger les contraintes visqueuses et turbulentes dans l'expression de la traînée, et la qualité du maillage dans le sillage lointain. Pour la sortie 5, en revanche, cette distance n'est pas suffisante, certainement en raison du jet créé en sortie de la maquette.



(a) configurations de base *(b) configurations étanches*

Figure IV-46 : Ecart entre la traînée donnée par le code de calcul et la traînée évaluée à partir de la relation d'Onorato.

A partir de ces résultats, les valeurs des trois termes de la relation d'Onorato (voir relation (IV-12)) sont présentés pour la distance 2×H en aval du culot dans le cas des sorties 2, 3 et 4 et pour la distance 3×H en aval du culot dans le cas de la sortie 5 (Figure IV-46). Sur la Figure IV-46, les valeurs absolues des trois termes de la relation d'Onorato sont indiquées dans les barres des histogrammes, et la contribution de chacun des termes dans la somme de leurs valeurs absolues est évaluée en pourcentage.



(a) configurations de base *(b) configurations étanches*

Figure IV-47 : Contribution des termes d'Onorato dans la somme de leurs valeurs absolues, et valeurs de ces termes en Newton, évalués à 2×H, respectivement 3×H en aval de la maquette pour les sorties 2, 3 et 4, respectivement pour la sortie 5.

Pour toutes les configurations, les principales sources de traînée de la maquette simplifiée sont la perte de pression totale entre l'amont et l'aval de la géométrie (terme (a)) et la perte de vitesse longitudinale V_x (terme (c)). Les résultats expérimentaux, présentés dans le Chapitre III.4 - section 4.3. , n'ont pas permis d'évaluer le terme (a) puisque seules les trois composantes de la vitesse ont été mesurées. Les résultats suggéraient toutefois que le terme (a), représentant les pertes de pression totales, était principalement responsable de la traînée. Ces hypothèses sont donc ici confirmées.

Par ailleurs, la mise en place d'étanchéités de part et d'autre du milieu poreux modifie très peu les valeurs et les contributions des termes (a), (b) et (c) de la relation d'Onorato. Cela montre qu'une modification géométrique interne au compartiment moteur n'engendre pas de modification majeure du sillage de la maquette et est cohérent avec les faibles variations de traînée des configurations étanches par rapport aux configurations de base (Figure IV-39).

Les sorties 2 et 4 engendrent des valeurs et des contributions similaires des termes intégraux de la relation d'Onorato. Le terme (a), respectivement le terme (c), contribue à 68%, respectivement à 28%, de la somme des valeurs absolues des trois termes intégraux. Pour la sortie 3, la contribution du terme (b) est doublée et s'élève à 8%. Comme avec les résultats expérimentaux, c'est la sortie 3, qui engendre les valeurs les plus élevées du terme (b). Le caractère plongeant du sillage associé à la sortie 3 entraîne en effet une augmentation de la composante V_z de la vitesse, qui se traduit par une augmentation du terme (b) en comparaison aux autres sorties. Pour la sortie 5 en revanche, ce terme est inférieur à 1 Newton ce qui montre que le sillage est bien orienté dans la direction de l'écoulement incident. La traînée associée à la sortie 5 est alors engendrée à 78% par la perte de pression totale et à 20% par la perte de vitesse longitudinale.

Le paragraphe suivant porte sur l'évaluation des débits à travers le compartiment moteur de la maquette simplifiée. Cette problématique est, avec celle de la traînée aérodynamique, la problématique la plus importante du travail puisque l'objectif est d'accroître le débit d'air à travers les échangeurs afin d'améliorer le refroidissement du moteur.

5.2. Débits internes

Dans un premier temps, les résultats de simulations numériques sont utilisés pour valider la méthode expérimentale d'estimation du débit établie dans le Chapitre III.5 - Estimation du débit à travers le compartiment moteur. Les débits internes à travers la géométrie simplifiée sont ensuite évalués numériquement pour les configurations de base et étanches. Ces deux configurations sont également comparées en termes de traînée aérodynamique et de débit à travers le milieu poreux. La distribution de vitesse sur le milieu poreux et en entrée du compartiment moteur est ensuite analysée dans le but d'illustrer les différences de débits précédemment observées.

5.2.1. Validation de la méthode expérimentale d'estimation du débit

Dans le Chapitre III.5 - Estimation du débit à travers le compartiment moteur, le débit à travers le compartiment moteur est estimé par une méthode d'intégration de la vitesse sur une ligne de mesure placée légèrement en aval de la section de sortie dans le plan de symétrie $y = 0$. Afin de valider cette méthode, celle-ci est appliquée aux résultats de simulations numériques. Les valeurs de débit obtenues sont comparées aux valeurs relevées dans des surfaces de contrôle placées dans les sections de sortie. Les résultats, reportés sur la Figure IV-48, montrent que la méthode d'estimation du débit fournit les mêmes ordres de grandeur que l'utilisation de surface de contrôle, et l'écart maximum entre les valeurs de débit s'élève à 6% (Figure IV-49).

Les écarts constatés sur les valeurs de débits peuvent provenir de différents facteurs. Tout d'abord, la méthode d'intégration de la vitesse suppose que l'écoulement est bidimensionnel dans le circuit d'air du compartiment moteur et ne prend pas en compte le développement de la couche limite sur les parois du circuit d'air. Ensuite, la ligne de mesure de la vitesse est située dans le domaine fluide en aval de la section de sortie. Par conséquent, la présence des ailettes qui engendre une vitesse nulle n'est pas reproduite et l'interaction entre les écoulements interne et externe à la maquette peut engendrer une modification de la distribution de vitesse.

A partir de ces résultats, la méthode expérimentale d'estimation du débit est donc considérée comme une méthode satisfaisante pour estimer le débit à travers le compartiment moteur. Elle peut alors être utilisée en première approximation lors d'essais en soufflerie pour évaluer le débit à travers le compartiment moteur à partir de mesures de vitesse dans le plan de symétrie de la géométrie.

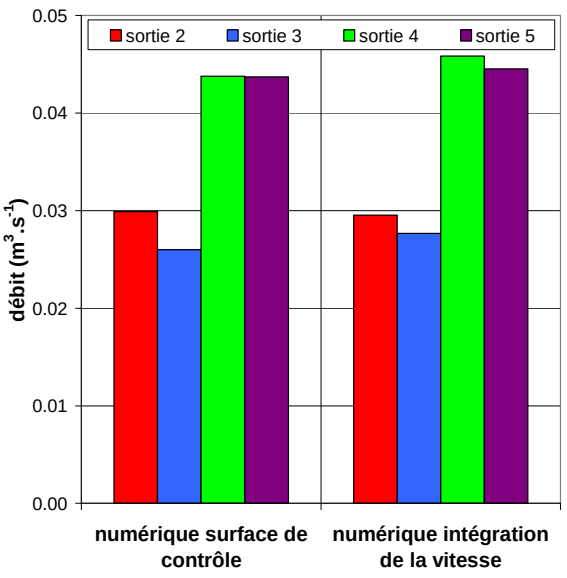


Figure IV-48 : Evaluation du débit à travers le compartiment moteur à partir de deux méthodes appliquées aux résultats numériques.

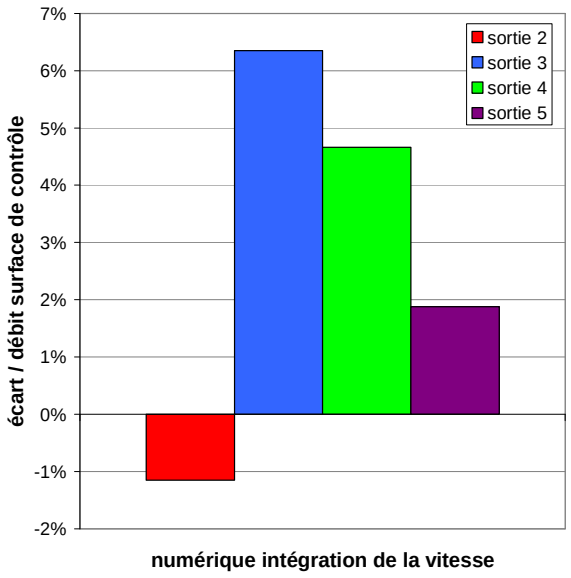


Figure IV-49 : Ecart sur le débit à travers le compartiment moteur entre les deux méthodes d'estimation du débit présentées sur la Figure IV-48.

La validation de la méthode d'estimation du débit permet alors de comparer les valeurs numériques et expérimentales du débit à travers le compartiment moteur. Pour les sorties 2, 3 et 4, les configurations étudiées expérimentalement et numériquement sont identiques. Pour la sortie 5, en revanche, l'inclinaison des ailettes en sortie diffère. Elle est nulle pour les simulations numériques et s'élève à 10° lors des expérimentations en soufflerie. Ces deux configurations sont néanmoins comparées.

Les résultats, présentés sur la Figure IV-50, montrent que les estimations expérimentales fournissent des valeurs de débits inférieures aux estimations numériques. Des écarts importants, compris entre -21% et 39%, sont observés pour les sorties 2, 3 et 4 (Figure IV-51). Le débit est correctement estimé dans le cas de la sortie 5 puisqu'un écart de 6% est obtenu entre les valeurs expérimentales et numériques.

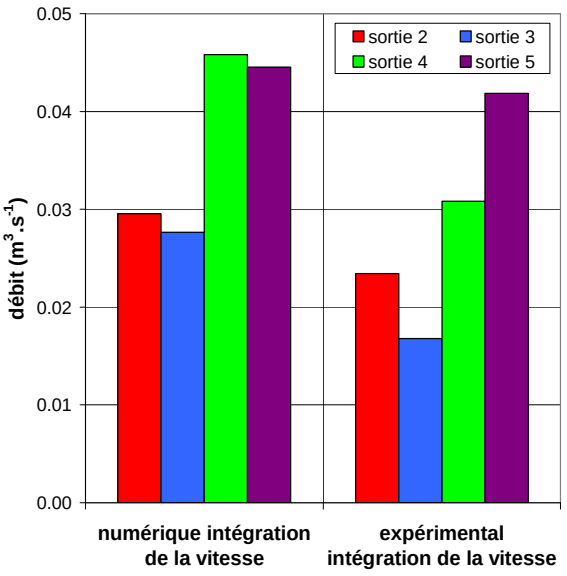


Figure IV-50 : Valeurs obtenues à partir de la méthode expérimentale d'estimation du débit appliquée aux mesures expérimentales et numériques.

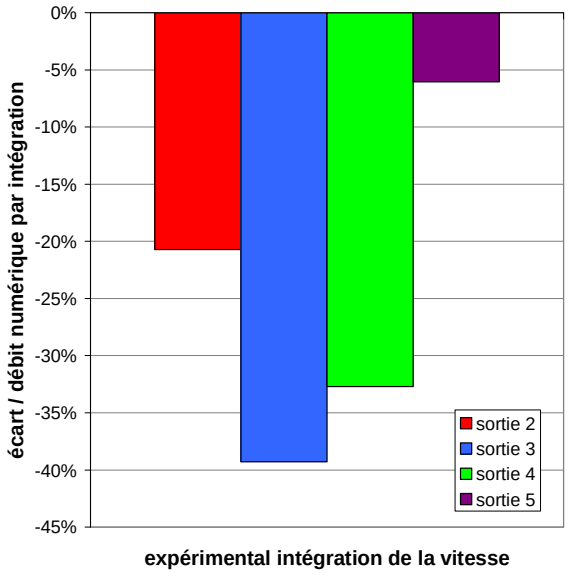


Figure IV-51 : Ecart entre les valeurs de débit présentées sur la Figure IV-50.

Pour expliquer les écarts obtenus entre les approches expérimentale et numérique pour la méthode d'intégration de la vitesse, les profils de vitesses expérimentaux et numériques sont superposés sur la Figure

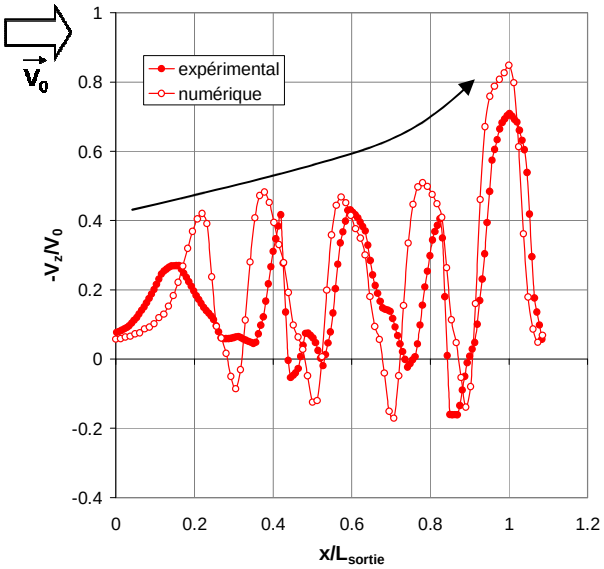
IV-52. Pour la sortie 4, un artefact de mesure apparaît entre les deux premiers pics de vitesse. Lorsqu'il n'est pas pris en compte, l'écart entre les valeurs de débits expérimentaux et numériques est réduit de 32,7% à 30,0%.

De manière générale, les pics de vitesse expérimentaux et numériques sont reproduits aux mêmes abscisses pour les sorties 2 et 3 placées au niveau du soubassement, et aux mêmes ordonnées pour les sorties 4 et 5 placées au culot.

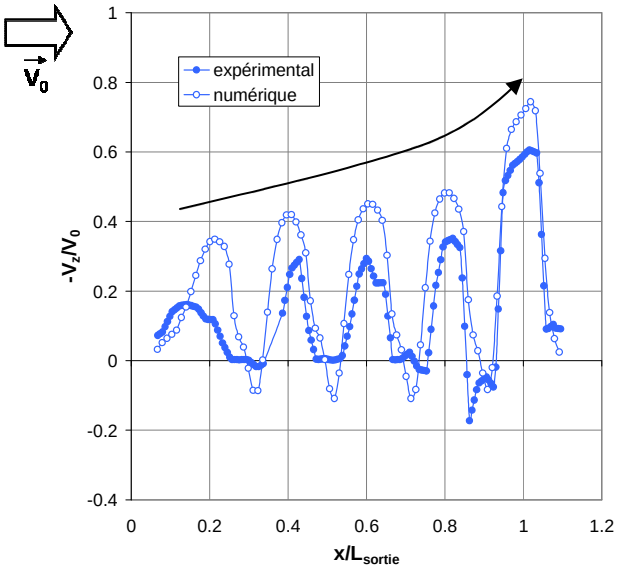
Dans le cas de la sortie 5, les profils de vitesse expérimentaux et numériques sont de plus similaires en amplitude (Figure IV-52) et justifient le faible écart entre les débits qui s'élève à 6% sur la Figure IV-51.

Pour les sorties 2, 3 et 4, en revanche, les maximums de vitesse expérimentaux sont inférieurs aux maximums de vitesse numériques. Ces différences entre les profils de vitesse expliquent alors que le débit estimé à partir des mesures expérimentales soit nettement inférieur au débit estimé à partir des mesures numériques (Figure IV-51). La différence entre les amplitudes de vitesse peut provenir d'une surestimation des vitesses par l'approche numérique, mise en évidence dans le Chapitre IV.3 - Modélisation numérique du milieu poreux, ou également d'un léger décalage du plan de mesure expérimental par rapport au plan de symétrie de la maquette. Pour la sortie 5 en effet, dont les profils de vitesse expérimentaux et numériques sont similaires, les mesures expérimentales de vitesse ont fait l'objet d'une seconde campagne de mesure, indépendante des autres sorties.

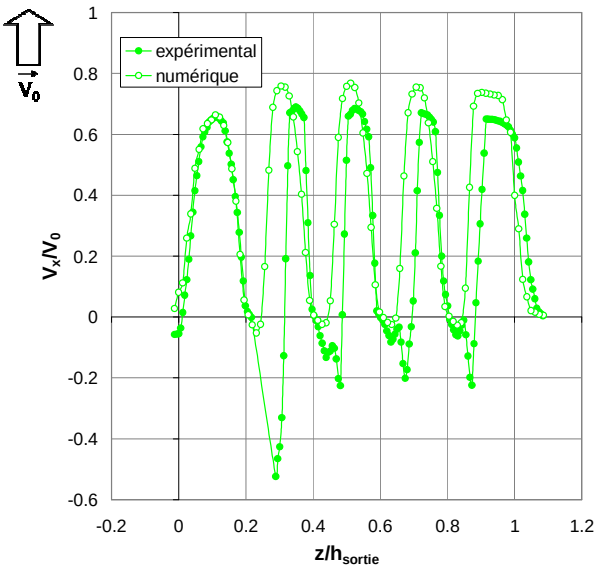
Dans la suite, les débits à travers le compartiment moteur et à travers les différents chemins internes empruntés par le fluide dans le circuit d'air sont évalués à partir des résultats de simulations numériques.



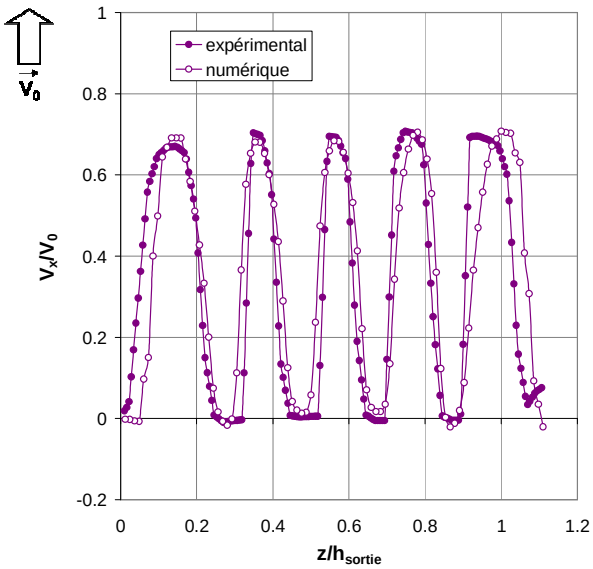
(a) sortie 2



(b) sortie 3



(c) sortie 4



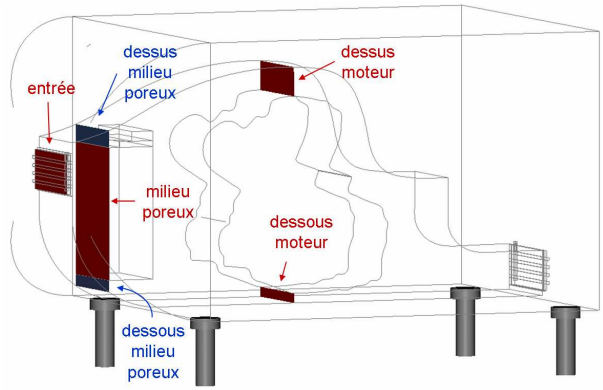
(d) sortie 5

Figure IV-52 : Profils de vitesse en sortie du compartiment moteur tracés à partir des mesures de vitesse expérimentales et numériques.

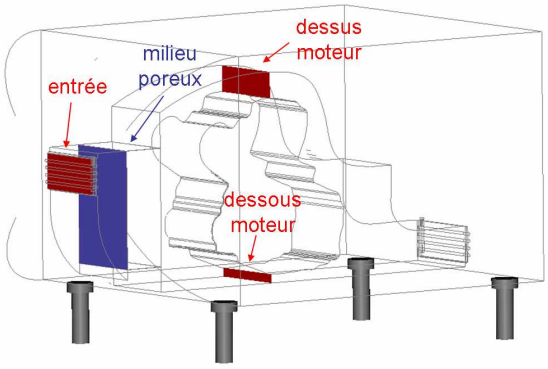
5.2.2. Evaluation numérique des débits

Numériquement, les débits à travers le compartiment moteur sont évalués à partir de surfaces de contrôle placées en différentes positions du circuit d'air (Figure IV-53). Le débit est ainsi évalué dans la section d'entrée du compartiment moteur, à travers le milieu poreux, au-dessus et en-dessous du milieu poreux pour les configurations de base, et au-dessus et en-dessous du moteur.

La valeur la plus faible du débit en entrée du compartiment moteur est obtenue avec la sortie 3, puis la sortie 2 et enfin les sorties 4 et 5 (Figure IV-54). Cette hiérarchie est conservée à travers les différentes sections internes au compartiment moteur, et notamment à travers le milieu poreux. Dans cette section, c'est la sortie 5, située vers le milieu du culot, qui engendre le débit le plus important. Parmi les quatre configurations testées, l'utilisation de la sortie 5, avec des inclinaisons de 0° en entrée et en sortie, est donc la plus favorable au refroidissement du milieu poreux modélisant le radiateur de refroidissement du véhicule.

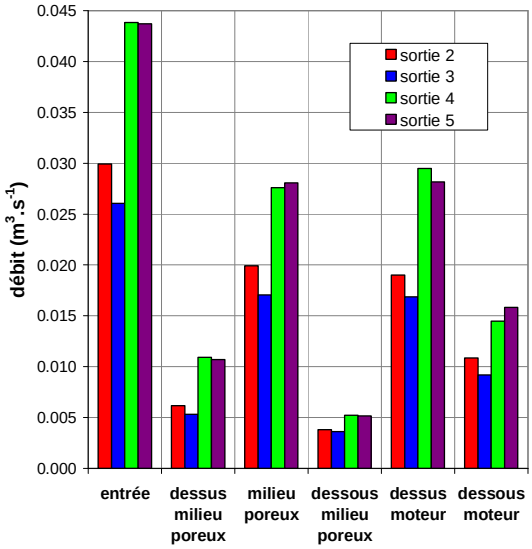


(a) configurations de base

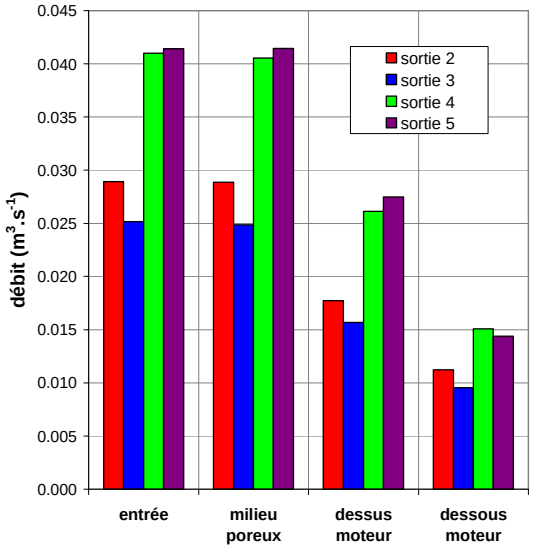


(b) configurations étanches

Figure IV-53 : Sections du circuit d'air utilisées pour évaluer les débits dans le compartiment moteur de la maquette.



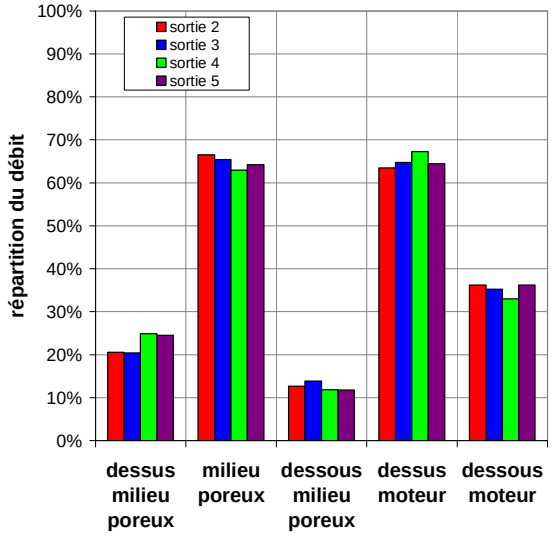
(a) configurations de base



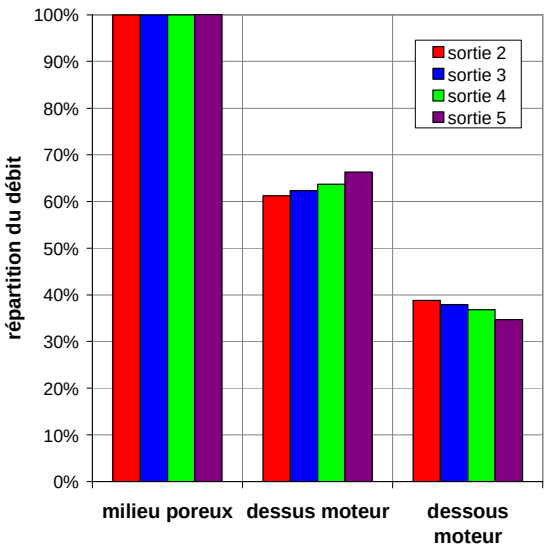
(b) configurations étanches

Figure IV-54 : Valeurs des débits à travers différentes sections du circuit d'air de la maquette.

La répartition du débit à travers les différentes sections internes de la géométrie est ensuite calculée. Les résultats, présentés sur la Figure IV-55 montrent que dans le cas des configurations de base, environ 65% de l'écoulement traverse le milieu poreux. Cela signifie que près de 35% de l'écoulement qui entre dans le compartiment moteur est « perdu » puisqu'il ne sert pas au refroidissement de l'échangeur. Ce résultat démontre tout l'intérêt de mettre en place des étanchéités de part et d'autre du milieu poreux pour augmenter le débit d'air qui le traverse. Dans les configurations étanches, en effet, la totalité de l'écoulement qui entre dans le compartiment moteur traverse l'échangeur. Par ailleurs, environ 2/3 de l'écoulement passe au-dessus du moteur, et 1/3 en-dessous pour un rapport de sections 'dessus moteur' sur 'dessous moteur' égal à 3.



(a) configurations de base



(b) configurations étanches

Figure IV-55 : Répartition du débit à travers les différentes sections du circuit d'air du compartiment moteur.

Sur la Figure IV-56, une comparaison des deux configurations internes du circuit d'air, la configuration de base pour laquelle aucun travail n'est effectué pour favoriser le passage de l'air à travers le milieu poreux, et la configuration étanche pour laquelle la mise en place d'étanchéités au-dessus et en-dessous du milieu poreux vise à augmenter le débit d'air à travers le milieu poreux, est présentée.

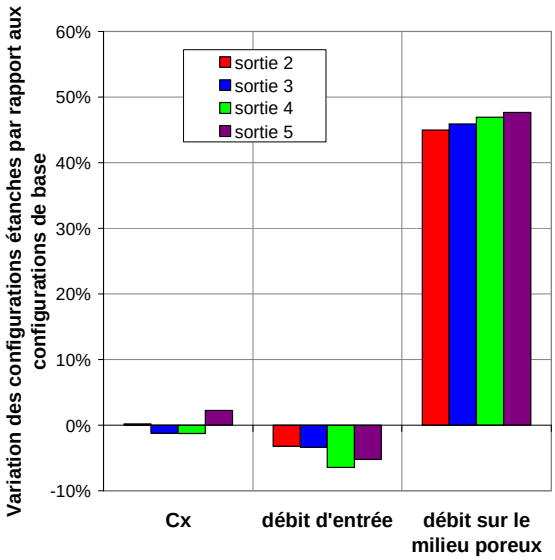


Figure IV-56 : Variation de traînée, du débit dans la section d'entrée et à travers le milieu poreux entre les configurations de base et les configurations étanches

Pour les quatre sorties, malgré une diminution du débit dans la section d'entrée du compartiment moteur pour les configurations étanches, le débit à travers le milieu poreux augmente de manière significative lorsque les étanchéités sont mises en place. Une augmentation de plus de 45% peut en effet être observée pour les quatre sorties. Par ailleurs, la présence d'étanchéités au-dessus et en-dessous du milieu poreux n'a pas d'influence significative sur la traînée aérodynamique de la maquette, dont la variation est inférieure à 2,2% pour les quatre sorties.

Pour illustrer l'importante augmentation de débit à travers le milieu poreux lorsque la configuration étanche est mise en place, la distribution de vitesse sur le milieu poreux et dans le plan longitudinal y = 0 en entrée du compartiment moteur est analysée.

5.2.3. Distribution de vitesse sur le milieu poreux

La distribution de vitesse sur le premier élément de maillage du milieu poreux, situé à 2.10^{-3} m en aval de la face du milieu poreux exposée à l'écoulement incident, permet d'illustrer les différences de débit observées dans le paragraphe précédent (Figure IV-57). Tout d'abord, les sorties 4 et 5 engendrent des vitesses bien plus importantes que les sorties 2 et 3 sur la partie haute du milieu poreux, placée en vis-à-vis de la section d'entrée. Ce résultat explique que le débit à travers le milieu poreux soit plus important avec les sortie 4 et 5 qu'avec les sorties 2 et 3 (voir section 5.2.2).

Il apparaît ensuite que la partie basse du milieu poreux est mieux alimentée en air lorsque les configurations étanches sont utilisées. Bien que la distribution de vitesse sur la partie haute du milieu poreux ne soit pas beaucoup modifiée, cela explique l'importante augmentation de débit à travers le milieu poreux lors de la mise en place d'étanchéités.

Finalement, et bien que ce résultat ne puisse pas être mis en évidence à partir de la seule valeur du débit, il est important de noter combien l'écart entre les vitesses de l'écoulement sur la partie haute et sur la partie basse du milieu poreux est grand. Cet écart s'explique de manière simple par la présence de la section d'entrée en vis-à-vis de la partie haute du milieu poreux. La mise en place d'une entrée d'air face à la partie basse du milieu poreux permettrait d'accroître le débit sur cette zone. Cette solution, mise en place sur les véhicules réels, n'est pas étudiée dans le cadre de ce travail.

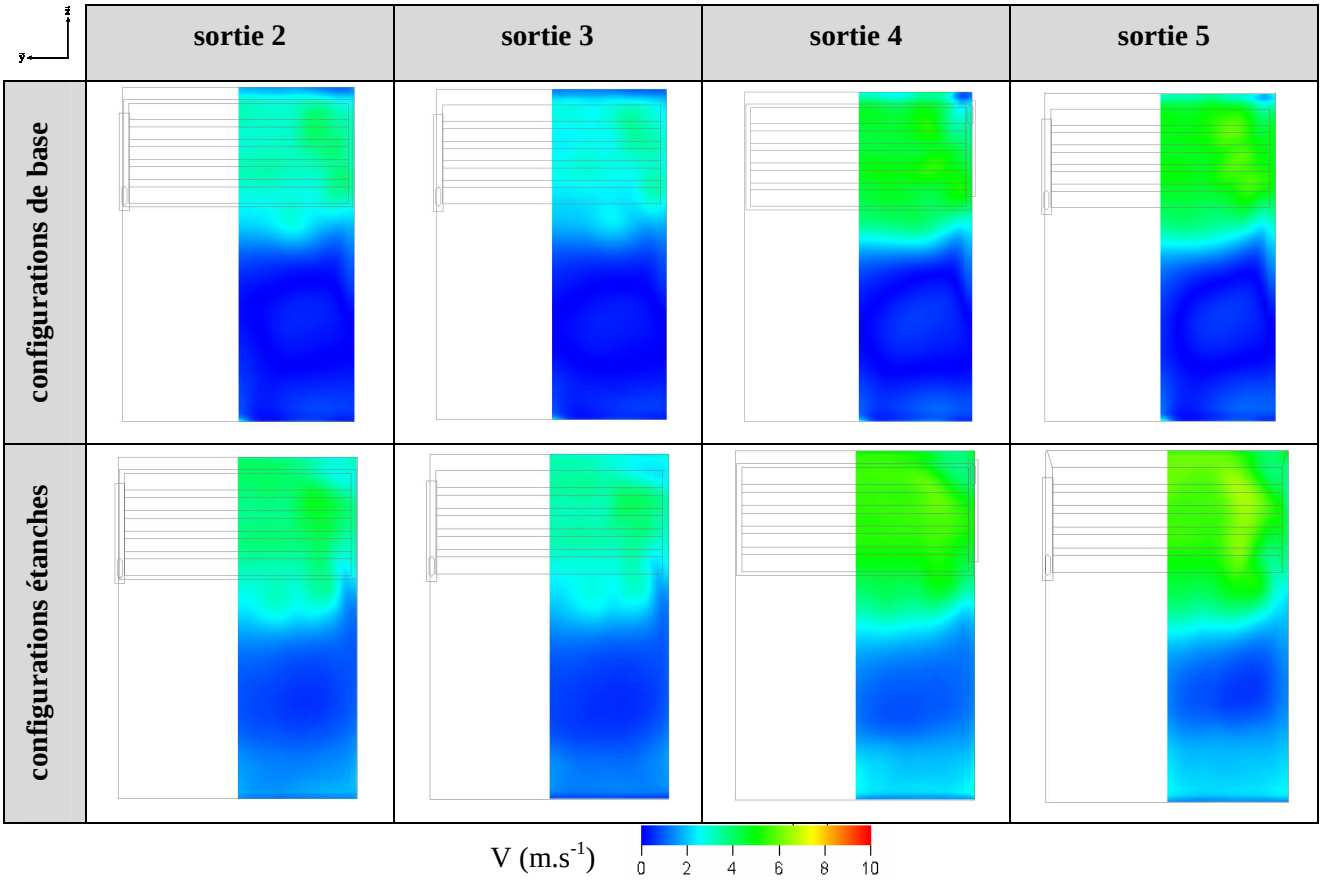


Figure IV-57 : Norme de la vitesse moyenne relevée sur la première maille du milieu poreux.

5.2.4. Distribution de vitesse en entrée du compartiment moteur

Les cartographies de vitesse dans le plan longitudinal y = 0 entre la section d'entrée et le milieu poreux (Figure IV-58) permettent bien de constater que les sorties 4 et 5 engendrent les vitesses les plus élevées au niveau de la section d'entrée, puis la sortie 2 et enfin la sortie 3. La vitesse de l'écoulement dans la partie haute du milieu poreux est alors plus élevée et explique que le débit maximal à travers le milieu poreux soit obtenu avec les sorties 4 et 5. Par ailleurs, les cartographies de vitesse mettent bien en évidence la déviation de l'écoulement qui entre dans le compartiment moteur vers le dessus du milieu poreux lorsque les configurations de base sont utilisées. Supprimer cet écoulement par la mise en place d'étanchéités permet d'accroître le débit à travers le milieu poreux.

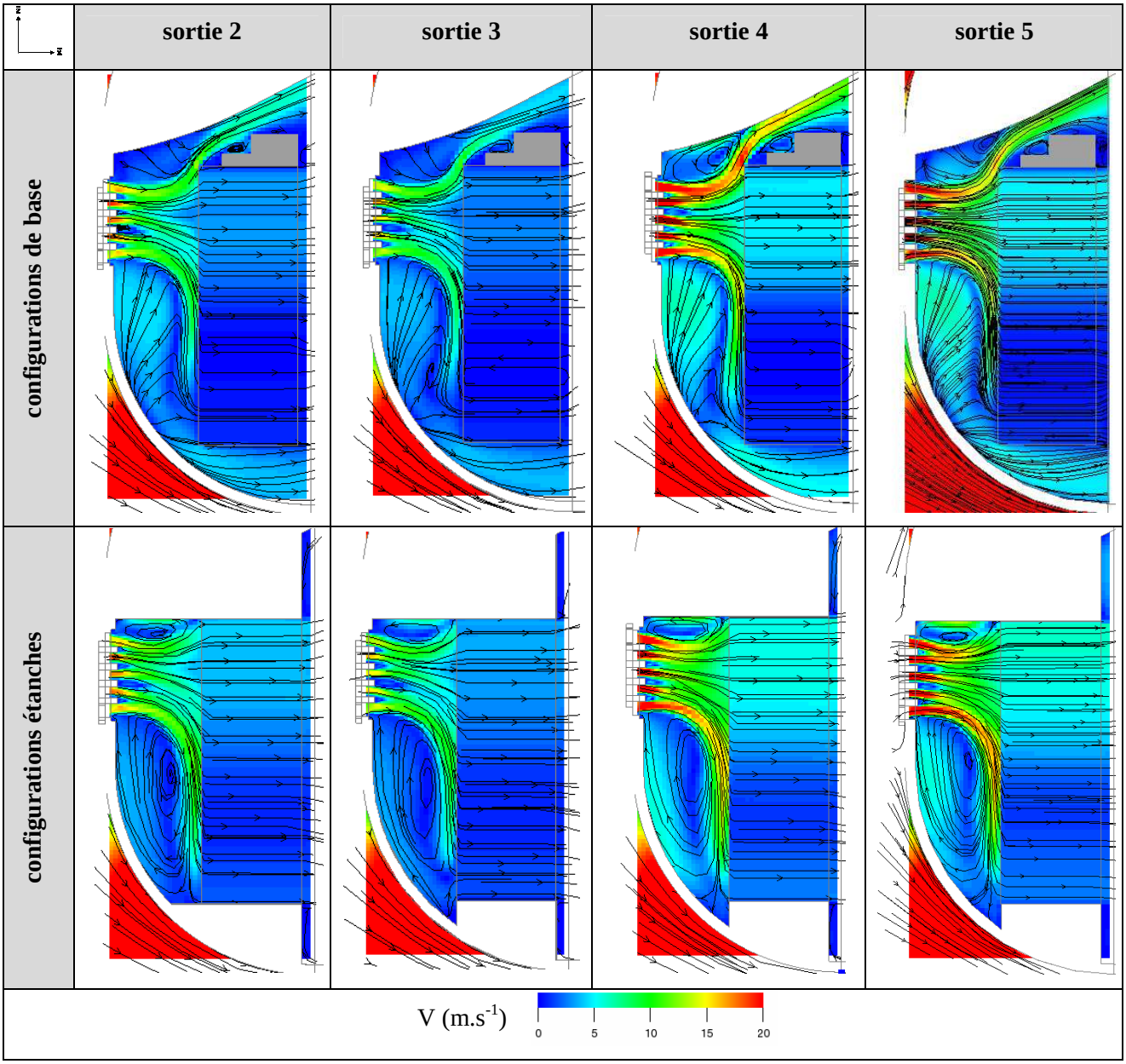


Figure IV-58 : Norme de la vitesse dans le plan longitudinal y = 0 en amont du milieu poreux.

Le paragraphe suivant établit un lien entre le débit à travers le compartiment moteur et la perte de pression totale entre ses sections d'entrée et de sortie à partir d'équations et de relevés numériques. Cela permet notamment d'expliquer les différences de débit entre les configurations de la géométrie simplifiée.

5.3. Lien entre débits et pertes de pression totale

Dans ce paragraphe, la perte de pression totale de part et d'autre de la maquette est tout d'abord évaluée, puis la perte de pression totale entre la section d'entrée et la section de sortie du compartiment moteur est relevée. Enfin la perte de pression totale associée au milieu poreux seul est déterminée.

5.3.1. Perte de pression totale de part et d'autre de la maquette

Dans le cas d'une géométrie à culot droit pour laquelle la pression totale au culot peut être considérée uniforme transversalement [CHO-96], la connaissance du coefficient de pression statique moyen au culot permet d'estimer la perte de pression totale ΔPi_{AC} de part et d'autre de la géométrie (Figure IV-59) :

$$\Delta Pi_{AC} \approx \frac{1}{2}\rho V_0^2\left(1 - Cp_{culot}\right) \qquad \text{(IV-13)}$$

Cette relation est utilisée dans le cas de la maquette simplifiée, de type culot droit, pour estimer la perte de pression totale ΔPi_{AC}. Les résultats, présentés sur la Figure IV-61, montrent que la perte de pression totale est du même ordre de grandeur pour les sorties 2, 4 et 5. Elle est en revanche plus élevée lors de l'utilisation de la sortie 3. Ces résultats sont en accord avec les valeurs de traînée (Figure IV-38) et la détermination des principales sources de traînée de la maquette (Figure IV-47) : puisque la perte de pression totale est principalement responsable de la traînée de la maquette simplifiée, une augmentation importante de sa valeur entraîne une augmentation de traînée. Cette conclusion est à prendre avec précaution pour les faibles variations de ΔPi_{AC} (quelques Pascal) car les valeurs des autres sources de traînée de la maquette varient également d'une configuration à l'autre. Par ailleurs, la mise en place d'étanchéités de part et d'autre du milieu poreux modifie peu la perte de pression totale ΔPi_{AC} et ce résultat est cohérent avec les faibles variations de traînée observées entre les configurations de base et les configurations étanches (Figure IV-39). Les mêmes sens de variation sont néanmoins observés entre les configurations de base et étanches pour la traînée et la perte de pression totale ΔPi_{AC}.

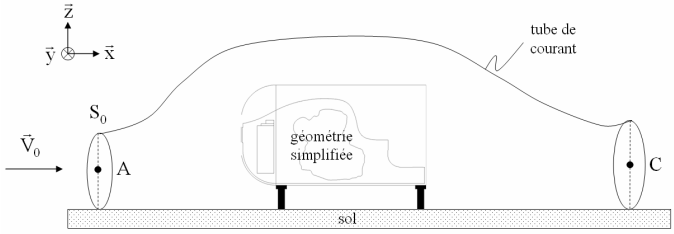


Figure IV-59 : Tube de courant entourant la maquette simplifiée.

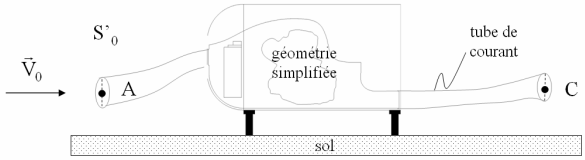


Figure IV-60 : Tube de courant alimentant le compartiment moteur en air.

La connaissance du débit à travers le compartiment moteur, de la traînée et de la perte de pression totale de la maquette permet de déterminer la proportion d'écoulement externe qui traverse la géométrie en respectant les étapes suivantes :

- La section infinie amont S_0 du tube de courant englobant la géométrie est déterminée par la relation suivante :

$$S_0 = \frac{F_x}{\Delta Pi_{AC}} \qquad \text{(IV-14)}$$

- La proportion γ d'écoulement externe qui traverse la géométrie est introduite par la relation suivante :

$$S_0^{'} = \gamma S_0 \qquad \text{(IV-15)}$$

  avec $S_0^{'}$ la section infinie amont qui alimente le compartiment moteur en air (voir Figure IV-60).

- La conservation du débit entre la section infinie amont $S_0^{'}$ et la section d'entrée S_e du compartiment moteur s'écrit :

$$V_0 S_0^{'} = V_e S_e = q \qquad \text{(IV-16)}$$

  avec q le débit à traves le compartiment moteur, S_e la section d'entrée du compartiment moteur et V_e la vitesse moyenne dans cette section.

En combinant les relations (IV-14), (IV-15) et (IV-16), il vient :

$$\gamma = \frac{q\ \Delta Pi_{AC}}{V_0\ F_x} \qquad \text{(IV-17)}$$

Les sorties placées au culot (sorties 4 et 5) sont les plus favorables au passage de l'air à travers la géométrie et environ 4,6% de l'écoulement externe traverse le compartiment moteur (Figure IV-62). Dans le cas de la sortie 3, cette proportion est quasiment réduite de moitié. Pour les configurations étanches, la proportion

d'écoulement externe qui traverse le compartiment moteur diminue légèrement, tout comme le débit relevé dans la section d'entrée (voir Figure IV-49).

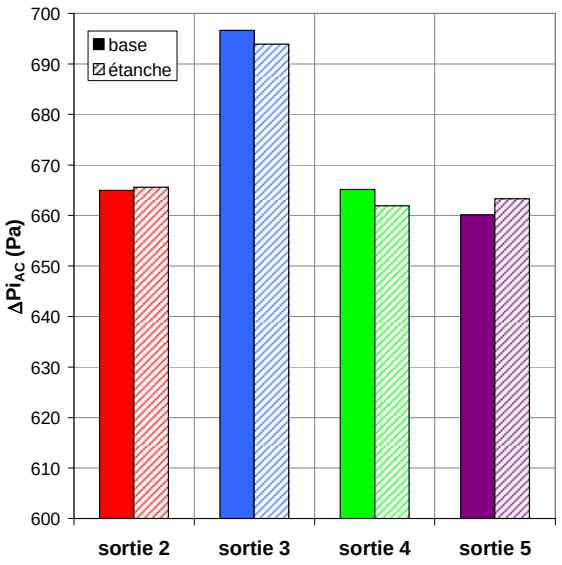


Figure IV-61 : Perte de pression totale ΔPi_{AC} entre l'amont et l'aval de la maquette.

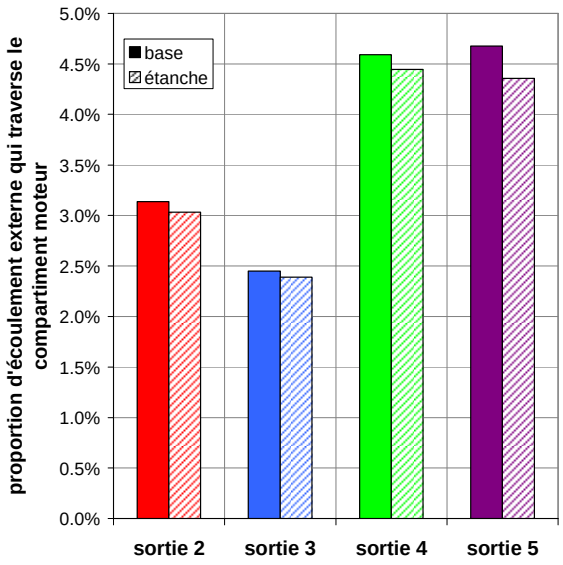
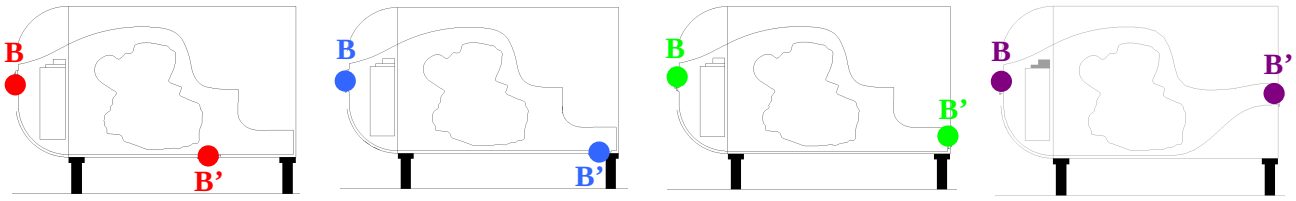


Figure IV-62 : Proportion d'écoulement externe qui traverse le compartiment moteur.

5.3.2. Perte de pression totale entre les sections d'entrée et de sortie du compartiment moteur

La perte de pression totale évaluée entre les sections d'entrée S_e et de sortie S_s du compartiment moteur est notée $\Delta Pi_{BB'}$. Pour chaque sortie, la position du point B' change et elle est indiquée sur la Figure IV-63. La perte de pression totale $\Delta Pi_{BB'}$ s'exprime en fonction du débit q qui traverse le compartiment moteur et du coefficient de perte de charge K_{CM}, rapporté à la section d'entrée S_e, par la relation suivante :

$$\Delta Pi_{BB'} = \frac{1}{2}\rho K_{CM}\left(\frac{q}{S_e}\right)^2 \qquad \text{(IV-18)}$$



(a) sortie 2 *(b) sortie 3* *(c) sortie 4* *(d) sortie 5*

Figure IV-63 : Position des points B et B' selon la sortie d'air utilisée.

La perte de pression totale $\Delta Pi_{BB'}$ et le débit q sont relevés numériquement pour les configurations de base et les configurations étanches de la maquette et la relation (IV-18) est alors utilisée pour calculer le coefficient de perte de charge K_{CM} de la géométrie. Les résultats présentés dans le Tableau IV-4 montrent que le coefficient de perte de charge de la maquette varie avec la position de la sortie et avec la géométrie du circuit d'air.

Pour une géométrie de circuit d'air fixée, les sorties 4 et 5, situées au culot, fournissent les coefficients de perte de charge K_{CM} les plus faibles, et sorties 2 et 3, placées au niveau du soubassement, les coefficients K_{CM} les plus élevés. A iso-débit d'entrée, cela signifie que la perte de charge $\Delta Pi_{BB'}$ la plus élevée devrait être obtenue avec la sortie 3 (voir la relation (IV-18)). Les relevés numériques reportés dans le Tableau IV-4 montrent cependant que cette sortie engendre la perte de pression totale $\Delta Pi_{BB'}$ la plus faible. Ce résultat

s'explique par les faibles débits d'air qui traversent le compartiment moteur lorsque la sortie 3 est utilisée (voir section paragraphe 5.2.2.).

	sortie 2		**sortie 3**		**sortie 4**		**sortie 5**	
	base	**étanche**	**base**	**étanche**	**base**	**étanche**	**base**	**étanche**
ΔPi_{AC} (Pa)	665	666	697	694	665	662	660	663
$\Delta Pi_{BB'}$ (Pa)	278	301	218	236	363	410	430	462
K_{CM}	4,1	4,7	4,2	4,9	2,5	3,2	3,0	3,6

Tableau IV-4 : Perte de charge $\Delta Pi_{BB'}$ entre les sections d'entrée et de sortie de la géométrie et coefficient de perte de charge associé.

Malgré la faible perte de pression totale $\Delta Pi_{BB'}$ obtenue avec la sortie 3, cette sortie engendre la perte de pression totale ΔPi_{AC} entre les sections infinies amont et aval du tube de courant englobant la géométrie la plus élevée (Figure IV-61). Cela signifie que pour la sortie 3, c'est l'écoulement qui circule à l'extérieur de la géométrie, et non l'écoulement interne à la géométrie, qui engendre une perte de pression totale ΔPi_{AC} élevée et ce résultat est cohérent avec les faibles proportions d'écoulement externes qui traversent la géométrie. La détermination de la contribution de la perte de pression totale $\Delta Pi_{BB'}$ à la perte de pression totale ΔPi_{AC} confirme ce raisonnement (Figure IV-64). Pour les sorties 2 et 3, l'écoulement externe à la géométrie est l'origine principale de la perte de pression totale ΔPi_{AC} puisque l'écoulement interne y contribue pour moins de 50% (respectivement 42% et 31%). Pour les sorties 4 et 5 en revanche, l'écoulement interne à la géométrie est le principal contributeur à la perte de pression totale ΔPi_{AC} puisque les contributions respectives s'élèvent respectivement à 56% et 65%. Ces résultats montrent que la perte de pression totale associée à l'écoulement qui sort de la maquette est plus élevée pour une sortie placée au niveau du soubassement que pour une sortie placée au culot. Pour réduire la traînée aérodynamique de la géométrie, il est donc préférable de placer la sortie d'air au culot de la géométrie plutôt qu'au niveau du soubassement. Les conclusions des mesures expérimentales et numériques de traînée sont ici retrouvées (voir Chapitre III.3 - Traînée aérodynamique et pression statique au culot pour les mesures expérimentales et voir la section 5.1. pour les mesures numériques).

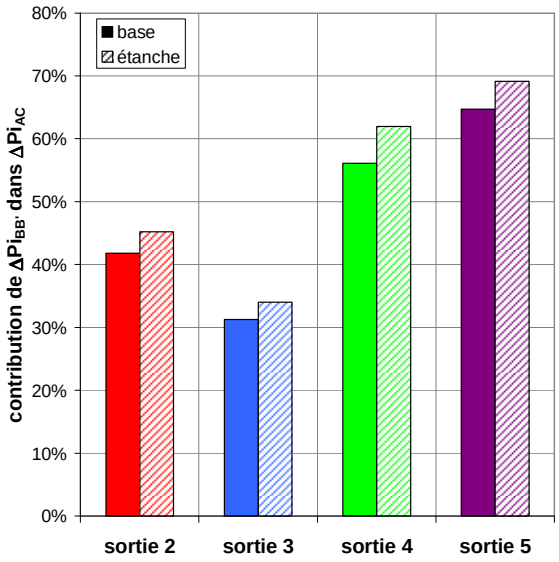


Figure IV-64 : Contribution de la perte de pression totale $\Delta Pi_{BB'}$ entre les sections d'entrée et de sortie du compartiment moteur dans la perte de pression totale ΔPi_{AC} entre l'amont et l'aval de la maquette.

Les résultats présentés dans le Tableau IV-4 montrent également que le coefficient de perte de charge K_{CM} de la maquette est toujours plus élevé dans les configurations étanches que dans les configurations de base. Il est alors plus facile à l'air de traverser l'ensemble {dessus du milieu poreux + milieu poreux + dessous du milieu poreux} que le milieu poreux seul. Cela signifie que le milieu poreux est très résistant au passage de l'air et

permet d'expliquer que dans les configurations de base, environ 35% du fluide qui pénètre dans le compartiment moteur ne traversent pas le milieu poreux (voir section 5.2.2.).

5.3.3. Perte de pression totale du milieu poreux

La perte de pression totale ΔPi_{MP} entre la face avant et la face arrière du milieu poreux est également relevée numériquement, et la contribution du milieu poreux dans la perte de pression totale $\Delta Pi_{BB'}$ du compartiment moteur est alors évaluée. Les valeurs présentées dans le Tableau IV-5 permettent de constater que pour la maquette munie d'un compartiment moteur, le milieu poreux n'est pas l'unique source de perte de pression totale puisque sa contribution dans $\Delta Pi_{BB'}$ est comprise entre 8 et 24% selon la configuration utilisée. Ces résultats vont à l'encontre des hypothèses de Barnard [BAR-00] pour qui les échangeurs sont responsables de la majorité de la perte de pression totale des systèmes de refroidissement.

	Sortie 2		**Sortie 3**		**Sortie 4**		**Sortie 5**	
	base	**étanche**	**base**	**étanche**	**base**	**étanche**	**base**	**étanche**
ΔPi_{MP} (Pa)	45	91	17	44	66	99	62	95
Contribution de ΔPi_{MP} à $\Delta Pi_{BB'}$	16%	17%	8%	19%	18%	24%	14%	21%

Tableau IV-5 : Perte de pression totale ΔPi_{MP} de part et d'autre du milieu poreux et sa contribution dans la perte de pression totale $\Delta Pi_{BB'}$ du compartiment moteur.

La modélisation du milieu poreux dans le code de calcul repose sur l'utilisation de la loi de Darcy. Les coefficients de résistance associés au milieu poreux de la maquette ont été définis dans le Chapitre IV.3 - Modélisation numérique du milieu poreux et sont rappelés dans la relation (IV-19) :

$$\Delta Pi_{MP} = 5{,}55\left(\frac{q_{milieu\ poreux}}{S_{milieu\ poreux}}\right)^2 + 2{,}90\left(\frac{q_{milieu\ poreux}}{S_{milieu\ poreux}}\right) \qquad \text{(IV-19)}$$

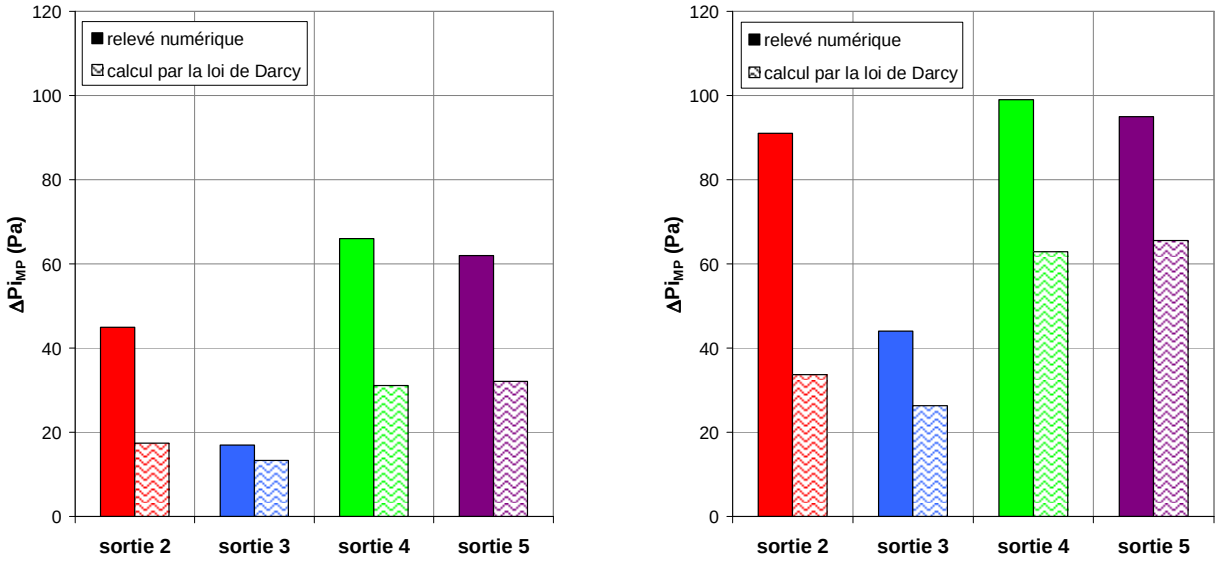
avec $q_{milieu\ poreux}$ le débit moyen qui traverse le milieu poreux et $S_{milieu\ poreux}$ la surface frontale du milieu poreux.

Il est intéressant de noter que le calcul de la perte de pression totale ΔPi_{MP} par la loi de Darcy ne donne pas la même valeur que le relevé direct de la perte de pression totale ΔPi_{MP} de part et d'autre du milieu poreux (Figure IV-65). En effet, pour toutes les configurations, l'utilisation de la loi de Darcy sous-estime la valeur de la perte de pression totale du milieu poreux relevée numériquement.

En réalité, la loi de Darcy évalue la perte de pression totale du milieu poreux pour une répartition uniforme de l'écoulement sur sa surface $S_{milieu\ poreux}$. Cependant, les cartographies présentées sur la Figure IV-57 ont mis en évidence la distribution non-uniforme de vitesse sur le milieu poreux. La partie haute du milieu poreux est en effet mieux alimentée en air que la partie basse. En considérant que la partie haute, respectivement basse, du milieu poreux représente 40%, respectivement 60%, de la surface totale du milieu poreux, le débit qui traverse la partie haute s'élève, dans le cas de la géométrie de base de la sortie 4, à 78% du débit total. L'application de la loi de Darcy à la partie haute, puis à la partie basse du milieu poreux, fournit deux valeurs de pertes de pression totale : la perte de pression totale de la partie haute notée $\Delta Pi_{MP\ haut}$ et la perte de pression totale de la partie basse notée $\Delta Pi_{MP\ bas}$. La décomposition du circuit 'milieu poreux' en deux circuits placés en parallèle (Figure IV-66) devrait permettre de vérifier l'égalité de ces pertes de charge avec la perte de pression totale ΔPi_{MP} (relation (IV-20)), ce qui n'est pas confirmé à partir des relevés numériques. Les valeurs relevées sont en effet les suivantes : $\Delta Pi_{MP\ haut}$ = 107 Pa, $\Delta Pi_{MP\ bas}$ = 6 Pa et ΔPi_{MP} = 67 Pa. L'estimation directe de la perte de pression totale ΔPi_{MP} par la relation (IV-19) fournit en revanche une valeur de 32 Pa. Cet exemple permet d'expliquer qu'une répartition non-uniforme de l'écoulement sur le milieu poreux engendre des différences importantes entre l'application directe de la loi de Darcy avec la valeur moyenne du débit à travers le milieu poreux et le relevé numérique de la perte de pression totale du

milieu poreux. De plus, cet exemple justifie la sous-estimation de la perte de pression totale à partir de la loi de Darcy.

Ces résultats montrent que générer une répartition plus uniforme de la vitesse sur le milieu poreux permet de mieux respecter la loi de Darcy, et par conséquent de diminuer la perte de pression totale associée au milieu poreux. Avec une répartition uniforme de vitesse, la perte de pression totale $\Delta Pi_{BB'}$ du compartiment moteur devrait donc être réduite et permettrait, à iso-débit à travers le circuit d'air, de réduire la traînée aérodynamique de la maquette.



(a) configurations de base *(b) configurations étanches*

Figure IV-65 : Comparaison de la perte de pression totale ΔPi_{MP} du milieu poreux relevée numériquement et calculée à partir de la loi de Darcy.

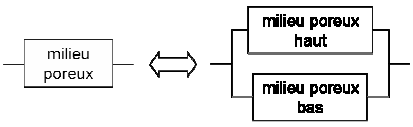


Figure IV-66 : Décomposition du circuit 'milieu poreux' en deux circuits placés en parallèle.

$$\Delta Pi_{MP} = \Delta Pi_{MP\,haut} = \Delta Pi_{MP\,bas} \qquad \text{(IV-20)}$$

Par ailleurs, les relevés de débit effectués dans la section 5.2.2. montrent que la mise en place d'étanchéités permet d'augmenter de manière significative le débit moyen à travers le milieu poreux. La relation (IV-19) explique alors l'augmentation des pertes de pression totale ΔPi_{MP} associées du milieu poreux lorsque les configurations étanches sont utilisées.

5.4. Conclusion

Dans ce chapitre, l'étude numérique de la maquette ouverte à l'écoulement extérieur a été présentée. Quatre positions de sortie d'air sont étudiées dont deux au culot et deux dans le soubassement, ainsi que deux géométries internes du compartiment moteur : une configuration de base et une configuration avec étanchéités de part et d'autre du milieu poreux représentant les échangeurs aérothermiques. Comme pour la maquette fermée, la validité des simulations numériques est basée sur la valeur de la traînée aérodynamique. L'écart maximal entre les valeurs expérimentales et numériques de la traînée est inférieur à 5% et permet de valider l'approche numérique pour la maquette ouverte.

L'analyse de la distribution de pression statique au culot confirme les résultats expérimentaux : une remontée des pressions au culot se traduit par une réduction de traînée et une diminution des pressions au culot engendre une augmentation de traînée. En revanche, le lien établi expérimentalement entre la position des

cœurs tourbillonnaires relevée dans le plan de symétrie de la maquette et la valeur de la traînée n'est pas vérifié numériquement. Pour la sortie placée au bas du culot, malgré la position proche du culot des cœurs tourbillonnaires, les valeurs de traînée sont faibles. La qualité du maillage dans le sillage et la difficulté du code de calcul à estimer de manière correcte la vitesse de l'écoulement dans les zones de faible vitesse constituent alors des pistes d'explication pour les différences de position des cœurs tourbillonnaire entre le numérique et l'expérimental.

L'analyse des distributions des trois composantes de la vitesse et de la pression totale dans un plan transversal à l'écoulement permet d'identifier et de quantifier les principales sources de traînée de la maquette. Le plan transversal de mesure doit être situé suffisamment loin du culot pour pouvoir négliger les contraintes visqueuses et turbulentes, et suffisamment près du culot pour que la qualité du maillage reste suffisante. Pour la maquette ouverte, cette distance est égale au triple de la hauteur du culot pour la sortie placée vers le milieu du culot, et au double de la hauteur du culot pour les autres sorties. La principale source de traînée de la maquette est alors la perte de pression totale entre l'amont et l'aval de la géométrie. La deuxième source de traînée est la perte de vitesse longitudinale engendrée par la présence de la maquette de l'écoulement. Enfin, la rotation du fluide dans le plan de mesure contribue peu à la traînée de la maquette.

Les débits internes au compartiment moteur de la maquette simplifiée sont ensuite évalués et permettent de valider la méthode d'estimation du débit présentée dans la partie expérimentale (voir Chapitre III.5 - Estimation du débit à travers le compartiment moteur). Pour les conditions dans les sections d'entrée et de sortie précisées dans le Chapitre IV.2 - section 2.1. , les configurations qui engendrent les débits les plus importants à travers le compartiment moteur sont également celles qui engendrent les traînées les plus faibles. Dans tous les cas, la mise en place d'étanchéités force le passage du fluide à travers le milieu poreux et se traduit par une augmentation significative du débit d'environ +45%, avec peu d'impact sur la traînée.

Les résultats mettent également en évidence que la position de l'entrée d'air face à la partie haute du milieu poreux entraîne une répartition non uniforme de la vitesse sur celui-ci. Une comparaison avec une répartition uniforme de vitesse montre qu'il est possible de réduire de manière importante, jusqu'à -63%, la perte de pression totale associée au milieu poreux seul. Celle-ci représentant entre 2% et 15% de la perte de pression totale associée à la présence de la maquette, une réduction de traînée est alors envisageable à partir de protocoles de contrôle capables d'assurer une répartition uniforme de vitesse sur l'échangeur aérothermique.

Finalement, l'évaluation de la perte de pression totale entre les sections d'entrée et de sortie du compartiment moteur montre que dans le cas de sorties placées dans le soubassement, la perte de pression totale associée à la présence de la maquette est en grande partie engendrée par la perte de pression totale relative à l'interaction entre l'écoulement de soubassement et l'écoulement qui sort de la maquette. Ce résultat est cohérent avec les mesures expérimentales de traînée et de vitesse au niveau des sections de sortie et du sillage de la maquette.

Chapitre IV.6 - Conclusion sur l'approche numérique

L'approche numérique développée dans cette partie a permis de compléter les résultats expérimentaux, notamment pour l'identification des sources de traînée de la maquette munie d'un compartiment moteur. Elle a également permis d'apporter de nouvelles informations, en particulier sur les débits internes à la géométrie.

Les principales difficultés associées à la mise en place de simulations numériques sont tout d'abord de fournir une bonne modélisation du problème, en termes de conditions aux limites et de raffinement du maillage, puis de trouver un compromis entre le temps de calcul, et par conséquent l'espace mémoire nécessaire au stockage des fichiers de sortie, et la précision des résultats. Pour la maquette, la stabilisation des calculs est vérifiée à partir de l'évolution du coefficient aérodynamique de traînée en fonction du temps, et les calculs simulent l'écoulement sur une durée inférieure à deux secondes.

Afin de déterminer la meilleure modélisation du plancher de la soufflerie, deux simulations numériques sont effectuées pour la maquette fermée, sans et avec prise en compte du développement de la couche limite sur le plancher. La non-prise en compte du développement de la couche limite sur le sol fournit les meilleures estimations du coefficient aérodynamique de traînée, du coefficient de pression statique moyen au culot et de la position des cœurs des structures tourbillonnaires relevées dans le plan de symétrie de la maquette. Cette condition aux limites est alors appliquée au plancher de la soufflerie pour les simulations numériques relatives à la géométrie ouverte.

Lorsque la maquette est ouverte à l'écoulement extérieur, le coefficient aérodynamique de traînée est là encore bien estimé, avec un écart entre les valeurs numériques et expérimentales inférieur à 5%. Néanmoins, comme pour la maquette fermée, la position des cœurs tourbillonnaires relevés dans le plan de symétrie de la maquette est plus proche du culot que lors des mesures expérimentales, en particulier pour la sortie placée au bas du culot. Expérimentalement, l'utilisation de cette sortie engendre un report des cœurs tourbillonnaires vers l'aval en raison de l'introduction de quantité de mouvement dans la zone morte du sillage. Numériquement, cela n'est pas vérifié et parmi les quatre configurations testées, celle-ci engendre les positions les plus proches du culot. Plusieurs explications sont envisagées notamment une qualité de maillage insuffisante dans le sillage ou une mauvaise estimation des faibles vitesses par le code de calcul – qui est par ailleurs vérifiée lors de la modélisation numérique du milieu poreux.

Les mesures expérimentales de vitesse dans un plan normal à la direction de l'écoulement incident sont également complétées à l'aide des simulations numériques. Les résultats numériques montrent que, de manière générale, placer le plan transversal de mesure à une distance en aval de la géométrie égale au double de la hauteur du culot permet d'exprimer la traînée aérodynamique en fonction des distributions de vitesse et de pression totale. Pour la sortie positionnée au milieu du culot, en revanche, une distance égale au triple de la hauteur du culot est nécessaire. Onorato et al. ([ONO-84]), à l'origine de cette formulation analytique de la traînée, montrent que pour un véhicule réel de type tricorps, dont le sillage est peu étendu dans la direction longitudinale, une distance égale à 1,1 fois la hauteur du véhicule est suffisante. Ces différences s'expliquent par l'étendue longitudinale du sillage dans le cas de la maquette simplifiée, de type culot droit. Pour vérifier l'expression analytique de la traînée, le plan de mesure doit en effet être placé suffisamment loin en aval du culot pour pouvoir négliger les contraintes visqueuses et turbulentes.

A deux ou trois fois la hauteur du culot en aval de la géométrie, dépendant de la configuration étudiée, les résultats de simulations numériques permettent de quantifier les principales sources de traînée de la maquette simplifiée. Selon les configurations, la perte de pression totale entre l'amont et l'aval de la géométrie contribue entre 64% et 79% à la traînée, représentant la principale source de traînée de la maquette. La deuxième source principale est la perte de vitesse longitudinale engendrée par la présence de la géométrie dans l'écoulement. Elle contribue entre 19% et 28% à la traînée totale. Enfin, la contribution de la rotation du fluide dans la direction transversale est faible et comprise entre 2% et 8%.

Les simulations numériques apportent enfin de nouvelles informations sur les débits internes à la géométrie et sur le lien entre ces débits et les pertes de pression totale associées à la maquette. Le débit à travers le compartiment moteur est directement relié à la perte de pression totale entre l'infini amont et l'infini aval, de part et d'autre de la géométrie. Pour les sorties placées au culot, celle-ci est principalement engendrée par la perte de pression totale du compartiment moteur, évaluée entre ses sections d'entrée et de sortie. Pour les sorties placées au niveau du soubassement, en revanche, la perte de pression totale associée à l'interaction entre l'écoulement de refroidissement qui sort de la maquette et l'écoulement de soubassement devient un contributeur important à la perte de pression totale globale. Ainsi, bien que la perte de pression totale entre les sections d'entrée et de sortie du compartiment moteur soit plus faible pour les sorties du soubassement, celles-ci engendrent les pertes de pression totale globales les plus importantes, et par conséquent les traînées les plus élevées. Elles sont alors associées aux débits internes les plus faibles.

Le relevé des débits dans la section d'entrée et à travers le milieu poreux montre qu'environ 35% du fluide qui pénètre dans le compartiment moteur ne contribue pas au refroidissement du moteur puisqu'il ne traverse pas les échangeurs. La mise en place d'étanchéités de part et d'autre du milieu poreux augmente de manière significative le débit qui le traverse (+45%) avec peu d'impact sur la traînée ($-1{,}3\% < \Delta C_x < +2{,}2\%$). Les résultats numériques montrent finalement qu'une distribution de vitesse uniforme sur le milieu poreux permet de réduire la perte de pression totale qui lui est associée. Cette dernière contribuant entre 8% et 24% à la perte de pression totale relevée entre les sections d'entrée et de sortie du compartiment moteur, la distribution uniforme de vitesse sur le milieu poreux constitue alors une solution pour réduire la perte de pression totale globale de la maquette, et par conséquent sa traînée. Ce résultat est en particulier intéressant pour les sorties placées au culot pour lesquelles la perte de pression totale du compartiment moteur est principalement responsable de la perte de pression totale globale. Il peut alors être intéressant d'imaginer des solutions de contrôle actif en entrée du compartiment moteur capables d'engendrer une distribution uniforme de vitesse sur les échangeurs de chaleur et de quantifier leur impact en termes de variation de traînée et de variation de débit de refroidissement.

Dans la suite, une approche analytique du problème, qui repose sur l'analogie entre les circuits électriques et les écoulements fluides, est envisagée. Un modèle est alors mis en place pour exprimer le débit d'air qui traverse le compartiment moteur à partir du coefficient aérodynamique de traînée de la maquette et de son coefficient de pression statique moyen au culot.

PARTIE V - APPROCHE ANALYTIQUE

Chapitre V.1 - Introduction de l'approche analytique

L'approche analytique développée dans cette partie a pour objectif de relier la traînée aérodynamique du compartiment moteur au débit d'air qui le traverse. Des résultats expérimentaux et numériques ([IVA-05], [TAI-07]) montrent qu'agrandir la section d'entrée du compartiment moteur permet d'accroître le débit d'air sur le radiateur de refroidissement. Cependant, cette modification entraîne une augmentation de traînée [CHO-96]. L'idée sous-jacente du modèle est de parvenir à augmenter le débit sur le radiateur sans modifier ou en diminuant la traînée par un travail sur la géométrie interne du circuit d'air et non sur la section d'entrée du compartiment moteur.

Dans un premier temps, les différents principes physiques qui servent de support au modèle analytique sont présentés. Les équations de base de la mécanique des fluides établissent une relation entre le coefficient aérodynamique de traînée et le coefficient de pression statique moyen au culot de la géométrie. L'analogie entre les écoulements fluides autour des véhicules automobiles et les circuits électriques, mise en place par Chometon et Gilliéron [CHO-96], est ensuite rappelée. Finalement, les travaux d'Idel'Cik [IDE-86] et de Ménard [MEN-78] sur les pertes de charge sont utilisés pour classifier les écoulements fluides.

Dans un deuxième temps, les principes physiques exposés précédemment sont mis en œuvre sur la géométrie simplifiée munie d'un compartiment moteur. Les écoulements autour et à l'intérieur du compartiment moteur sont décomposés en écoulements élémentaires disposés en parallèle et/ou en série. L'analogie fluide / électrique ainsi que la relation entre le coefficient aérodynamique de traînée et le coefficient de pression statique moyen au culot sont alors utilisées pour mettre en place les équations du modèle analytique. Une réorganisation des équations permet de définir une méthodologie de calcul des débits et des pertes de pression totale des écoulements internes au compartiment moteur.

Dans un troisième temps, le modèle analytique développé précédemment est appliqué sur une configuration particulière de la géométrie pour laquelle la sortie d'air du compartiment moteur est placée au bas du culot. Les écoulements élémentaires autour et à l'intérieur de la géométrie sont caractérisés en termes de perte de charge à partir de la connaissance de la géométrie interne du compartiment moteur, de sa traînée aérodynamique et du coefficient de pression statique moyen au culot. La méthodologie détaillée dans le précédent chapitre permet d'accéder aux valeurs numériques du débit et de la perte de pression totale de chacun des écoulements élémentaires et en particulier de l'écoulement à travers le radiateur.

Dans un dernier temps, les valeurs de débit déterminées à partir du modèle analytique sont comparées aux valeurs relevées numériquement à partir de surfaces de contrôle placées dans le circuit d'air du compartiment moteur. La validation de l'approche permet alors d'envisager une autre application du modèle : l'étude de l'influence d'une modification géométrique du circuit d'air sur le débit à travers le compartiment moteur et les échangeurs aérothermiques.

Chapitre V.2 - Principes physiques

Les principes physiques utilisés pour développer le modèle analytique sont présentés dans ce chapitre. Dans un premier temps, les équations de la mécanique des fluides sont utilisées pour mettre en relation le coefficient de pression statique moyen au culot de la géométrie à culot droit et son coefficient aérodynamique de traînée. Cette partie reprend les bases théoriques développées par Chometon et Gilliéron [CHO-96]. Dans un deuxième temps, une analogie entre les grandeurs caractéristiques des écoulements fluides et des circuits électriques est exposée. Les équations qui régissent ces grandeurs caractéristiques sont ensuite définies selon la disposition en parallèle ou en série des écoulements. Dans un troisième temps, une estimation des pertes de charge des écoulements, basée sur les travaux de Ménard [MEN-78] et d'Idel'Cik [IDE-86], est présentée.

2.1. Bases théoriques de la mécanique des fluides

Soit un tube de courant entourant complètement la géométrie simplifiée munie d'un compartiment moteur et sa structure de sillage entre les points A et C (Figure V-1). La vitesse V_0 de l'écoulement dans la section infinie amont S_0 du tube de courant est considérée uniforme transversalement.

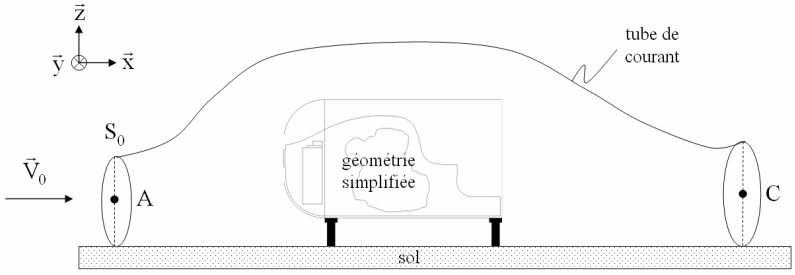


Figure V-1 : Tube de courant entourant la géométrie simplifiée munie d'un compartiment moteur.

La puissance dissipée dans le tube de courant, notée ΔE, peut s'exprimer à partir d'un bilan énergétique entre les points A et C par la relation suivante [CHO-96] :

$$\Delta E = S_0 V_0 \Delta Pi_{AC} \tag{V-1}$$

Elle peut également se définir à partir de la composante longitudinale F_x de l'action aérodynamique :

$$\Delta E = F_x V_0 \tag{V-2}$$

L'égalité des relations (V-1) et (V-2) permet d'écrire :

$$S_0 \Delta Pi_{AC} = F_x \tag{V-3}$$

Pour un véhicule de type culot droit comme la géométrie simplifiée, la pression totale au culot peut être considérée uniforme transversalement [CHO-96] et permet d'estimer la perte de pression totale ΔPi_{AC} entre les points A et C (Figure V-1) en fonction du coefficient de pression statique moyen au culot Cp_{culot} :

$$\Delta Pi_{AC} \approx \frac{1}{2} \rho V_0^2 (1 - Cp_{culot}) \tag{V-4}$$

Par ailleurs, la traînée aérodynamique F_x s'écrit en fonction du coefficient aérodynamique de traînée C_x et du maître couple S_{ref} de la géométrie selon la relation suivante :

$$F_x = \frac{1}{2} \rho V_0^2 S_{ref} C_x \tag{V-5}$$

A partir des relations (V-3), (V-4) et (V-5), il est alors possible d'exprimer la section infinie amont S_0 du tube de courant entourant la géométrie en fonction du coefficient aérodynamique de traînée C_x et du coefficient de pression statique moyen au culot Cp_{culot} :

$$S_0 \approx S_{ref} \frac{C_x}{(1 - Cp_{culot})} \tag{V-6}$$

2.2. Analogie fluide / électrique

Dans cette section, les grandeurs caractéristiques des écoulements fluides sont mises en correspondance avec les grandeurs caractéristiques des circuits électriques. Les équations qui régissent les écoulements fluides sont ensuite présentées. Elles dépendent de la disposition en parallèle ou en série des écoulements.

2.2.1. Correspondance entre écoulements fluides et circuits électriques

Les grandeurs caractéristiques des écoulements fluides, inspirées des grandeurs caractéristiques des circuits électriques, sont le débit volumique q et la perte de pression totale ΔPi qui correspondent respectivement au courant i et à la tension U.

Pour les circuits électriques, la tension U évolue linéairement en fonction du courant i selon la relation suivante :

$$U = R\, i \tag{V-7}$$

où R est la résistance du circuit électrique.

Pour les circuits fluides il n'existe pas de relation linéaire entre la perte de pression totale ΔPi et le débit volumique q. Toutefois, ces deux grandeurs sont liées par la relation suivante :

$$\Delta Pi = \frac{\rho}{2} \frac{K}{S^2} q^2 \tag{V-8}$$

où K est le coefficient de perte de charge rapporté à la vitesse de l'écoulement dans la section S.

Une troisième grandeur caractéristique des écoulements fluides est alors introduite. Il s'agit de l'ouverture O définie à partir de la section S de l'écoulement fluide et du coefficient de perte de charge K :

$$O = \frac{S}{\sqrt{K}} \tag{V-9}$$

Par combinaison des relations (V-8) et (V-9), les trois grandeurs caractéristiques des écoulements fluides, le débit q, la perte de pression totale ΔPi et l'ouverture O, sont reliées par l'équation suivante :

$$\Delta Pi = \frac{\rho}{2}\left(\frac{q}{O}\right)^2 \tag{V-10}$$

Selon la disposition en parallèle ou en série des écoulements fluides, les grandeurs caractéristiques de l'écoulement équivalent ne sont pas régies par les mêmes équations. Ces équations sont d'abord détaillées pour les écoulements placés en série puis pour les écoulements placés en parallèle.

2.2.2. Ecoulements placés en série

Lorsque deux écoulements notés a et b sont placés en série (Figure V-2), leurs grandeurs caractéristiques peuvent être reliées à celles de l'écoulement équivalent, noté eq, par les relations suivantes :

- Le débit de l'écoulement équivalent est égal au débit des écoulements élémentaires :

$$q_{eq} = q_a = q_b \tag{V-11}$$

- La perte de pression totale de l'écoulement équivalent est égale à la somme des pertes de pression totale des écoulements élémentaires :

$$\Delta Pi_{eq} = \Delta Pi_a + \Delta Pi_b \tag{V-12}$$

- L'ouverture de l'écoulement équivalent est égale à l'inverse de la racine carrée de la somme des inverses des ouvertures élémentaires élevées au carré :

$$\frac{1}{O_{eq}^2} = \frac{1}{O_a^2} + \frac{1}{O_b^2} \tag{V-13}$$

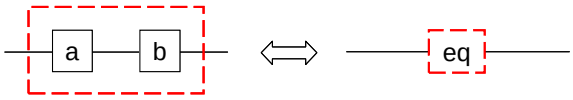


Figure V-2 : Ecoulements a et b placés en série et écoulement équivalent eq.

2.2.3. Ecoulements placés en parallèle

Lorsque deux écoulements notés a et b sont placés en parallèle (Figure V-3), leurs grandeurs caractéristiques peuvent être reliées à celles de l'écoulement équivalent, noté eq, par les relations suivantes :

- Le débit de l'écoulement équivalent est égal à la somme des débits des écoulements élémentaires :

$$q_{eq} = q_a + q_b \tag{V-14}$$

- La perte de pression totale de l'écoulement équivalent est égale à la perte de pression totale des écoulements élémentaires :

$$\Delta Pi_{eq} = \Delta Pi_a = \Delta Pi_b \tag{V-15}$$

- L'ouverture de l'écoulement équivalent est égale à la somme des ouvertures des écoulements élémentaires :

$$O_{eq} = O_a + O_b \tag{V-16}$$

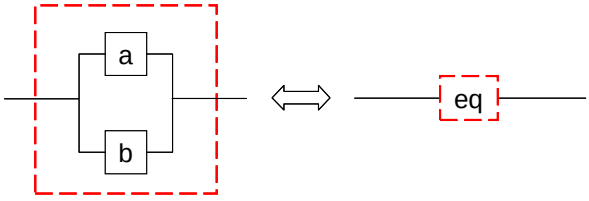


Figure V-3 : Ecoulements a et b placés en parallèle et écoulement équivalent eq.

Les écoulements fluides, disposés en parallèle ou en série, sont décrits en fonction de la perte de charge qu'ils engendrent. Les pertes de charges sont estimées de manière simple à partir des travaux de Ménard [MEN-78] et d'Idel'Cik [IDE-86].

2.3. Estimation des pertes de charge

Les écoulements fluides sont répertoriés en cinq catégories : les changements de direction, les élargissements brusques de section, les rétrécissements brusques de section, les élargissements progressifs de section et les rétrécissements progressifs de section. Les coefficients de perte de charge singulière associés à chacune des catégories sont successivement explicités en fonction de paramètres géométriques tels que des longueurs et des valeurs d'angles. Etant donné les faibles longueurs des circuits considérés, les coefficients de perte de charge par frottement ne sont pas pris en compte.

2.3.1. Changement de direction de l'écoulement

Dans le cas d'un changement de direction de l'écoulement, le coefficient de perte de charge K est déterminé en fonction de l'angle de changement de direction (Figure V-5). Dans la littérature [MEN-78], les valeurs du coefficient K sont données pour cinq valeurs d'angle : 15°, 30°, 45°, 60° et 90°. Pour les autres valeurs, la courbe $K = f(\text{angle})$ est discrétisée et à chaque angle appartenant à l'intervalle [0°,90°] est associé un coefficient de perte de charge K.

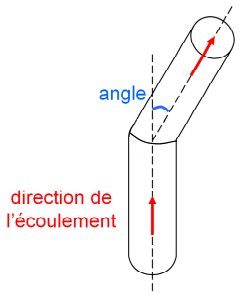


Figure V-4 : Représentation d'un changement de direction d'écoulement et angle associé.

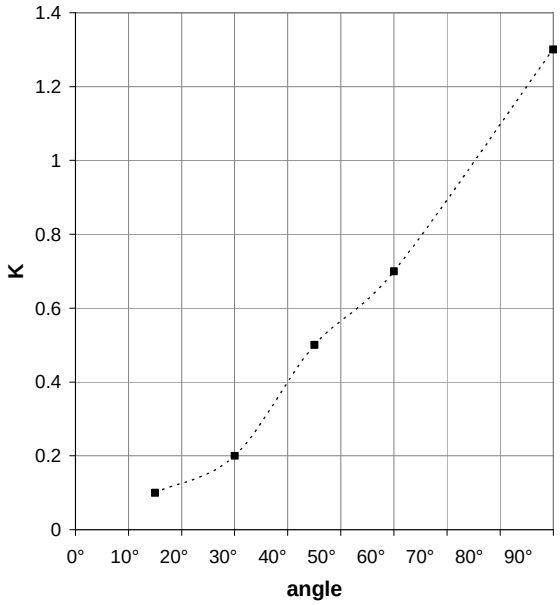


Figure V-5 : Evolution du coefficient de perte de charge K en fonction de l'angle de changement de direction [MEN-78].

2.3.2. Elargissement brusque de section

Dans le cas d'un élargissement brusque entre deux sections de même largeur, le coefficient de perte de charge K est calculé à partir de la hauteur minimale h_{min} et de la hauteur maximale h_{max} (Figure V-6) par la relation suivante [IDE-86] :

$$K = \left(1 - \frac{h_{min}}{h_{max}}\right)^2 \qquad \text{(V-17)}$$

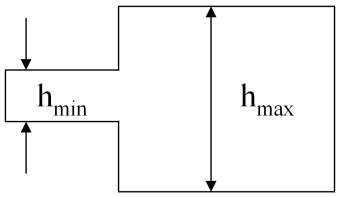


Figure V-6 : Elargissement brusque entre deux sections de même largeur et de hauteurs respectives h_{min} et h_{max}.

2.3.3. Rétrécissement brusque de section

Dans le cas d'un rétrécissement brusque entre deux sections de même largeur, le coefficient de perte de charge K est déterminé à partir de la hauteur minimale h_{min} et de la hauteur maximale h_{max} (Figure V-7) par la relation suivante [MEN-78] :

$$K = \left(\frac{1}{C} - 1\right)^2 \qquad \text{(V-18)}$$

où le coefficient C est donné par :

$$C = 0{,}63 + 0{,}37\left(\frac{h_{min}}{h_{max}}\right)^3 \qquad \text{(V-19)}$$

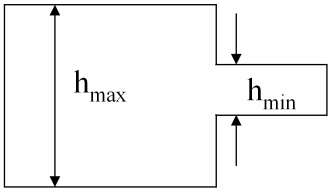


Figure V-7 : Rétrécissement brusque entre deux sections de même largeur et de hauteurs respectives h_{max} et h_{min}.

2.3.4. Elargissement progressif de section

Dans le cas d'un élargissement progressif entre deux sections de même largeur, le coefficient de perte de charge K est calculé à partir de la hauteur minimale h_{min} et de la hauteur maximale h_{max} (Figure V-8) par la relation suivante [MEN-78] :

$$K = C_E\left(1 - \frac{h_{min}}{h_{max}}\right)^2 \qquad \text{(V-20)}$$

où C_E est un coefficient qui dépend de l'angle φ de l'élargissement progressif (Figure V-8) et dont l'évolution, indiquée par [MEN-78], est reportée dans la Figure V-9.

L'angle φ de l'élargissement progressif se détermine à partir des hauteurs h_{min} et h_{max} et de la longueur d qui les sépare par la relation suivante :

$$\varphi = 2 \times \arctan\left(\frac{h_{max} - h_{min}}{d}\right) \qquad \text{(V-21)}$$

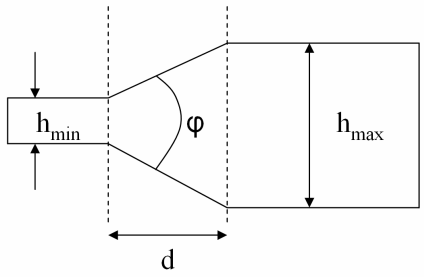


Figure V-8 : Elargissement progressif sur une distance d entre deux sections de même largeur et de hauteurs respectives h_{min} et h_{max}.

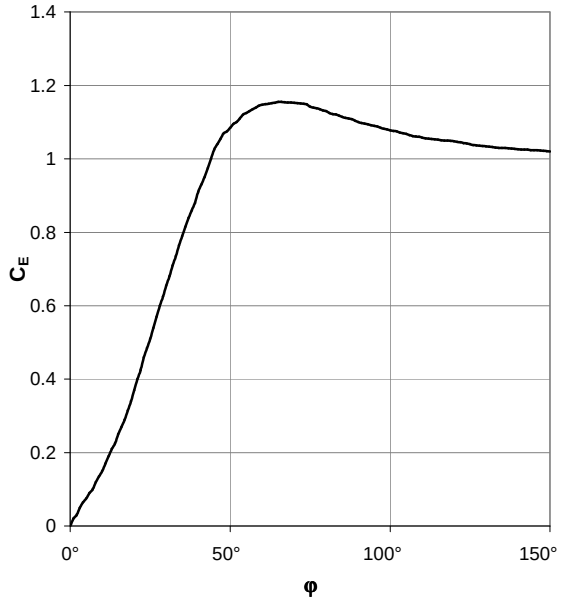


Figure V-9 : Evolution du coefficient C_E en fonction de l'angle φ défini dans la Figure V-8 [MEN-78].

2.3.5. Rétrécissement progressif de section

Dans le cas d'un rétrécissement progressif entre deux sections de même largeur, le coefficient de perte de charge K se définit à partir de la hauteur minimale h_{min} et de la hauteur maximale h_{max} (Figure V-10) par la relation suivante [MEN-78] :

$$K = \left(\frac{1}{C} - 1\right)^2 \sin\varphi \qquad \text{(V-22)}$$

où le coefficient C est identique à celui donné dans la relation (V-19) et l'angle φ du rétrécissement progressif est déterminé à partir des hauteurs h_{min} et h_{max} et de la distance d entre ces deux sections :

$$\varphi = 2 \times \arctan\left(\frac{h_{max} - h_{min}}{d}\right) \qquad \text{(V-23)}$$

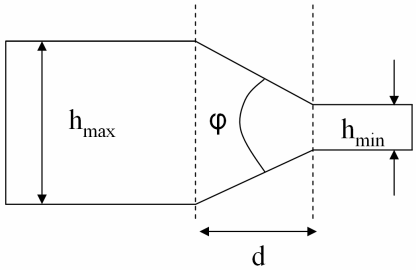


Figure V-10 : Rétrécissement progressif sur une distance d entre deux sections de même largeur et de hauteurs respectives h_{max} et h_{min}

2.4. Conclusion

Ce premier chapitre a permis de mettre en place les outils nécessaires au développement d'un modèle analytique dont l'objectif est de relier la traînée aérodynamique du compartiment moteur au débit qui le

traverse. Les équations de base de la mécanique des fluides sont d'abord utilisées pour exprimer la section infinie amont du tube de courant entourant la géométrie en fonction de son coefficient de pression statique moyen au culot et de son coefficient aérodynamique de traînée. L'analogie entre les circuits fluides et les circuits électriques permet ensuite de définir les trois grandeurs caractéristiques des écoulements : la perte de pression totale, le débit et l'ouverture. Enfin, une classification des écoulements est établie et sert à estimer la perte de charge qu'ils engendrent. Les changements de direction, les élargissements ou rétrécissements de sections, de type brusque ou progressif, sont pris en compte. Le chapitre suivant présente la mise en œuvre des deux premiers outils sur la géométrie simplifiée munie d'un compartiment moteur.

Chapitre V.3 - Mise en œuvre sur la maquette simplifiée

Ce chapitre présente la mise en œuvre des principes physiques sur la maquette simplifiée munie d'un compartiment moteur présentée dans le Chapitre III.2 - section 2.1.1. sur la Figure III-1. L'écoulement global qui se développe autour et à l'intérieur de la géométrie est décomposé en écoulements élémentaires puis modélisé selon un schéma électrique. Le débit d'air qui traverse la géométrie est alors exprimé en fonction des grandeurs caractéristiques de ces écoulements élémentaires. De la même manière, l'écoulement interne à la géométrie simplifiée est décomposé en écoulements élémentaires. Le schéma électrique associé permet de définir un circuit équivalent entre la section d'entrée et la section de sortie du compartiment moteur. Finalement, une méthodologie détaille le calcul des débits et des pertes de pression totale de chaque écoulement élémentaire interne à la géométrie simplifiée du compartiment moteur.

3.1. Décomposition de l'écoulement global en écoulements élémentaires

L'écoulement global qui se développe autour et à l'intérieur de la géométrie peut se décomposer en divers écoulements élémentaires disposés en parallèle et / ou en série. La position de la sortie du circuit d'air au niveau du soubassement ou au culot de la géométrie modifie la décomposition de l'écoulement. La géométrie dont la sortie d'air est placée au culot est d'abord traitée puis la géométrie dont la sortie d'air est placée au niveau du soubassement.

3.1.1. Sortie du circuit d'air placée au culot de la géométrie

Dans le cas où la sortie du circuit d'air est placée au culot de la géométrie simplifiée, l'écoulement global qui se développe autour et à l'intérieur du compartiment moteur peut se décomposer en trois écoulements élémentaires qui sont les suivants (Figure V-11) :

- Ecoulement I : au-dessus et sur les parois latérales de la géométrie.
- Ecoulement II : dans le compartiment moteur.
- Ecoulement III : au niveau du soubassement de la géométrie.

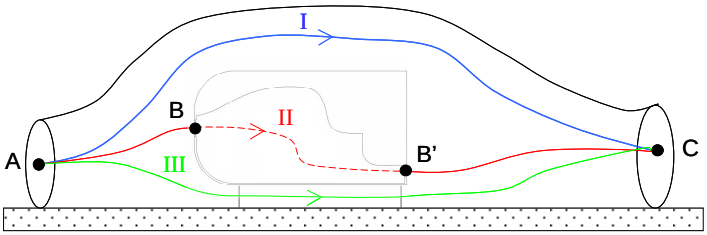


*Figure V-11 : Décomposition de l'écoulement global lorsque la sortie d'air est située **au culot** de la géométrie simplifiée.*

Pour la décomposition de l'écoulement global présentée dans la Figure V-11, la modélisation électrique des écoulements élémentaires consiste en trois circuits placés en parallèle entre les points A et C (Figure V-12).

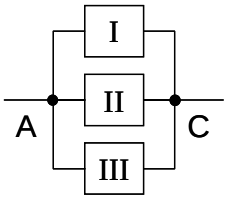


*Figure V-12 : Modélisation électrique de l'écoulement global lorsque la sortie d'air est située **au culot** de la géométrie simplifiée.*

Les équations (V-14), (V-15) et (V-16) permettent alors d'exprimer les grandeurs caractéristiques q_{AC}, ΔPi_{AC} et O_{AC} du circuit équivalent entre les points A et C en fonction des grandeurs caractéristiques des écoulements I, II et III :

$$q_{AC} = q_I + q_{II} + q_{III} \tag{V-24}$$

$$\Delta Pi_{AC} = \Delta Pi_I = \Delta Pi_{II} = \Delta Pi_{III} \tag{V-25}$$

$$O_{AC} = O_I + O_{II} + O_{III} \tag{V-26}$$

Par ailleurs, puisque la géométrie du compartiment moteur est de type culot droit, la pression totale au culot peut être considérée uniforme transversalement ([CHO-96]). La perte de pression totale ΔPi_{AC} entre les points A et C peut alors se calculer à partir de la relation (V-4). L'égalité des pertes de pression totale ΔPi_{AC} et ΔPi_{II} (voir relation (V-25)) permet finalement d'exprimer la perte de pression totale ΔPi_{II} de l'écoulement II qui traverse le compartiment moteur en fonction du coefficient de pression statique moyen au culot de la géométrie noté Cp_{culot} :

$$\Delta Pi_{II} \approx \frac{1}{2}\rho V_0^2 (1 - Cp_{culot}) \tag{V-27}$$

Le débit q_{II} qui traverse la géométrie simplifiée du compartiment moteur s'exprime en fonction de la perte de pression totale ΔPi_{II} et de l'ouverture O_{II} de l'écoulement II à partir de la relation (V-10) :

$$q_{II} = O_{II}\sqrt{\frac{2\Delta Pi_{II}}{\rho}} \tag{V-28}$$

La détermination du débit q_{II} à travers le compartiment moteur nécessite alors la connaissance de l'ouverture O_{II} de l'écoulement II. Cette ouverture est déterminée dans la section 3.2. à partir des caractéristiques géométriques du circuit d'air de la géométrie simplifiée.

3.1.2. Sortie du circuit d'air placé au niveau du soubassement de la géométrie

Dans le cas où la sortie du circuit d'air est placée au niveau du soubassement, l'écoulement global qui se développe autour et à l'intérieur du compartiment moteur peut se décomposer en quatre écoulements élémentaires qui sont les suivants (Figure V-13) :

- Ecoulement I : au-dessus et sur les parois latérales de la géométrie (chemin direct AC).
- Ecoulement II : dans le compartiment moteur et au niveau de la section de sortie (chemin ABB'B'').

- Ecoulement III : au niveau du soubassement de la géométrie, en amont de la section de sortie (chemin direct AB’’).
- Ecoulement IV : résultante de la jonction des écoulements II et III (chemin B’’C).

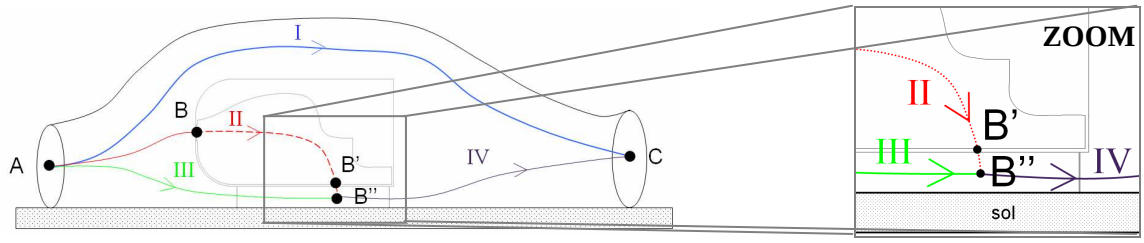


*Figure V-13 : Décomposition de l’écoulement global lorsque la sortie d’air est située **au niveau du soubassement** de la géométrie simplifiée.*

Pour la décomposition de l’écoulement global présentée dans la Figure V-13, la modélisation électrique des écoulements élémentaires comporte des circuits placés en parallèle et en série (Figure V-14).

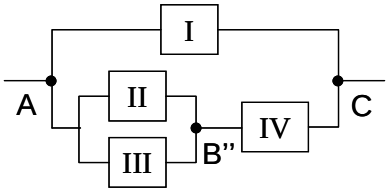


*Figure V-14 : Modélisation électrique des écoulements élémentaires lorsque la sortie d’air est située **au niveau du soubassement** de la géométrie simplifiée.*

La connaissance des grandeurs caractéristiques du circuit équivalent entre les points A et C nécessite l’introduction de circuits équivalents intermédiaires dont le détail est présenté dans le Tableau V-1. Les grandeurs caractéristiques de ces circuits intermédiaires sont déterminées à partir des relations (V-11), (V-12) et (V-13) si les circuits élémentaires sont placés en série, et à partir des relations (V-14), (V-15) et (V-16) si les circuits élémentaires sont placés en parallèle.

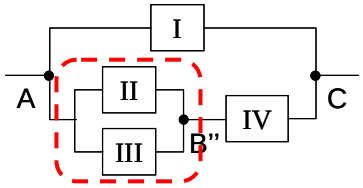
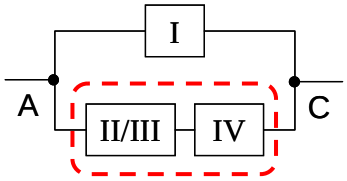
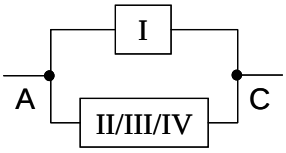
Etape	Modélisation électrique	Grandeurs caractéristiques
Etape 1		<u>circuits II et III en parallèle → circuit II/III :</u> $q_{II/III} = q_{II} + q_{III}$ $\Delta Pi_{II/III} = \Delta Pi_{II} = \Delta Pi_{III}$ $O_{II/III} = O_{II} + O_{III}$
Etape 2		<u>circuits II/III et IV en série → circuit II/III/IV :</u> $q_{II/III/IV} = q_{II/III} = q_{IV}$ $\Delta Pi_{II/III/IV} = \Delta Pi_{II/III} + \Delta Pi_{IV}$ $\frac{1}{O^2_{II/III/IV}} = \frac{1}{O^2_{II/III}} + \frac{1}{O^2_{IV}}$
Etape 3		<u>circuits I et II/III/IV en parallèle → circuit AC :</u> $q_{AC} = q_I + q_{II/III/IV} = q_0$ $\Delta Pi_{AC} = \Delta Pi_I = \Delta Pi_{II/III/IV}$ $O_{AC} = O_I + O_{II/III/IV}$

*Tableau V-1 : Simplification du schéma électrique de la Figure V-14 modélisant l’écoulement global lorsque la sortie d’air est **située au niveau du soubassement** de la géométrie simplifiée.*

La géométrie simplifiée du compartiment moteur étant de type culot droit, la connaissance du coefficient de pression statique moyen au culot Cp_{culot} et du coefficient aérodynamique de traînée C_x permet d'estimer la section infinie amont S_0 du tube de courant capturé par la géométrie (relation (V-6)).

Le débit volumique total q_{AC} est donné par le produit de la section infinie amont S_0 par la vitesse V_0 de l'écoulement dans cette section :

$$q_{AC} = V_0 S_0 \tag{V-29}$$

La perte de pression totale ΔPi_{AC} entre les points A et C est déterminée à partir du coefficient de pression statique moyen au culot Cp_{culot} par la relation (V-4). L'ouverture O_{AC} du circuit AC se calcule alors à partir de la relation (V-10) de la manière suivante :

$$O_{AC} = q_{AC}\sqrt{\frac{\rho}{2\Delta Pi_{AC}}} \tag{V-30}$$

Elle est utilisée pour calculer l'ouverture O_I du circuit I (Etape 3 du Tableau V-1) :

$$O_I = O_{AC} - O_{II/III/IV} \tag{V-31}$$

Le calcul de l'ouverture O_I nécessite cependant la connaissance de l'ouverture $O_{II/III/IV}$ du circuit intermédiaire II/III/IV qui se détermine à partir des ouvertures O_{II} du circuit II, O_{III} du circuit III et O_{IV} du circuit IV (Etapes 1 et 2 du Tableau V-1).

La détermination de l'ouverture O_{II} du circuit II est traitée dans le paragraphe 3.2. et s'effectue à partir des caractéristiques géométriques du circuit d'air de la géométrie munie d'un compartiment moteur. La détermination des ouvertures O_{III} et O_{IV} des circuits III et IV peut s'effectuer à partir de considérations géométriques sur le même modèle que l'ouverture O_{II} du circuit II.

Après le calcul des ouvertures O_{II}, O_{III} et O_{IV}, il est possible de calculer la perte de pression totale ΔPi_{II} et par conséquent d'accéder au débit q_{II} qui traverse la géométrie du compartiment moteur en respectant les étapes suivantes :

- Calculer le débit q_I de l'écoulement I par la relation suivante :

$$q_I = O_I\sqrt{\frac{2\Delta Pi_{AC}}{\rho}} \tag{V-32}$$

  puisque la perte de pression totale ΔPi_I est connue et égale à la perte de pression totale ΔPi_{AC} (Etape 3 du Tableau V-1).

- En déduire le débit q_{IV} de l'écoulement IV (Etapes 2 et 3 du Tableau V-1) :

$$q_{IV} = q_{AC} - q_I \tag{V-33}$$

- Déterminer la perte de pression totale ΔPi_{IV} du circuit IV à partir de la relation suivante :

$$\Delta Pi_{IV} = \frac{\rho}{2}\left(\frac{q_{IV}}{O_{IV}}\right)^2 \tag{V-34}$$

- Evaluer la perte de pression totale ΔPi_{II} du circuit II en respectant les trois équations sur la perte de pression totale définies dans le Tableau V-1 :

$$\Delta Pi_{II} = \Delta Pi_{AC} - \Delta Pi_{IV} \tag{V-35}$$

- Calculer le débit q_{II} qui traverse la géométrie simplifiée du compartiment moteur :

$$q_{II} = O_{II}\sqrt{\frac{2\Delta Pi_{II}}{\rho}} \tag{V-36}$$

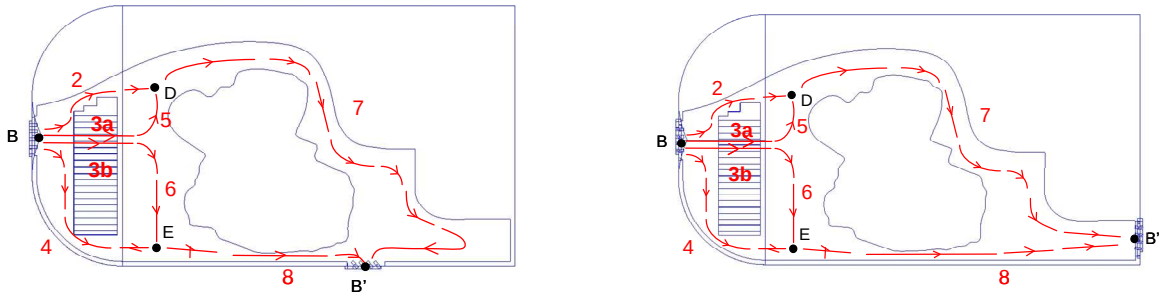
La décomposition de l'écoulement global autour et à l'intérieur de la géométrie simplifiée montre que la détermination du débit q_{II} à travers le compartiment moteur requiert la connaissance de l'ouverture O_{II} du circuit II. Celle-ci se détermine à partir de la décomposition de l'écoulement interne au compartiment moteur en écoulements élémentaires. C'est l'objet du paragraphe suivant.

3.2. Décomposition de l'écoulement interne au compartiment moteur en écoulements élémentaires

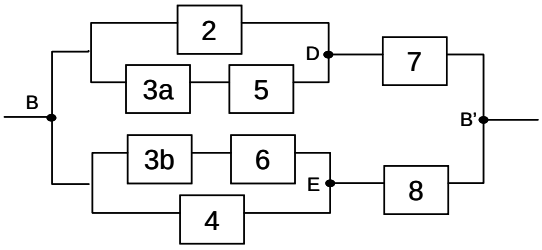
Dans le cas de l'écoulement interne au compartiment moteur, la position de la sortie d'air au niveau du soubassement ou au culot de la géométrie ne modifie pas la décomposition en écoulements élémentaires (Figure V-15 (a), (b)). Ces écoulements, disposés en parallèle et en série sont les suivants :

- L'écoulement 2 passe au-dessus du milieu poreux.
- L'écoulement 3a, respectivement 3b, passe dans la partie haute, respectivement basse, du milieu poreux.
- L'écoulement 4 passe sous le milieu poreux.
- L'écoulement 5, respectivement 6, représente la partie du fluide qui sort de la partie haute, respectivement de la partie basse, du milieu poreux.
- L'écoulement 7, respectivement 8, résulte de la jonction des écoulements 2 et 5, respectivement 4 et 6, et passe au-dessus, respectivement en-dessous, du moteur.

Le schéma électrique associé à l'écoulement entre la section d'entrée et la section de sortie du compartiment moteur est alors identique pour les différentes sections de sortie de la géométrie simplifiée (Figure V-15 (c)). Il est toutefois important de souligner que les grandeurs caractéristiques des écoulements élémentaires sont différentes selon la position de la sortie du circuit d'air.



(a) sortie au niveau du soubassement *(b) sortie au niveau du culot*



(c) schéma électrique

Figure V-15 : Ecoulements élémentaires internes au compartiment moteur pour les sorties 2 (a), 3 (b) et 4 (c), et schéma électrique correspondant (d).

A partir du schéma électrique qui modélise l'écoulement entre la section d'entrée et la section de sortie du compartiment moteur (Figure V-15 (c)), des circuits équivalents intermédiaires sont introduits et permettent de calculer l'ouverture O_{10} entre les points B et B'. Les étapes de calcul sont détaillées dans le Tableau V-2. Les grandeurs caractéristiques des circuits intermédiaires sont déterminées à partir des relations (V-11), (V-12) et (V-13) si les circuits élémentaires sont placés en série, et à partir des relations (V-14), (V-15) et (V-16) si les circuits élémentaires sont placés en parallèle.

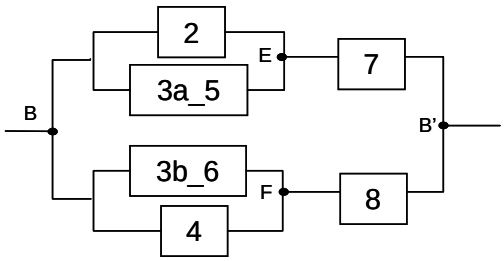
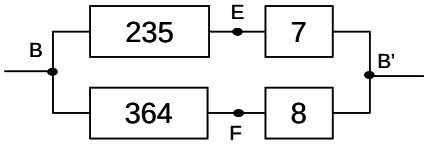
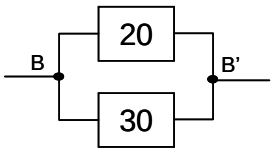
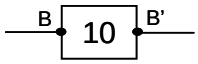
Etape	Modélisation électrique et grandeurs caractéristiques
Etape 1	circuits 3a et 5 en série → circuit 3a_5 : $q_{3a_5} = q_{3a} = q_5$ $\Delta Pi_{3a_5} = \Delta Pi_{3a} + \Delta Pi_5$ $\frac{1}{O_{3a_5}^2} = \frac{1}{O_{3a}^2} + \frac{1}{O_5^2}$ circuits 3b et 6 en série → circuit 3b_6 : $q_{3b_6} = q_{3b} = q_6$ $\Delta Pi_{3b_6} = \Delta Pi_{3b} + \Delta Pi_6$ $\frac{1}{O_{3b_6}^2} = \frac{1}{O_{3b}^2} + \frac{1}{O_6^2}$ 
Etape 2	circuits 2 et 3a_5 en parallèle → circuit 235 : $q_{235} = q_2 + q_{3a_5}$ $\Delta Pi_{235} = \Delta Pi_2 = \Delta Pi_{3a_5}$ $O_{235} = O_2 + O_{3a_5}$ circuits 4 et 3b_6 en parallèle → circuit 364 : $q_{364} = q_4 + q_{3b_6}$ $\Delta Pi_{364} = \Delta Pi_4 = \Delta Pi_{3b_6}$ $O_{364} = O_4 + O_{3b_6}$ 
Etape 3	circuits 235 et 7 en série → circuit 20 : $q_{20} = q_{235} = q_7$ $\Delta Pi_{20} = \Delta Pi_{235} + \Delta Pi_7$ $\frac{1}{O_{20}^2} = \frac{1}{O_{235}^2} + \frac{1}{O_7^2}$ circuits 364 et 8 en série → circuit 30 : $q_{30} = q_{364} = q_8$ $\Delta Pi_{30} = \Delta Pi_{364} + \Delta Pi_8$ $\frac{1}{O_{30}^2} = \frac{1}{O_{364}^2} + \frac{1}{O_8^2}$ 
Etape 4	circuits 20 et 30 en parallèle → circuit 10 : $q_{10} = q_{20} + q_{30}$ $\Delta Pi_{10} = \Delta Pi_{20} = \Delta Pi_{30}$ $O_{10} = O_{20} + O_{30}$ 

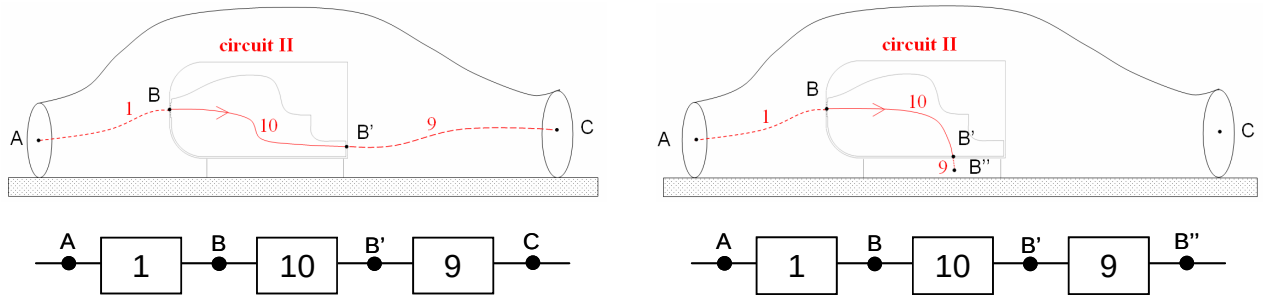
Tableau V-2 : Simplification du schéma électrique de la Figure V-15 (c) modélisant l'écoulement interne au compartiment moteur.

La simplification du circuit électrique entre les points B et B' (Tableau V-2) permet d'accéder à l'ouverture O_{10} entre la section d'entrée et la section de sortie de la géométrie simplifiée à partir de la connaissance des ouvertures élémentaires internes O_i, i Є E = {2, 3a, 3b, 4, 5, 6, 7, 8}.

La détermination de l'ouverture O_{II} de l'écoulement II à travers le compartiment moteur nécessite, outre la connaissance de l'ouverture O_{10} entre la section d'entrée et la section de sortie du compartiment moteur, la connaissance des ouvertures en amont et en aval de la géométrie simplifiée, notées respectivement O_1 et O_9

(Figure V-16). La position de la sortie du circuit d'air au niveau du culot (Figure V-16 (a)) ou du soubassement (Figure V-16 (b)) de la géométrie ne modifie pas la modélisation électrique du circuit II.

Par souci de clarté, il est ici rappelé que lorsque la sortie du circuit d'air est placée au niveau du soubassement (Figure V-16 (b)), le circuit II est compris entre les points A et B'' et c'est le circuit IV qui relie les points B'' et C (voir les Figure V-13 et Figure V-14).



(a) sortie placée au niveau du culot *(b) sortie placée au niveau du soubassement*

Figure V-16 : Décomposition de l'écoulement II à travers le compartiment moteur lorsque la sortie d'air est placée au niveau du culot (a) ou du soubassement (b) de la géométrie.

Dans les deux cas, la disposition en série des écoulements 1, 10 et 9 permet de définir les grandeurs caractéristiques de l'écoulement II à travers le compartiment moteur par les équations suivantes :

$$q_{II} = q_1 = q_{10} = q_9 \tag{V-37}$$

$$\Delta Pi_{II} = \Delta Pi_1 + \Delta Pi_{10} + \Delta Pi_9 \tag{V-38}$$

$$\frac{1}{O_{II}^2} = \frac{1}{O_1^2} + \frac{1}{O_{10}^2} + \frac{1}{O_9^2} \tag{V-39}$$

La décomposition de l'écoulement global et de l'écoulement interne à la géométrie simplifiée du compartiment moteur ont permis d'établir les équations nécessaires au calcul des débits et des pertes de pression totale des écoulements. Une méthodologie détaille les étapes de calcul de ces grandeurs dans le paragraphe suivant.

3.3. Méthodologie de calcul des débits et pertes de pression totale

La méthodologie de calcul des débits et des pertes de pression totale des écoulements est tout d'abord détaillée pour la géométrie dont la sortie du circuit d'air est placée au culot puis pour la géométrie dont la sortie du circuit d'air est placée au niveau du soubassement.

3.3.1. Sortie du circuit d'air placée au culot de la géométrie

Lorsque la sortie du circuit d'air est placée au culot de la géométrie, la démarche utilisée pour estimer les débits et les pertes de pression totale des écoulements est la suivante :

(i) Le coefficient de traînée aérodynamique C_x et le coefficient de pression statique moyen au culot Cp_{culot} sont mesurés en soufflerie ou évalués par simulation numérique. Les valeurs permettent d'estimer la section infinie amont S_0 du tube de courant entourant la géométrie à culot droit grâce à la relation (V-6).

(ii) La connaissance de la section S_0 permet de calculer le débit q_{AC} associé à l'écoulement infini amont par la relation (V-29).

(iii) Les ouvertures des écoulements élémentaires internes à la maquette O_i, i Є E = {2, 3a, 3b, 4, 5, 6, 7, 8} (c.f. section 3.2.) permettent de calculer l'ouverture O_{10} du circuit équivalent 10 défini dans le Tableau V-2. La connaissance des ouvertures O_1 et O_9 permet ensuite d'accéder à l'ouverture O_{II} du circuit II qui traverse le compartiment moteur par la relation (V-39).

(iv) L'ouverture O_{II} du circuit II permet d'accéder directement au débit q_{II} qui traverse le compartiment moteur à partir de la relation (V-28). Il est alors possible de déterminer le débit d'air de chacun des écoulements internes au compartiment moteur q_i, i Є E à partir des équations extraites du Tableau V-2 et reformulées dans le Tableau V-3.

Partie haute du compartiment moteur	Partie basse du compartiment moteur
$q_7 = q_{II}\dfrac{O_{20}}{O_{10}}$	$q_8 = q_{II}\dfrac{O_{30}}{O_{10}}$
$q_2 = q_7\dfrac{O_2}{O_{2_3a_5}}$	$q_4 = q_8\dfrac{O_4}{O_{4_3b_6}}$
$q_{3a} = q_7\dfrac{O_{3a_5}}{O_{2_3a_5}}$	$q_{3b} = q_8\dfrac{O_{3b_6}}{O_{4_3b_6}}$
$q_5 = q_{3a}$	$q_6 = q_{3b}$

Tableau V-3 : Méthode de calcul des débits internes q_i, i Є E = {2, 3a, 3b, 4, 5, 6, 7, 8}.

(v) Enfin, il est possible de connaître la perte de pression totale de chaque écoulement interne au compartiment moteur noté k, k Є E, en utilisant la relation suivante :

$$\Delta Pi_k = \frac{\rho}{2}\left(\frac{q_k}{O_k}\right)^2 \qquad \text{(V-40)}$$

3.3.2. Sortie du circuit d'air placée au niveau du soubassement de la géométrie

Lorsque la sortie est placée au niveau du soubassement de la géométrie simplifiée, la méthodologie est légèrement modifiée en raison de l'introduction de l'écoulement IV entre les points B'' et C :

(i) Le coefficient de traînée aérodynamique C_x et le coefficient de pression statique moyen au culot Cp_{culot} sont mesurés en soufflerie ou évalués par simulation numérique. Les valeurs permettent d'estimer la section infinie amont S_0 du tube de courant entourant la géométrie à culot droit grâce à la relation (V-6). De même, il est possible d'accéder à la perte de charge ΔPi_{AC} par la relation (V-4).

(ii) La connaissance de la section S_0 permet de calculer le débit q_{AC} associé à l'écoulement infini amont par la relation (V-29). L'ouverture totale O_{AC} de l'écoulement entre les points A et C est déterminée à partir de la relation (V-30).

(iii) Les ouvertures des écoulements élémentaires internes à la maquette O_i, i Є E = {2, 3a, 3b, 4, 5, 6, 7, 8} (c.f. section 3.2.) sont utilisées pour calculer l'ouverture O_{10} du circuit équivalent 10 défini dans le Tableau V-2. La connaissance des ouvertures O_1 et O_9 permet ensuite d'accéder à l'ouverture O_{II} du circuit II qui traverse le compartiment moteur par la relation (V-39).

(iv) Les ouvertures O_{II}, O_{III} et O_{IV}, définies dans le paragraphe 3.1.2. , sont ensuite utilisées pour calculer l'ouverture O_I du circuit I par la relation (V-31) et accéder au débit q_I qui traverse ce circuit par la relation (V-32).

(v) Le débit q_{IV} et la perte de pression totale ΔPi_{IV} du circuit IV sont alors donnés par les relations (V-33) et (V-34).

(vi) La perte de pression totale ΔPi_{II} de l'écoulement II et le débit d'air q_{II} à travers le compartiment moteur sont ensuite déterminés à partir des relations (V-35) et (V-36).

(vii) Il est alors possible d'évaluer le débit d'air q_k, k Є E, de chacun des écoulements internes au compartiment moteur noté k. Les équations sont détaillées dans le Tableau V-4 et reformulées à partir du Tableau V-2.

Partie haute du compartiment moteur	Partie basse du compartiment moteur
$q_7 = q_{II} \dfrac{O_{20}}{O_{10}}$	$q_8 = q_{II} \dfrac{O_{30}}{O_{10}}$
$q_2 = q_7 \dfrac{O_2}{O_{2_3a_5}}$	$q_4 = q_8 \dfrac{O_4}{O_{4_3b_6}}$
$q_{3a} = q_7 \dfrac{O_{3a_5}}{O_{2_3a_5}}$	$q_{3b} = q_8 \dfrac{O_{3b_6}}{O_{4_3b_6}}$
$q_5 = q_{3a}$	$q_6 = q_{3b}$

Tableau V-4 : Méthode de calcul des débits internes q_i, i Є E = {2, 3a, 3b, 4, 5, 6, 7, 8}.

(viii) Enfin, la perte de pression totale de chaque écoulement interne k au compartiment moteur est déterminée en utilisant la relation suivante :

$$\Delta Pi_k = \frac{\rho}{2}\left(\frac{q_k}{O_k}\right)^2 \qquad \text{(V-41)}$$

3.4. Conclusion

Dans ce chapitre, les principes physiques, présentés dans le Chapitre V.2 - Principes physiques, sont mis en œuvre sur la géométrie munie d'un compartiment moteur. Dans un premier temps, l'écoulement global qui se développe autour et à l'intérieur de la géométrie est décomposé en écoulements élémentaires. A partir de cette décomposition, le débit à travers le compartiment moteur est exprimé en fonction de l'ouverture de l'écoulement qui traverse le compartiment moteur. Cette ouverture est ensuite déterminée en décomposant l'écoulement interne au compartiment moteur en écoulements élémentaires. La méthodologie de calcul des débits et des pertes de pression totale élémentaires interne au compartiment moteur est finalement détaillée. Le chapitre suivant propose une application du modèle développé sur la maquette dont la sortie d'air est placée au bas du culot. Les résultats expérimentaux et numériques montrent que l'utilisation de cette sortie d'air permet de réduire la contribution du compartiment moteur dans la traînée totale par rapport aux configurations usuelles, et d'accroître le débit à travers le compartiment moteur.

Chapitre V.4 - Application du modèle à la maquette dont la sortie d'air est placée au bas du culot

Le modèle développé dans le chapitre précédent est appliqué à la maquette munie d'un compartiment moteur dont la sortie d'air est placée au bas du culot. Dans ce cas, la détermination du débit qui traverse le compartiment moteur requiert la connaissance du coefficient aérodynamique de traînée, du coefficient de pression statique moyen au culot et des ouvertures élémentaires internes, en amont et en aval de la géométrie simplifiée (voir la méthodologie décrite dans Chapitre V.3 - section 3.3.).

Le coefficient aérodynamique de traînée C_x et le coefficient de pression statique moyen au culot Cp_{culot} sont extraits de résultats de simulations numériques effectuées sur la maquette et dont les valeurs sont indiquées dans le Chapitre IV.5 - Résultats numériques pour la maquette ouverte. Ces valeurs sont utilisées dans la perspective de valider le modèle par comparaison des valeurs analytiques et numériques de débits. Les résultats expérimentaux ne sont pas utilisés pour valider l'approche analytique puisqu'ils ne fournissent pas les débits internes au compartiment moteur.

Le présent chapitre détaille tout d'abord le calcul des ouvertures élémentaires internes, en amont et en aval de la géométrie lorsque la sortie du circuit d'air est placée au bas du culot. Le débit d'air qui traverse le compartiment moteur est ensuite évalué. Enfin, les débits et les pertes de pression totale des écoulements élémentaires internes sont estimés.

4.1. Ouvertures des écoulements élémentaires

Les ouvertures des écoulements élémentaires internes, en amont et en aval de la géométrie munie d'un compartiment moteur (O_i, i Є {1, 2, 4, 5, 6, 7, 8, 9}) sont calculées uniquement à partir de considérations géométriques sur le circuit d'air. Seules les ouvertures des écoulements à travers le milieu poreux (O_i, i Є {3a, 3b}) sont issues de résultats de simulations numériques en raison de la difficulté à les estimer.

Les écoulements i (i Є {2, 4, 5, 6, 7, 8}) sont envisagés comme une succession de N pertes de charge disposées en série. Leur ouverture O_i est alors donnée par la relation suivante :

$$O_i = \left(\sum_{k=1}^{N} \frac{1}{O_k^2} \right)^{-1/2} \qquad \text{(V-42)}$$

où les ouvertures O_k des pertes de charge disposées en série sont calculées en fonction des sections S_k du circuit d'air et des coefficients de perte de charge K_k associés par la relation suivante :

$$O_k = \frac{S_k}{\sqrt{K_k}} \qquad \text{(V-43)}$$

Pour la géométrie simplifiée, la largeur du circuit d'air est constante. Le calcul des coefficients de perte de charge élémentaires K_k nécessite alors uniquement la connaissance des hauteurs du circuit d'air. En outre, le calcul des ouvertures O_k par la relation (V-43) s'effectue toujours à partir de la section S_k la plus étroite lorsque la perte de charge est de type variation de section [IDE-86].

4.1.1. Au-dessus du milieu poreux : écoulement 2

L'écoulement 2 correspond à la partie du fluide entrée dans le compartiment moteur qui s'écoule au-dessus du milieu poreux (Figure V-17). Le détail des pertes de charge disposées en série qui composent l'écoulement 2 est reporté dans le Tableau V-5. Les cinq catégories de pertes de charge détaillées dans le paragraphe 2.3. sont utilisées. Les hauteurs minimales h_{min}, maximales h_{max} et les distances L qui caractérisent ces pertes de charge sont relevées sur la géométrie. Les relations (V-17) à (V-23) sont ensuite utilisées pour calculer les coefficients de perte de charge K_k en fonction du type de perte de charge considéré. Finalement, les ouvertures O_k sont évaluées à partir de la relation (V-43).

Type de perte de charge	**h_{min} (m)**	**h_{max} (m)**	**L (m)**	**K_k**	**O_k (m²)**
élargissement brusque	$7{,}3.10^{-3}$	19.10^{-3}		0,3791	0,0011
élargissement progressif	$19{,}3.10^{-3}$	$28{,}7.10^{-3}$	41.10^{-3}	0,0651	0,0070
rétrécissement brusque	$18{,}1.10^{-3}$	$28{,}7.10^{-3}$		0,1471	0,0044
élargissement progressif	$18{,}1.10^{-3}$	$22{,}3.10^{-3}$	11.10^{-3}	0,0337	0,0093
rétrécissement brusque	16.10^{-3}	$22{,}3.10^{-3}$		0,0926	0,0049
élargissement progressif	16.10^{-3}	$23{,}4.10^{-3}$	14.10^{-3}	0,1130	0,0045
rétrécissement brusque	$12{,}8.10^{-3}$	$23{,}4.10^{-3}$		0,2008	0,0027
élargissement progressif	$12{,}8.10^{-3}$	$25{,}5.10^{-3}$	23.10^{-3}	0,2828	0,0023

*Tableau V-5 : Détail des pertes de charge disposes en série qui composent l'**écoulement 2** au-dessus du milieu poreux.*

L'ouverture équivalente de l'écoulement 2 est finalement calculée à partir de la relation (V-42) et vaut :

$$O_2 = 0{,}0009 \text{ m}^2 \qquad \text{(V-44)}$$

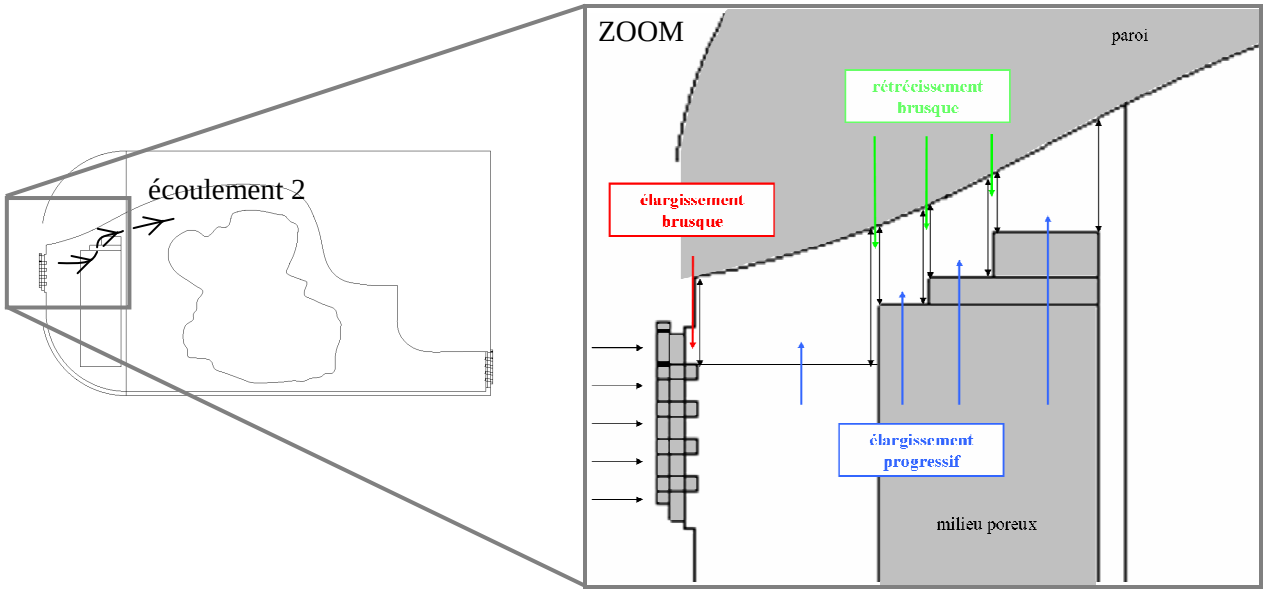


*Figure V-17 : Décomposition, en pertes de charge élémentaires, de l'**écoulement 2** au-dessus du milieu poreux.*

4.1.2. A travers le milieu poreux : écoulements 3a et 3b

L'écoulement 3a, respectivement 3b, correspond à la partie du fluide entrée dans le compartiment moteur qui traverse la partie haute, respectivement basse, du milieu poreux. Puisqu'il n'est pas possible de déterminer, à partir de considérations géométriques, la proportion d'écoulement qui traverse la partie haute ou la partie basse du milieu poreux, les ouvertures O_{3a} et O_{3b} sont déterminées à partir de résultats de simulations numériques.

La démarche utilisée pour déterminer les ouvertures O_{3a} et O_{3b} à partir des résultats de simulations numériques est la suivante :

(i) Les débits dans les écoulements 2 (au-dessus du milieu poreux), 4 (en-dessous du milieu poreux), 7 (au-dessus du moteur) et 8 (en-dessous du moteur) sont relevés numériquement. Ils permettent d'accéder aux débits théoriques dans les circuits 3a (partie haute du milieu poreux) et 3b (partie basse du milieu poreux) par les équations suivantes :

$$q_{3a_théorique} = q_7 - q_2 \qquad \text{(V-45)}$$

$$q_{3b_théorique} = q_8 - q_4 \qquad \text{(V-46)}$$

(ii) Différentes surfaces S_{3a} et S_{3b} sont utilisées pour relever les débits q_{3a} et q_{3b} qui les traversent et les pertes de pression totale ΔPi_{3a} et ΔPi_{3b} entre la section d'entrée et la face arrière du milieu poreux. Ces sections sont définies comme suit :

$$S_{3a} = l_{mp}\ h_{mp}\ x \qquad \text{(V-47)}$$

$$S_{3b} = l_{mp}\ h_{mp}\ (1 - x) \qquad \text{(V-48)}$$

où l_{mp} et h_{mp}, sont respectivement la largeur et la hauteur du milieu poreux et x un coefficient qui varie entre 6% et 94%, par pas de 5%.

(iii) Pour chaque section S_{3a} et S_{3b}, les ouvertures O_{3a} et O_{3b} peuvent alors être calculées à partir des formules suivantes :

$$O_{3a} = \frac{q_{3a}}{\sqrt{\frac{2\Delta Pi_{3a}}{\rho}}} \qquad \text{(V-49)}$$

$$O_{3b} = \frac{q_{3b}}{\sqrt{\frac{2\Delta Pi_{3b}}{\rho}}} \tag{V-50}$$

(iv) L'écart entre le débit q_{3a} qui traverse la surface S_{3a} et le débit théorique $q_{3a_théorique}$ déterminé lors de l'étape (i) est évalué par la relation suivante :

$$écart_{3a} = \frac{q_{3a_théorique} - q_{3a}}{q_{3a_théorique}} \tag{V-51}$$

De même, l'écart entre les débits $q_{3b_théorique}$ et q_{3b} est évalué par la relation suivante :

$$écart_{3b} = \frac{q_{3b_théorique} - q_{3b}}{q_{3b_théorique}} \tag{V-52}$$

(v) Le tracé des courbes O_{3a}=f($écart_{3a}$) et O_{3b}=g($écart_{3b}$), reporté dans les Figure V-18 et Figure V-19 permet finalement de connaître les valeurs des ouvertures O_{3a} et O_{3b} pour lesquelles le débit à travers la section est égal au débit théorique :

$$O_{3a} = 0{,}00103 \text{ m}^2 \tag{V-53}$$

$$O_{3b} = 0{,}00051 \text{ m}^2 \tag{V-54}$$

Pour ces valeurs d'ouvertures, le coefficient x défini dans les relations (V-47) et (V-48) s'élève à 40%. Cela signifie que la partie haute, respectivement basse, du milieu poreux, correspondant à la surface S_{3a}, respectivement S_{3b}, représente 40%, respectivement 60%, de la surface totale du milieu poreux.

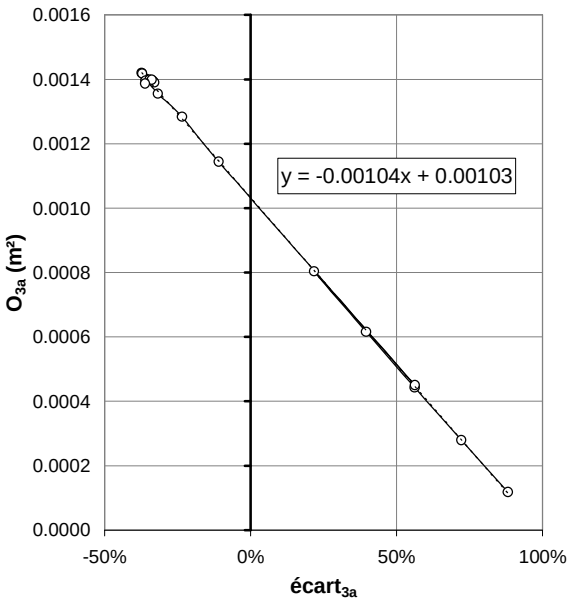


Figure V-18 : Evolution de l'ouverture O_{3a} en fonction de l'écart sur le débit qui traverse la partie haute du milieu poreux.

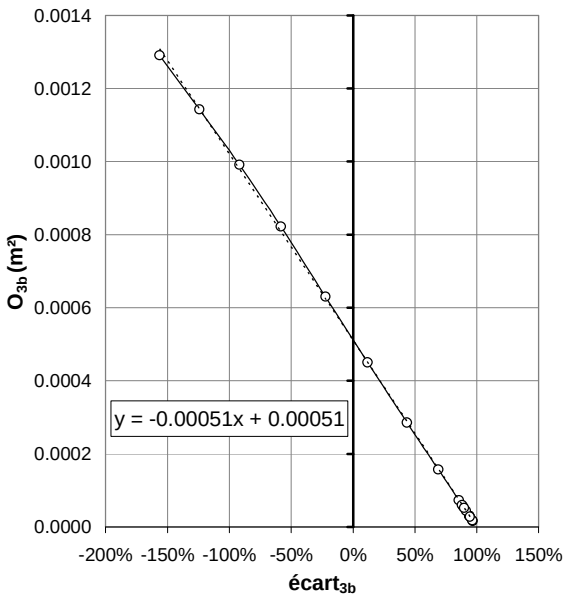


Figure V-19 : Evolution de l'ouverture O_{3b} en fonction de l'écart sur le débit qui traverse la partie basse du milieu poreux.

4.1.3. En-dessous du milieu poreux : écoulement 4

L'écoulement 4 correspond à la partie du fluide entrée dans le compartiment moteur qui s'écoule en-dessous du milieu poreux (Figure V-20). Le détail des pertes de charge disposées en série qui composent l'écoulement 4 est reporté dans le Tableau V-6.

Type de perte de charge	angle (degrés)	h_{min} (m)	h_{max} (m)	L (m)	K_k	O_k (m²)
changement de direction	90				1,3	0,0003
élargissement brusque		$0,3.10^{-3}$	106.10^{-3}		0,9323	0,0004
rétrécissement brusque		$11,7.10^{-3}$	106.10^{-3}		0,9928	0,0011
changement de direction	81				1,117	0,0010
élargissement progressif		$11,7.10^{-3}$	$28,7.10^{-3}$	48.10^{-3}	0,3088	0,0020
rétrécissement progressif		$20,2.10^{-3}$	$28,7.10^{-3}$	80.10^{-3}	0,0212	0,0130

*Tableau V-6 : Détail des pertes de charge disposes en série qui composent l'**écoulement 4** en-dessous du milieu poreux.*

L'ouverture équivalente de l'écoulement 4 est finalement calculée à partir de la relation (V-42) et vaut :

$$O_4 = 0,0002 \text{ m}^2 \qquad \text{(V-55)}$$

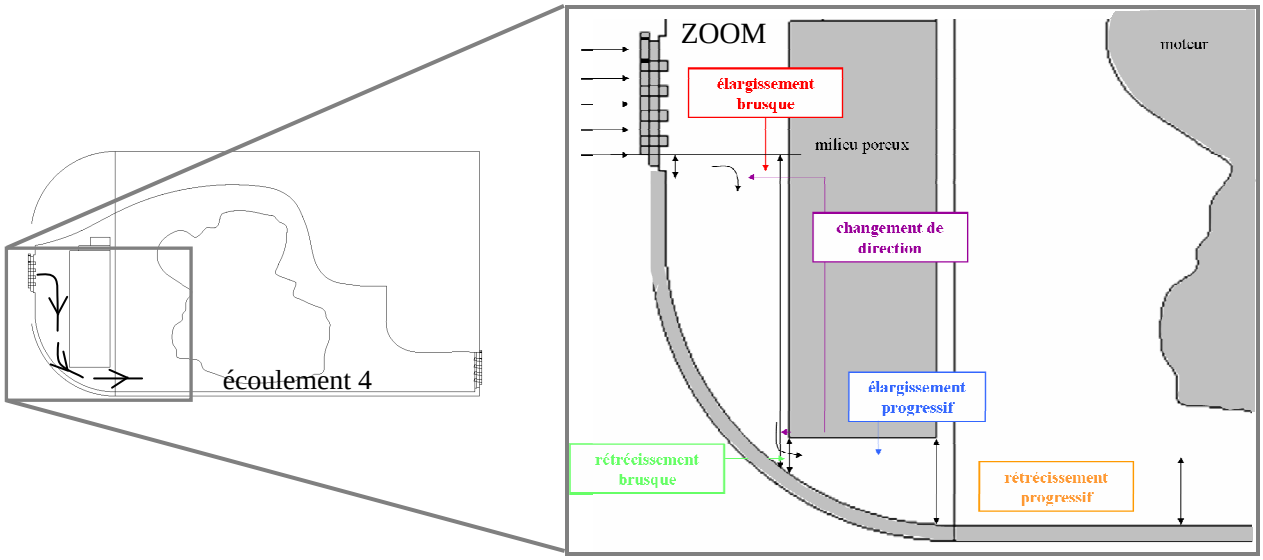


*Figure V-20 : Décomposition, en pertes de charge élémentaires, de l'**écoulement 4** en-dessous du milieu poreux.*

4.1.4. En aval de la partie haute du milieu poreux : écoulement 5

L'écoulement 5 correspond à la partie du fluide qui ressort de la partie haute du milieu poreux après l'avoir traversé (Figure V-21). Le détail des pertes de charge disposées en série qui composent l'écoulement 5 est reporté dans le Tableau V-7.

Type de perte de charge	angle (degrés)	h_{min} (m)	h_{max} (m)	L (m)	K_k	O_k (m²)
changement de direction	55				0,6225	0,0050
rétrécissement progressif		$21,3.10^{-3}$	42.10^{-3}	105.10^{-3}	0,0854	0,0069
changement de direction	55				0,6225	0,0025

*Tableau V-7 : Détail des pertes de charge disposes en série qui composent l'**écoulement 5** en aval de la partie haute du milieu poreux.*

L'ouverture équivalente de l'écoulement 5 est finalement calculée à partir de la relation (V-42) et vaut :

$$O_5 = 0,0021 \text{ m}^2 \qquad \text{(V-56)}$$

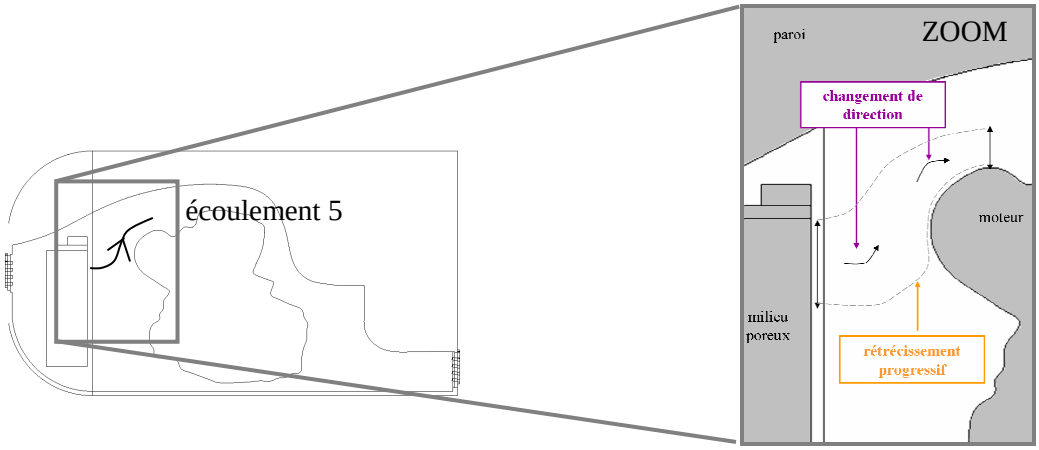


*Figure V-21 : Décomposition, en pertes de charge élémentaires, de l'**écoulement 5** en aval de la partie haute du milieu poreux.*

4.1.5. En aval de la partie basse du milieu poreux : écoulement 6

L'écoulement 6 correspond à la partie du fluide qui ressort de la partie basse du milieu poreux après l'avoir traversé (Figure V-22). Le détail des pertes de charge disposées en série qui composent l'écoulement 6 est reporté dans le Tableau V-8.

Type de perte de charge	angle (degrés)	h_{min} (m)	h_{max} (m)	L (m)	K_k	O_k (m²)
élargissement progressif		111.10^{-3}	$116,7.10^{-3}$	$60,7.10^{-3}$	0,0004	0,5181
changement de direction	90				1,3	0,0096
rétrécissement brusque		$20,2.10^{-3}$	$116,7.10^{-3}$		0,3393	0,0033
changement de direction	90				1,3	0,0017

*Tableau V-8 : Détail des pertes de charge disposes en série qui composent l'**écoulement 6** en aval de la partie basse du milieu poreux.*

L'ouverture équivalente de l'écoulement 6 est finalement calculée à partir de la relation (V-42) et vaut :

$$O_6 = 0,0015 \text{ m}^2 \qquad \text{(V-57)}$$

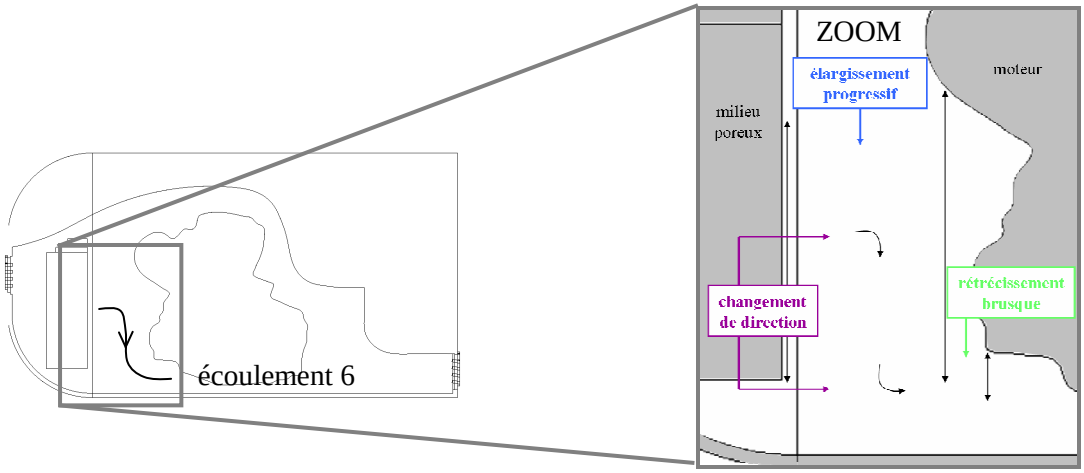


*Figure V-22 : Décomposition, en pertes de charge élémentaires, de l'**écoulement 6** en aval de la partie basse du milieu poreux.*

4.1.6. Au-dessus du moteur : écoulement 7

L'écoulement 7 correspond à la partie du fluide qui s'écoule au-dessus du moteur (Figure V-23). Le détail des pertes de charge disposées en série qui composent l'écoulement 7 est reporté dans le Tableau V-9.

Type de perte de charge	angle (degrés)	h_{min} (m)	h_{max} (m)	L (m)	K_k	O_k (m²)
élargissement progressif		$46{,}8.10^{-3}$	$58{,}5.10^{-3}$	$18{,}4.10^{-3}$	0,0462	0,0205
rétrécissement progressif		$48{,}8.10^{-3}$	$58{,}5.10^{-3}$	$14{,}4.10^{-3}$	0,0313	0,0259
rétrécissement brusque		$33{,}7.10^{-3}$	$50{,}1.10^{-3}$		0,1201	0,0091
rétrécissement progressif		$23{,}4.10^{-3}$	$33{,}7.10^{-3}$	97.10^{-3}	0,0224	0,0147
changement de direction	60				0,7	0,0026
élargissement progressif		$23{,}4.10^{-3}$	$47{,}9.10^{-3}$	46.10^{-3}	0,2956	0,0040
rétrécissement progressif		$38{,}3.10^{-3}$	$47{,}9.10^{-3}$	23.10^{-3}	0,0347	0,0193
élargissement progressif		$38{,}3.10^{-3}$	$79{,}8.10^{-3}$	46.10^{-3}	0,3024	0,0065
rétrécissement brusque		$23{,}4.10^{-3}$	$79{,}8.10^{-3}$		0,3183	0,0039
changement de direction	64				0,774	0,0025

*Tableau V-9 : Détail des pertes de charge disposes en série qui composent l'**écoulement 7** au-dessus du moteur.*

L'ouverture équivalente de l'écoulement 7 est finalement calculée à partir de la relation (V-42) et vaut :

$$O_7 = 0{,}0014 \text{ m}^2 \qquad \text{(V-58)}$$

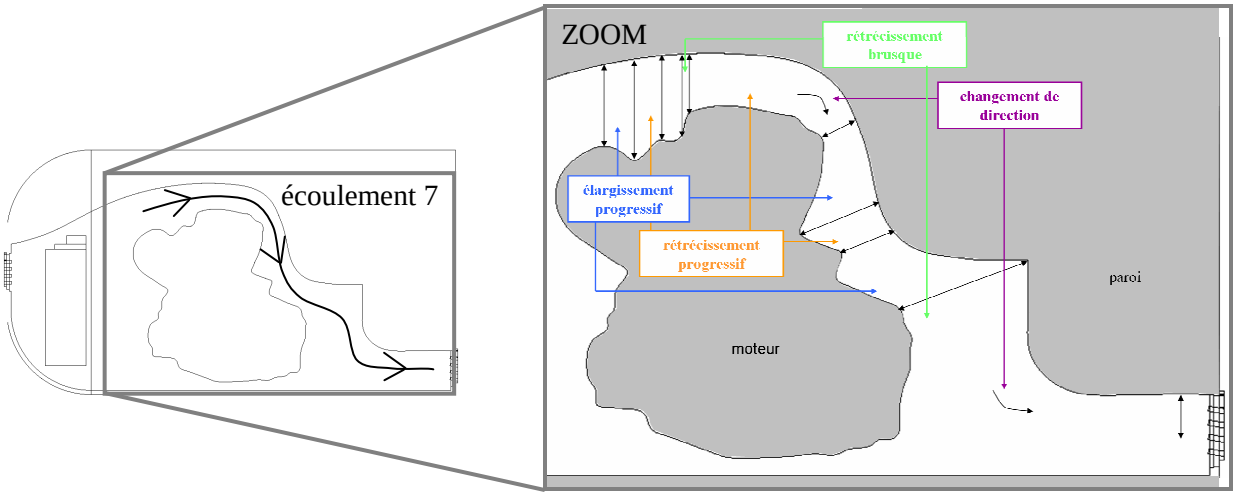


*Figure V-23 : Décomposition, en pertes de charge élémentaires, de l'**écoulement 7** au-dessus du moteur.*

4.1.7. En-dessous du moteur : écoulement 8

L'écoulement 8 correspond à la partie du fluide qui s'écoule sous le moteur (Figure V-24). Le détail des pertes de charge disposées en série qui composent l'écoulement 8 est reporté dans le Tableau V-10.

Type de perte de charge	h_{min} (m)	h_{max} (m)	L (m)	K_k	O_k (m²)
rétrécissement progressif	$36{,}1.10^{-3}$	$39{,}8.10^{-3}$	$25{,}1.10^{-3}$	0,0031	0,0610
rétrécissement brusque	$25{,}3.10^{-3}$	$36{,}1.10^{-3}$		0,1026	0,0074
rétrécissement progressif	$10{,}6.10^{-3}$	$25{,}3.10^{-3}$	$40{,}7.10^{-3}$	0,1738	0,0024
élargissement progressif	$10{,}6.10^{-3}$	$11{,}5.10^{-3}$	$60{,}3.10^{-3}$	0,0002	0,0735
élargissement progressif	$11{,}5.10^{-3}$	$23{,}9.10^{-3}$	$40{,}7.10^{-3}$	0,2059	0,0024
rétrécissement progressif	$5{,}8.10^{-3}$	$23{,}9.10^{-3}$	150.10^{-3}	0,0781	0,0020

*Tableau V-10 : Détail des pertes de charge disposes en série qui composent l'**écoulement 8** en-dessous du moteur.*

L'ouverture équivalente de l'écoulement 8 est finalement calculée à partir de la relation (V-42) et vaut :

$$O_8 = 0{,}0013 \text{ m}^2 \qquad \text{(V-59)}$$

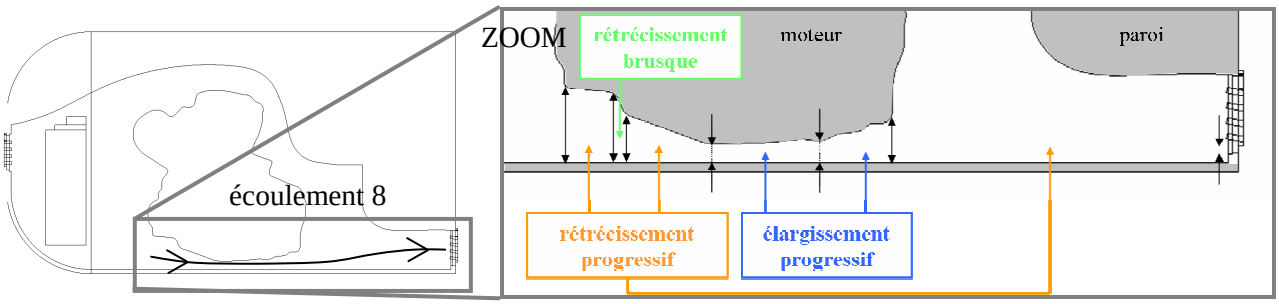


*Figure V-24 : Décomposition, en pertes de charge élémentaires, de l'**écoulement 8** en-dessous du moteur.*

Finalement, l'ouverture équivalente O_{10} du circuit 10 entre la section d'entrée et la section de sortie du compartiment moteur est déterminée par les relations présentées dans le Tableau V-2 à partir des ouvertures O_i, i Є E = {2, 3a, 3b, 4, 5, 6, 7, 8}. Sa valeur est la suivante :

$$O_{10} = 0{,}0017 \text{ m}^2 \qquad \text{(V-60)}$$

4.1.8. En aval de la maquette simplifiée : écoulement 9

L'écoulement 9 en aval de la géométrie simplifiée est assimilé, dans le cas où la sortie du circuit d'air est placée au bas du culot, à un écoulement dans un tronçon de sortie qui pénètre dans un espace illimité [IDE-86]. En faisant l'hypothèse que la répartition de vitesse est uniforme dans la section de sortie S_S du compartiment moteur, le coefficient de perte de charge K_9 vaut 1. L'ouverture O_9 est alors égale à la section de sortie et prend la valeur suivante :

$$O_9 = 0{,}0027 \text{ m}^2 \qquad \text{(V-61)}$$

4.1.9. En amont de la maquette simplifiée : écoulement 1

Deux sections sont définies pour caractériser l'écoulement à l'infini amont de la géométrie :

- La section S_0 qui entoure la géométrie complète.
- La section $S_0^{'}$ qui alimente le compartiment moteur en air.

La valeur de la section S_0 se détermine à partir des valeurs numériques du coefficient aérodynamique de traînée C_x et du coefficient de pression statique moyen au culot Cp_{culot} par la relation (V-6) :

$$C_x = 0{,}345 \qquad \text{(V-62)}$$

$$Cp_{culot} = -0.248 \qquad \text{(V-63)}$$

$$S_0 = 0{,}0310 \text{ m}^2 \qquad \text{(V-64)}$$

Le débit total q_{AC} à travers le tube de courant entourant la géométrie, défini par le produit V_0S_0, s'élève alors à :

$$q_{AC} = 0{,}9294 \text{ m}^3.\text{s}^{-1} \qquad \text{(V-65)}$$

La section $S_0^{'}$ est reliée à la section S_0 par un coefficient γ compris entre 0 et 1 :

$$S_0^{'} = \gamma S_0 \qquad \text{(V-66)}$$

Le produit de la relation (V-66) par la vitesse V_0 de l'écoulement infini amont donne :

$$V_0 S_0^{'} = \gamma V_0 S_0 \qquad \text{(V-67)}$$

Puisque la section infinie amont $S_0^{'}$ est définie comme la section alimentant le compartiment moteur en air, la conservation du débit entre cette section et la section d'entrée S_e du compartiment moteur est vérifiée et s'écrit :

$$V_0 S_0^{'} = V_e S_e \qquad \text{(V-68)}$$

avec V_e est la vitesse moyenne, considérée uniforme, dans la section d'entrée du compartiment moteur.

L'égalité des relations (V-67) et (V-68) permet alors de relier le débit q_{II} à travers le compartiment moteur, défini par le produit V_eS_e, et le débit total q_{AC} par l'équation suivante :

$$\gamma = \frac{q_{II}}{q_{AC}} \qquad \text{(V-69)}$$

Par ailleurs, la section infinie amont $S_0^{'}$ peut s'exprimer en fonction du débit q_{II} qui traverse la géométrie en remplaçant le produit V_eS_e par q_{II} dans la relation (V-68) :

$$S_0^{'} = \frac{q_{II}}{V_0} \qquad \text{(V-70)}$$

Le coefficient γ, introduit dans la relation (V-66), représente la proportion de débit qui traverse le compartiment moteur. Son évaluation n'est pas directe et nécessite de faire des hypothèses sur le type de perte de charge engendré par l'écoulement 1 en amont de la géométrie simplifiée.

Un raisonnement rapide suggère une perte de charge de type élargissement entre la section $S_0^{'}$ et la section S_e. En effet, la pression de l'écoulement, à l'approche de la géométrie simplifiée, augmente, ce qui engendre une diminution de la vitesse au voisinage de la section d'entrée du compartiment moteur. Pour vérifier la conservation du débit, la section du tube de courant au niveau de l'entrée du compartiment moteur doit alors augmenter. Cela suggère que la section infinie amont $S_0^{'}$ est plus faible que la section d'entrée du compartiment moteur. La perte de charge associée à l'écoulement en amont du compartiment moteur semble donc être un élargissement de section. Afin de le vérifier, quatre types de perte de charge sont envisagés :

- Un rétrécissement brusque ou un rétrécissement progressif entre les sections $S_0^{'}$ et S_e dans le cas où la section $S_0^{'}$ serait supérieure à la section S_e.
- Un élargissement brusque ou un élargissement progressif entre les sections $S_0^{'}$ et S_e dans le cas où la section $S_0^{'}$ serait inférieure à la section S_e.

Pour chacune des quatre hypothèses envisagées, le coefficient de perte de charge K_1 associé à l'écoulement 1 est estimé à partir des relations de Ménard [MEN-78] et d'Idel'Cik [IDE-86] rappelées dans Chapitre V.2 - Principes physiques.

L'ouverture O_1 de l'écoulement 1 est évaluée à partir de la section minimale et du coefficient de perte de charge K_1 :

- Dans le cas où la section $S_0^{'}$ est supérieure à la section S_e, l'ouverture O_1 est donnée par la relation suivante :

$$O_1 = \frac{S_e}{\sqrt{K_1}} \qquad \text{(V-71)}$$

- Dans le cas où la section $S_0^{'}$ est inférieure à la section S_e, l'ouverture O_1 est donnée par la relation suivante :

$$O_1 = \frac{S_0^{'}}{\sqrt{K_1}} \qquad \text{(V-72)}$$

Dans la suite, le coefficient de perte de charge K_1 associé à l'écoulement 1 est exprimé pour chacune des pertes de charge envisagée précédemment.

4.1.9.1. Rétrécissement brusque du tube de courant en amont de la géométrie simplifiée

Dans le cas d'un rétrécissement brusque entre les sections $S_0^{'}$ et S_e, le coefficient de perte de charge K_1 associé à l'écoulement 1 en amont de la géométrie simplifiée, et rapporté à la section S_e, est donné par la relation suivante :

$$K_1 = \left(\frac{1}{C} - 1\right)^2 \qquad \text{(V-73)}$$

où C est un coefficient déterminé en fonction des sections $S_0^{'}$ et S_e :

$$C = 0{,}63 + 0{,}37\left(\frac{S_e}{S_0^{'}}\right)^3 \qquad \text{(V-74)}$$

4.1.9.2. Elargissement brusque du tube de courant en amont de la géométrie simplifiée

Dans le cas d'un élargissement brusque entre les sections $S_0^{'}$ et S_e, le coefficient de perte de charge K_1, rapporté à la section $S_0^{'}$, s'exprime directement en fonction des deux sections par la relation suivante :

$$K_1 = \left(1 - \frac{S_0^{'}}{S_e}\right)^2 \qquad \text{(V-75)}$$

4.1.9.3. Elargissement progressif du tube de courant en amont de la géométrie simplifiée

Dans le cas d'un élargissement progressif entre les sections $S_0^{'}$ et S_e, un coefficient C_E est introduit pour exprimer le coefficient de perte de charge K_1 rapporté à la section $S_0^{'}$:

$$K_1 = C_E\left(1 - \frac{S_0^{'}}{S_e}\right)^2 \qquad \text{(V-76)}$$

où C_E est déterminé à partir d'abaques en fonction de l'angle $2\theta_{EP}$.

L'angle θ_{EP}, qui définit l'élargissement progressif, est obtenu en calculant l'arc tangente de la quantité suivante :

$$\tan(\theta_{EP}) = \frac{r_e - r_0^{'}}{d} \qquad \text{(V-77)}$$

où les rayons $r_0^{'}$ et r_e sont définis comme la racine carrée du rapport de la section $S_0^{'}$, respectivement S_e, sur π, et d représente la distance entre la section infinie amont $S_0^{'}$ et la section d'entrée S_e du compartiment moteur.

Pour un angle $2\theta_{EP}$ compris entre 0 et 20°, ce qui correspond au domaine d'étude pour la géométrie simplifiée, le coefficient C_E se détermine à partir de la courbe de tendance suivante :

$$C_E = 0{,}0003(2\theta_{EP})^2 + 0{,}0128(2\theta_{EP}) \qquad \text{(V-78)}$$

4.1.9.4. Rétrécissement progressif du tube de courant en amont de la géométrie simplifiée

Dans le cas d'un rétrécissement progressif entre les sections $S_0^{'}$ et S_e, le coefficient de perte de charge K_1 associé à l'écoulement 1 en amont de la géométrie simplifiée, et rapporté à la section S_e, est donné par la relation suivante :

$$K_1 = \left(\frac{1}{C} - 1\right)^2 \sin(\theta_{RP}) \qquad \text{(V-79)}$$

où C est un coefficient déterminé en fonction des sections $S_0^{'}$ et S_e :

$$C = 0{,}63 + 0{,}37\left(\frac{S_e}{S_0^{'}}\right)^3 \qquad \text{(V-80)}$$

et θ_{RP} l'angle du rétrécissement progressif qui se détermine en calculant l'arc tangente de la quantité suivante :

$$\tan\left(\frac{\theta_{RP}}{2}\right) = \frac{r_e - r_0^{'}}{d} \qquad \text{(V-81)}$$

avec $r_0^{'}$ et r_e les rayons définis comme la racine carrée du rapport de la section $S_0^{'}$, respectivement S_e, sur π, et d représente la distance entre la section infinie amont et la section d'entrée du compartiment moteur.

La détermination des ouvertures O_{10}, O_9 et O_1 (Figure V-25) des écoulements internes et externes à la géométrie permet d'accéder au débit d'air qui traverse le compartiment moteur. Les valeurs numériques des ouvertures O_{10} et O_9 sont déjà connues par les relations (V-60) et (V-61). En revanche, l'ouverture O_1 n'est pas encore connue et sa valeur dépend du type de perte de charge entre la section infinie amont $S_0^{'}$ et la section d'entrée S_e de la géométrie simplifiée. Par conséquent, le débit à travers le compartiment moteur est évalué pour les quatre types de perte de charge envisagés en amont de la géométrie. La validité des solutions permet finalement d'identifier le type de perte de charge en amont de la géométrie.

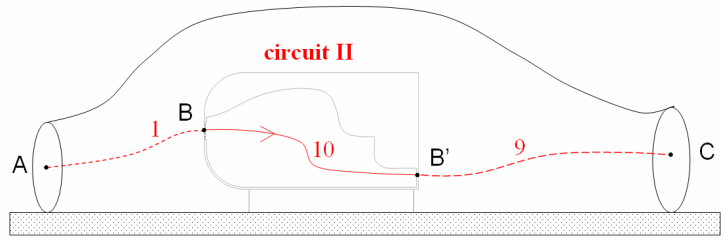


Figure V-25 : Décomposition de l'écoulement II qui traverse le compartiment moteur lorsque la sortie d'air est placée au culot.

4.2. Débit à travers le compartiment moteur

Le calcul du débit q_{II} à travers le compartiment moteur s'effectue à partir de la relation (V-39) qui relie l'ouverture O_{II} aux ouvertures O_1, O_9 et O_{10} et qui est ici rappelée :

$$\frac{1}{O_{II}^2} = \frac{1}{O_1^2} + \frac{1}{O_{10}^2} + \frac{1}{O_9^2} \qquad \text{(V-82)}$$

Dans cette équation, l'ouverture O_{II} est remplacée par l'expression suivante, issue de la relation (V-36) :

$$O_{II} = \frac{q_{II}}{\sqrt{\frac{2\Delta Pi_{II}}{\rho}}} \tag{V-83}$$

Les ouvertures O_{10} et O_9 sont remplacées par leurs valeurs numériques, déterminées par les relations (V-60) et (V-61).

L'ouverture O_1 est remplacée par la relation (V-71) si la perte de charge en amont de la géométrie est assimilée à un rétrécissement entre les sections $S_0^{'}$ et S_e, et par la relation (V-72) si la perte de charge en amont de la géométrie est assimilée à un élargissement entre les sections $S_0^{'}$ et S_e.

Les relations suivantes sont alors obtenues :

- Dans le cas d'un rétrécissement (brusque ou progressif) de section en amont de la géométrie :

$$\frac{2\Delta Pi_{II}}{\rho q_{II}^2} = \frac{K_1}{(S_e)^2} + \left(\frac{1}{O_9^2} + \frac{1}{O_{10}^2}\right) \tag{V-84}$$

- Dans le cas d'un élargissement (brusque ou progressif) de section en amont de la géométrie :

$$\frac{2\Delta Pi_{II}}{\rho q_{II}^2} = \frac{K_1}{(S_0^{'})^2} + \left(\frac{1}{O_9^2} + \frac{1}{O_{10}^2}\right) \tag{V-85}$$

Dans la suite, les quatre types de perte de charge (rétrécissement brusque, élargissement brusque, élargissement progressif et rétrécissement progressif) envisagés pour caractériser l'écoulement 1 en amont de la géométrie simplifiée du compartiment moteur sont étudiés et leur validité est discutée.

4.2.1. Rétrécissement brusque du tube de courant en amont de la géométrie simplifiée

Dans le cas d'un rétrécissement brusque entre les sections $S_0^{'}$ et S_e, remplacer le coefficient K_1 et la section $S_0^{'}$ par leurs expressions définies respectivement dans les relations (V-73) et (V-70), et multiplier la relation obtenue par q_{II}^2, aboutit à l'équation suivante :

$$\frac{2\Delta Pi_{II}}{\rho} = \frac{1}{(S_e)^2}\left(\frac{1}{C} - 1\right)^2 q_{II}^2 + \left(\frac{1}{O_9^2} + \frac{1}{O_{10}^2}\right) q_{II}^2 \tag{V-86}$$

où C est défini dans la relation (V-74).

En injectant la relation (V-70) qui définit $S_0^{'}$ dans l'expression de C, le débit q_{II} à travers le compartiment moteur vérifie l'équation suivante :

$$\frac{2\Delta Pi_{II}}{\rho} - \frac{1}{(S_e)^2}\left(\frac{1}{0{,}63 + 0{,}37\left(\frac{S_e V_0}{q_{II}}\right)^3} - 1\right)^2 q_{II}^2 - \left(\frac{1}{O_9^2} + \frac{1}{O_{10}^2}\right) q_{II}^2 = 0 \tag{V-87}$$

Le débit q_{II} est alors envisagé comme une variable x, et la fonction f, définie par la relation suivante, est introduite :

$$f(x) = \frac{2\Delta Pi_{II}}{\rho} - \frac{1}{(S_e)^2}\left(\frac{1}{0{,}63 + 0{,}37\left(\frac{S_e V_0}{x}\right)^3} - 1\right)^2 x^2 - \left(\frac{1}{O_9^2} + \frac{1}{O_{10}^2}\right)x^2 \qquad \text{(V-88)}$$

Son évolution est reportée dans la Figure V-26.

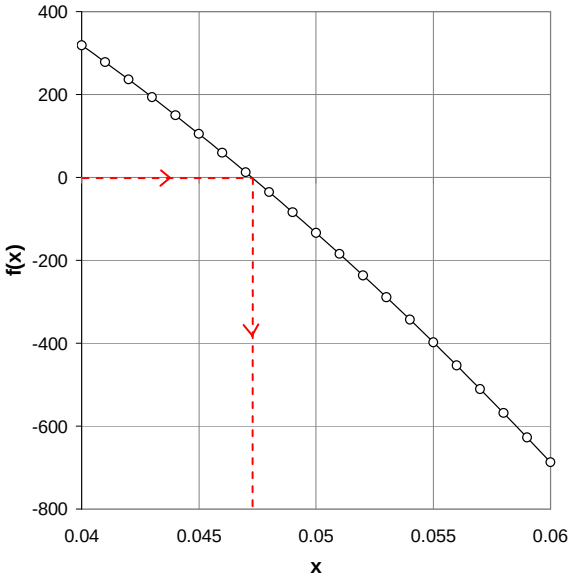


Figure V-26 : Evolution de la fonction f(x).

Il existe une unique valeur de x pour laquelle la fonction f vérifie f(x) = 0. Cette valeur est celle du débit q_{II} à travers le compartiment moteur lorsque la perte de charge entre l'infini mont et la section d'entrée du compartiment moteur est assimilée à un rétrécissement brusque. Elle s'élève à :

$$q_{II} = 0{,}0467 \text{ m}^3.\text{s}^{-1} \qquad \text{(V-89)}$$

A partir de la valeur du débit q_{II} à travers le compartiment moteur, il est possible de calculer le coefficient γ par la relation (V-69) ainsi que la section infinie amont $S_0^{'}$ qui alimente le compartiment moteur en air par la relation (V-70) :

$$\gamma = 0{,}050 \qquad \text{(V-90)}$$

$$S_0^{'} = 0{,}0016 \text{ m}^2 \qquad \text{(V-91)}$$

La section $S_0^{'}$ est alors strictement inférieure à la section d'entrée S_e du compartiment moteur dont la valeur est S_e = 0,0028 m². Ce résultat est contradictoire avec l'hypothèse de départ d'un rétrécissement brusque entre ces deux sections. Par conséquent, **la perte de charge en amont de la géométrie simplifiée ne peut pas être assimilée à un rétrécissement brusque** entre les sections $S_0^{'}$ et S_e. Envisageons désormais un autre type de perte de charge entre les sections $S_0^{'}$ et S_e : un élargissement brusque de section.

4.2.2. Elargissement brusque du tube de courant en amont de la géométrie simplifiée

Dans le cas d'un élargissement brusque entre les sections $S_0^{'}$ et S_e, remplacer le coefficient K_1 et la section $S_0^{'}$ par leurs expressions définies respectivement dans les relations (V-75) et (V-70), et multiplier la relation obtenue par q_{II}^2, aboutit à l'équation suivante :

$$\frac{2\Delta Pi_{II}}{\rho} = \left(1 - \frac{q_{II}}{V_0 S_e}\right)^2 V_0^2 + \left(\frac{1}{O_9^2} + \frac{1}{O_{10}^2}\right) q_{II}^2 \qquad \text{(V-92)}$$

Le débit q_{II} à travers le compartiment moteur est de nouveau envisagé comme une variable x, et la fonction g, définie par la relation suivante, est introduite :

$$g(x) = \frac{2\Delta Pi_{II}}{\rho} - \left(1 - \frac{x}{V_0 S_e}\right)^2 V_0^2 - \left(\frac{1}{O_9^2} + \frac{1}{O_{10}^2}\right) x^2 \qquad \text{(V-93)}$$

Son évolution est reportée dans la Figure V-27

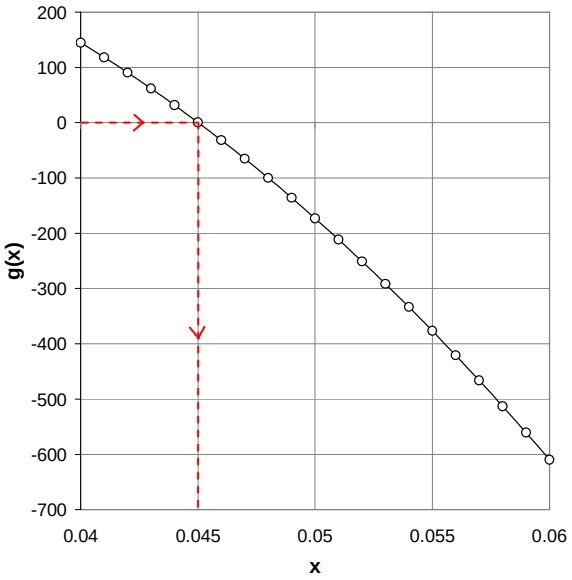


Figure V-27 : Evolution de la fonction g(x).

Il existe une unique valeur de x pour laquelle la fonction g vérifie g(x) = 0. Cette valeur est celle du débit q_{II} à travers le compartiment moteur lorsque la perte de charge entre l'infini mont et la section d'entrée du compartiment moteur est assimilée à un élargissement brusque. Elle s'élève à :

$$q_{II} = 0{,}0450 \text{ m}^3.\text{s}^{-1} \qquad \text{(V-94)}$$

A partir de la valeur du débit q_{II} à travers le compartiment moteur, il est possible de calculer le coefficient γ par la relation (V-69) ainsi que la section infinie amont $S_0^{'}$ qui alimente le compartiment moteur en air par la relation (V-70) :

$$\gamma = 0{,}048 \qquad \text{(V-95)}$$

$$S_0^{'} = 0{,}0015 \text{ m}^2 \qquad \text{(V-96)}$$

La section $S_0^{'}$ est alors strictement inférieure à la section d'entrée S_e du compartiment moteur. Ce résultat est cohérent avec l'hypothèse de départ d'un élargissement brusque entre ces deux sections. Par conséquent, **la perte de charge en amont de la géométrie simplifiée peut être assimilée à un élargissement brusque** entre les sections $S_0^{'}$ et S_e. **Cependant, une variation brusque de section <u>semble peu probable</u>** lorsqu'il s'agit d'un écoulement fluide libre et non confiné. Pour cette raison, une perte de charge de type élargissement progressif entre les sections $S_0^{'}$ et S_e est envisagée.

4.2.3. Elargissement progressif du tube de courant en amont de la géométrie simplifiée

Dans le cas d'un élargissement progressif entre les sections $S_0^{'}$ et S_e, remplacer le coefficient K_1 et la section $S_0^{'}$ par leurs expressions définies respectivement dans les relations (V-76) et (V-70), et multiplier la relation obtenue par q_{II}^2, aboutit à l'équation suivante :

$$\frac{2\Delta Pi_{II}}{\rho} = C_E\left(1-\frac{q_{II}}{V_0 S_e}\right)^2 V_0^2 + \left(\frac{1}{O_9^2}+\frac{1}{O_{10}^2}\right)q_{II}^2 \qquad \text{(V-97)}$$

Le débit q_{II} à travers le compartiment moteur est de nouveau envisagé comme une variable x, et la fonction k, définie par la relation suivante, est introduite :

$$k(x) = \frac{2\Delta Pi_{II}}{\rho} - C_E\left(1-\frac{x}{V_0 S_e}\right)^2 V_0^2 - \left(\frac{1}{O_9^2}+\frac{1}{O_{10}^2}\right)x^2 \qquad \text{(V-98)}$$

où le coefficient C_E dépend de la variable x de la manière suivante (relation obtenue en injectant (V-77) dans (V-78)) :

$$C_E = 0{,}0003\left(2\arctan\left(\frac{\sqrt{\frac{S_e}{\pi}}-\sqrt{\frac{x}{\pi V_0}}}{d}\right)\right)^2 + 0{,}0128\left(2\arctan\left(\frac{\sqrt{\frac{S_e}{\pi}}-\sqrt{\frac{x}{\pi V_0}}}{d}\right)\right) \qquad \text{(V-99)}$$

La fonction k varie donc en fonction de la distance d qui sépare les sections $S_0^{'}$ et S_e par l'intermédiaire du coefficient C_E.

Lors d'un processus de dépassement, l'influence du véhicule à dépasser, situé en amont, sur les coefficients aérodynamiques du véhicule dépassant se fait ressentir jusqu'à ce qu'une distance égale à quatre fois la longueur des véhicules sépare l'avant des deux véhicules [GIL-05]. Pour cette raison, l'évolution de la fonction k est tracée pour différentes valeurs de la distance d : 4×L, 2×L, L, 0,5×L et 0,1×L où L est la longueur de la géométrie simplifiée (Figure V-28).

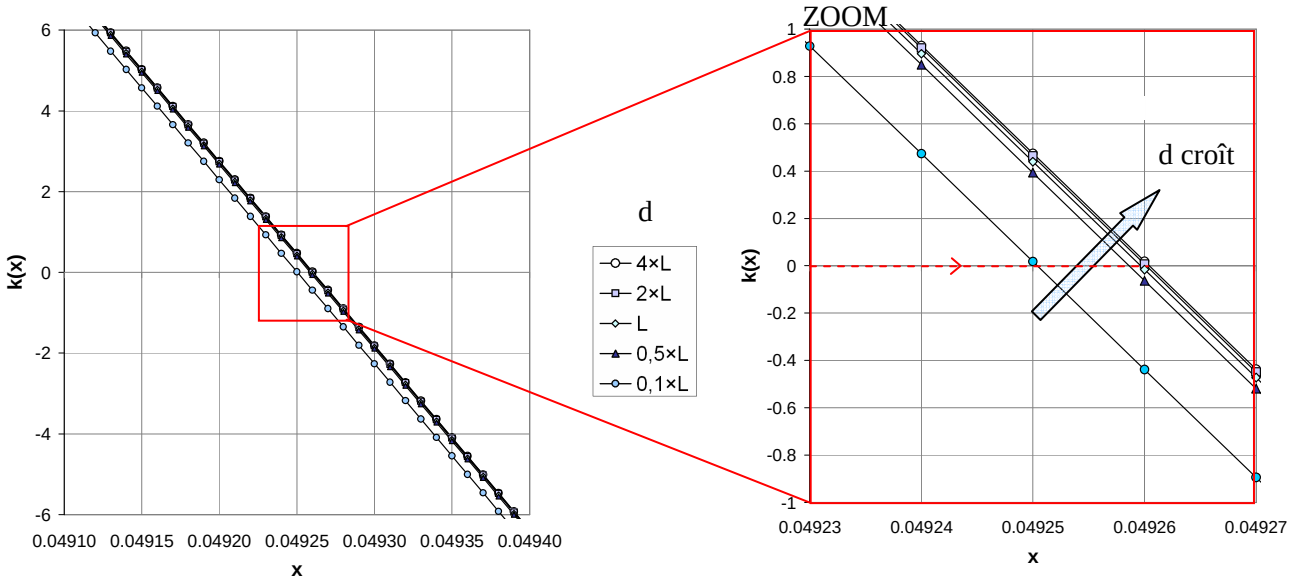


Figure V-28 : Evolution de la fonction k(x) pour différentes valeurs de la distance d.

Pour chacune des valeurs de la distance d étudiée, il existe une unique valeur de x pour laquelle la fonction k vérifie k(x) = 0. Cette valeur est celle du débit q_{II} à travers le compartiment moteur lorsque la perte de charge entre l'infini amont et la section d'entrée du compartiment moteur est assimilée à un élargissement progressif. Elle varie peu en fonction de la distance d, et sa valeur, arrondie au dix-millième près, vaut :

$$q_{II} = 0{,}0493\ m^3.s^{-1} \qquad \text{(V-100)}$$

A partir de la valeur du débit q_{II} à travers le compartiment moteur, il est possible de calculer le coefficient γ par la relation (V-69) ainsi que la section infinie amont $S_0^{'}$ qui alimente le compartiment moteur en air par la relation (V-70). Quelque soit la valeur de la distance d considérée, le coefficient γ et la section $S_0^{'}$ prennent les valeurs suivantes :

$$\gamma = 0{,}053 \qquad \text{(V-101)}$$

$$S_0^{'} = 0{,}0016\ m^2 \qquad \text{(V-102)}$$

La section $S_0^{'}$ est alors strictement inférieure à la section d'entrée S_e du compartiment moteur. Ce résultat est cohérent avec l'hypothèse de départ d'un élargissement progressif entre ces deux sections. Par conséquent, **la perte de charge en amont de la géométrie simplifiée peut être assimilée à un élargissement progressif** entre les sections $S_0^{'}$ et S_e. Ce résultat est également cohérent avec le ralentissement de vitesse associé à l'accroissement de la pression en face avant de la géométrie simplifiée.

Finalement, et dans le but de confirmer cette hypothèse, une perte de charge de type rétrécissement progressif est envisagé entre la section infinie amont $S_0^{'}$ qui alimente le compartiment moteur en air et la section d'entrée S_e de la géométrie simplifiée.

4.2.4. Rétrécissement progressif du tube de courant en amont de la géométrie simplifiée

Dans le cas d'un rétrécissement progressif entre les sections $S_0^{'}$ et S_e, remplacer le coefficient K_1 et la section $S_0^{'}$ par leurs expressions définies respectivement dans les relations (V-79) et (V-70), et multiplier la relation obtenue par q_{II}^2, aboutit à l'équation suivante :

$$\frac{2\Delta Pi_{II}}{\rho} = \frac{1}{(S_e)^2}\left(\frac{1}{C}-1\right)^2 \sin(\theta_{RP})q_{II}^2 + \left(\frac{1}{O_9^2}+\frac{1}{O_{10}^2}\right)q_{II}^2 \qquad \text{(V-103)}$$

où C est défini dans la relation (V-80) et θ_{RP} dans la relation (V-81).

En injectant la relation (V-70) dans les expressions de C et de θ_{RP}, le débit q_{II} à travers le compartiment moteur vérifie l'équation suivante :

$$\frac{2\Delta Pi_{II}}{\rho} - \frac{1}{(S_e)^2}\left(\frac{1}{0{,}63+0{,}37\left(\frac{S_e V_0}{q_{II}}\right)^3}-1\right)^2 \sin\left[2\arctan\left(\frac{\sqrt{\frac{S_e}{\pi}}-\sqrt{\frac{q_{II}}{\pi V_0}}}{d}\right)\right]q_{II}^2 - \left(\frac{1}{O_9^2}+\frac{1}{O_{10}^2}\right)q_{II}^2 = 0 \qquad \text{(V-104)}$$

Le débit q_{II} à travers le compartiment moteur est de nouveau envisagé comme une variable x, et la fonction h, définie par la relation suivante, est introduite :

$$h(x) = \frac{2\Delta Pi_{II}}{\rho} - \frac{1}{(S_e)^2}\left(\frac{1}{0{,}63 + 0{,}37\left(\frac{S_e V_0}{x}\right)^3} - 1\right)^2 \sin\left[2\arctan\left(\frac{\sqrt{\frac{S_e}{\pi}} - \sqrt{\frac{x}{\pi V_0}}}{d}\right)\right] x^2 - \left(\frac{1}{O_9^2} + \frac{1}{O_{10}^2}\right) x^2 \qquad \text{(V-105)}$$

Son évolution dépend de la distance d entre les sections $S_0^{'}$ et S_e qui n'est pas connue.

Comme précédemment et sur la base d'un processus de dépassement, l'évolution de la fonction h est tracée pour différentes valeurs de la distance d : 4×L, 2×L, L, 0,5×L et 0,1×L (Figure V-29).

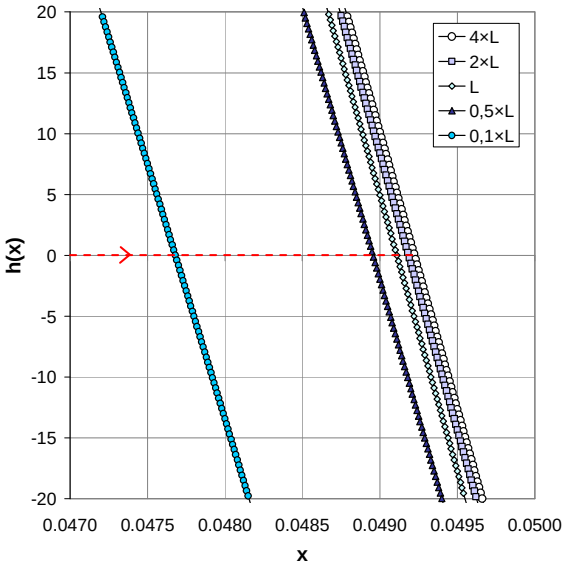


Figure V-29 : Evolution de la fonction h(x) pour différentes valeurs de la distance d.

Pour chacune des valeurs de la distance d étudiée, il existe une unique valeur de x pour laquelle la fonction h vérifie h(x) = 0. Cette valeur est celle du débit q_{II} à travers le compartiment moteur lorsque la perte de charge entre l'infini mont et la section d'entrée du compartiment moteur est assimilée à un rétrécissement progressif. A partir de cette valeur, il est possible de calculer le coefficient γ par la relation (V-69) ainsi que la section infinie amont $S_0^{'}$ qui alimente le compartiment moteur en air par la relation (V-70). Toutes les valeurs sont reportées dans le (Tableau V-11).

	q_{II} ($m^3.s^{-1}$)	γ	$S_0^{'}$ (m^2)
d = 4×L	0,0492	0,053	0,0016
d = 2×L	0,0492	0,053	0,0016
d = L	0,0491	0,053	0,0016
d = 0,5×L	0,0489	0,053	0,0016
d = 0,1×L	0,0473	0,051	0,0016

Tableau V-11 : Valeurs du débit q_{II} à travers le compartiment moteur, du coefficient γ et de la section infinie amont qui alimente le compartiment moteur en air pour les différentes valeurs de la distance d étudiées.

Pour chaque valeur de la distance d, la section $S_0^{'}$ est strictement inférieure à la section d'entrée S_e du compartiment moteur. Ce résultat est contradictoire avec l'hypothèse de départ d'un rétrécissement

progressif entre ces deux sections. Par conséquent, **la perte de charge en amont de la géométrie simplifiée ne peut pas être assimilée à un rétrécissement progressif** entre les sections $S_0^{'}$ et S_e.

En conclusion, la perte de charge entre la section infinie amont $S_0^{'}$ qui alimente le compartiment moteur en air et la section d'entrée S_e de la géométrie simplifiée est un élargissement entre les deux sections. Pour des phénomènes continus de mécanique des fluides, il est plus consistant de considérer une évolution progressive entre les deux sections plutôt qu'une variation brusque. Dans la suite, la perte de charge entre les sections $S_0^{'}$ et S_e est donc assimilée à un élargissement progressif entre ces deux sections.

Les résultats présentés dans le paragraphe 4.2.3. montrent que, dans ce cas, le débit q_{II} à travers le compartiment moteur et le coefficient γ s'élèvent environ à :

$$q_{II} = 0{,}0493\ m^3.s^{-1} \qquad \text{(V-106)}$$

$$\gamma = 0{,}053 \qquad \text{(V-107)}$$

Cela signifie qu'environ 5% de l'écoulement infini amont pénètre dans le compartiment moteur de la géométrie simplifiée.

Par ailleurs, à partir de la connaissance du débit q_{II} à travers le compartiment moteur, il est possible d'accéder aux débits et aux pertes de pression totale des écoulements élémentaires internes.

4.3. Débits et pertes de charge élémentaires à l'intérieur du compartiment moteur

Les relations utilisées pour calculer les débits internes au compartiment moteur q_i, i Є E = {2, 3a, 3b, 4, 5, 6, 7, 8} à partir du débit q_{II} sont présentées dans le Tableau V-3. Le calcul des pertes de pression totale s'effectue à partir de la relation (V-40). Les valeurs obtenues pour les débits et les pertes de pression totale internes au compartiment moteur sont reportées dans le Tableau V-12.

	Débits ($m^3.s^{-1}$)	**Pertes de charge (Pa)**
au-dessus du milieu poreux	$q_2 = 0{,}0155$	$\Delta Pi_2 = 186$
partie haute du milieu poreux	$q_{3a} = 0{,}0165$	$\Delta Pi_{3a} = 151$
partie basse du milieu poreux	$q_{3b} = 0{,}0119$	$\Delta Pi_{3b} = 324$
en-dessous du milieu poreux	$q_4 = 0{,}0054$	$\Delta Pi_4 = 363$
en aval de la partie haute du milieu poreux	$q_5 = 0{,}0165$	$\Delta Pi_5 = 35$
en aval de la partie basse du milieu poreux	$q_6 = 0{,}0119$	$\Delta Pi_6 = 39$
au-dessus du moteur	$q_7 = 0{,}0319$	$\Delta Pi_7 = 289$
en-dessous du moteur	$q_8 = 0{,}0173$	$\Delta Pi_8 = 112$

Tableau V-12 : Débits et pertes de charge des écoulements élémentaires internes au compartiment moteur.

Les valeurs présentées dans le Tableau V-12 permettent de faire différentes observations sur les écoulements élémentaires internes au compartiment moteur :

- La partie basse du milieu poreux est moins bien alimentée en air que la partie haute du milieu poreux. Ce résultat est en accord avec les résultats de simulations numériques (voir Chapitre IV.5 - Résultats numériques pour la maquette ouverte) et s'explique par la position de l'entrée d'air, en vis-à-vis de la partie haute du milieu poreux.
- Le débit au-dessus du moteur est environ 1,8 fois plus important que le débit sous le moteur et s'explique par la faible section de passage offerte au fluide sous le moteur.

- Le débit d'air au-dessus du milieu poreux est relativement important puisqu'il est quasiment équivalent au débit qui traverse la partie haute du milieu poreux.

A partir de ces résultats, l'intérêt de la mise en place d'étanchéités de part et d'autre du milieu poreux pour accroître le débit à travers les échangeurs est retrouvé. Supprimer les écoulements au-dessus et en-dessous du milieu poreux, qui ne servent pas au refroidissement puisqu'ils n'alimentent pas l'échangeur en air, permet d'accroître le débit d'air à travers celui-ci.

4.4. Conclusion

Dans ce chapitre, une application du modèle analytique développé dans le chapitre précédent est présentée. Elle concerne une configuration particulière de la géométrie munie d'un compartiment moteur pour laquelle la sortie d'air est placée au bas du culot. Pour cette configuration, les résultats expérimentaux et numériques montrent que les interactions entre l'écoulement de soubassement et l'écoulement en sortie du compartiment moteur sont faibles, que la contribution du compartiment moteur dans la traînée totale est réduite par rapport aux configurations usuelles et que les débits à travers le compartiment moteur et les échangeurs sont parmi les plus élevés.

Pour une géométrie de type culot droit, le modèle permet, à partir de la connaissance du coefficient aérodynamique de traînée, du coefficient de pression statique moyen au culot et de la géométrie interne du compartiment moteur, de déterminer le débit d'air à travers le compartiment moteur. A partir de cette valeur, il est en outre possible d'accéder aux débits et aux pertes de pression totale des écoulements élémentaires internes au compartiment moteur. Dans le chapitre suivant, les valeurs des débits internes obtenus à partir du modèle analytique sont comparées aux valeurs numériques afin de valider l'approche.

Chapitre V.5 - Validation et application du modèle analytique

Dans un premier temps, la validité du modèle analytique est testée par comparaison des débits estimés aux valeurs relevées dans les résultats de simulations numériques. Ensuite, le modèle est utilisé pour prédire l'évolution du débit à travers le compartiment moteur et à travers les échangeurs en fonction de modifications géométriques du circuit interne.

5.1. Validation du modèle analytique

Les valeurs expérimentales et numériques du coefficient aérodynamique de traînée et du coefficient de pression statique moyen au culot sont intégrées dans le modèle analytique pour déterminer le débit à travers le compartiment moteur et à travers les différents chemins internes du circuit d'air. Les valeurs obtenues sont comparées à celles relevées numériquement à partir de surface de contrôles placées dans le compartiment moteur.

Les résultats présentés sur la Figure V-30 montrent que le modèle analytique reproduit les ordres de grandeur des débits internes relevés numériquement. Toutefois, le débit dans la section d'entrée du compartiment moteur est surestimé. L'analyse de la répartition du débit à travers les différents chemins internes du compartiment moteur (Figure V-31) permet, dans la suite, d'expliquer cette surestimation.

Les résultats reportés sur la Figure V-31 montrent que la répartition est identique pour les résultats analytiques, calculés à partir des valeurs numériques ou expérimentales du coefficient aérodynamique de traînée et du coefficient de pression statique moyen au culot, car elle est basée sur la même estimation des ouvertures des circuits internes. Le modèle analytique sous-estime la proportion de fluide à travers le milieu poreux puisque 58% du fluide traverse l'échangeur au lieu de 63%. A l'inverse, la proportion de fluide qui s'écoule au-dessus du milieu poreux est surestimée et s'élève à 31% au lieu de 25%.

La détermination de l'ouverture associée au circuit qui traverse le milieu poreux repose sur les résultats de simulations numériques (voir Chapitre V.4 - Application du modèle à la maquette dont la sortie d'air est placée au bas du culot) et elle est donc considérée correcte. En revanche, la détermination de l'ouverture associée au circuit qui passe au-dessus du milieu poreux repose sur l'analyse des pertes de charge et elle a pu être surestimée. Dans ce cas, l'équivalence électrique reproduit cette surestimation sur l'ouverture totale du

circuit qui traverse le compartiment moteur, et par conséquent sur le débit qui le traverse. De la même manière, par le biais des équivalences électriques, une surestimation de l'ouverture du circuit qui passe au-dessus du milieu poreux entraîne une sous-estimation du débit à travers l'échangeur et explique que seuls 58% du fluide passe à travers le milieu poreux au lieu de 63%. Ces résultats montrent que la mauvaise estimation d'une des ouvertures du circuit interne se répercute sur les autres circuits et peut entraîner une mauvaise estimation des débits et des pertes de charge. Il est alors important de ne pas négliger l'étape qui consiste à estimer les ouvertures des circuits internes à partir des pertes de charge de l'écoulement, basée sur la connaissance géométrique du circuit d'air du compartiment moteur.

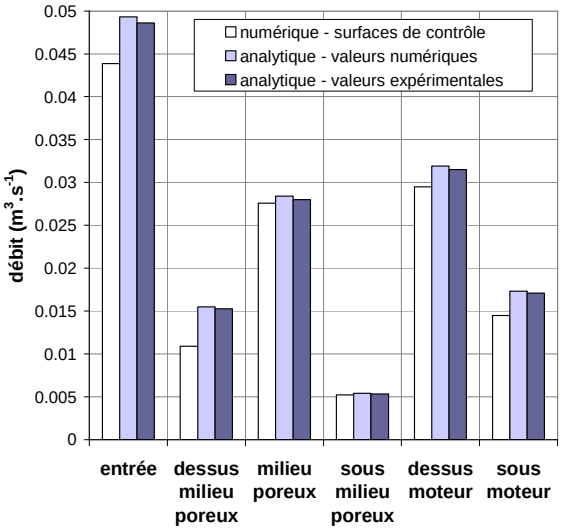


Figure V-30 : Débits estimés par l'approche analytique et relevés à partir des simulations numériques.

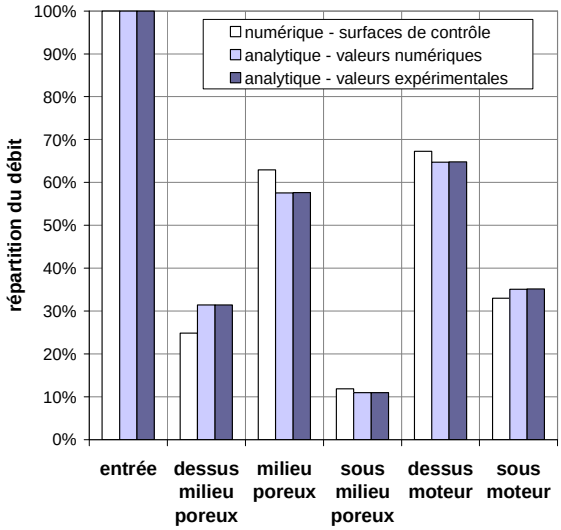
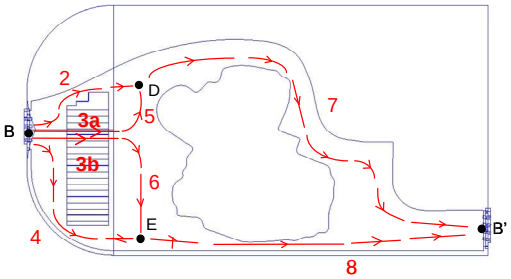


Figure V-31 : Répartition du débit interne estimée par l'approche analytique et obtenue à partir des simulations numériques.

Le modèle analytique constitue donc un outil intéressant pour obtenir une première estimation du débit à travers les échangeurs à partir de la connaissance du coefficient aérodynamique de traînée, du coefficient de pression statique moyen au culot et de la géométrie interne du compartiment moteur. La validation du modèle en deux dimensions permet d'envisager une adaptation du modèle à des géométries réelles de compartiment moteur, en 3 dimensions. Le modèle analytique constituerait alors un outil simple et rapide pour dimensionner les échangeurs aérothermiques des véhicules lors de la phase amont d'un projet.

5.2. Application du modèle analytique

Le modèle analytique peut également être utilisé pour étudier l'influence de la réduction des ouvertures associées aux différents chemins internes empruntés par le fluide sur le débit à travers le compartiment moteur et les échangeurs aérothermiques. Pour cela, la perte de pression totale globale entre l'amont et l'aval de la géométrie est considérée constante. Cette hypothèse est cohérente avec les résultats de simulations numériques (voir Chapitre IV.5 - section 5.3.1.).



- écoulement 2 : au-dessus du milieu poreux
- écoulements 3a et 3b : à travers les parties haute et basse du milieu poreux
- écoulement 4 : en-dessous du milieu poreux
- écoulement 7 : au-dessus du moteur
- écoulement 8 : en-dessous du moteur

Figure V-32 : Rappel des circuits internes au compartiment moteur.

Les ouvertures des circuits placés au-dessus et en-dessous du milieu poreux (circuits 2 et 4 sur la Figure V-32) sont successivement réduites de 5% à 30%, puis elles sont réduites de manière simultanée. La réduction des ouvertures associées à ces circuits engendre une diminution du débit à travers le compartiment moteur (Figure V-33). De fait, l'ouverture équivalente de la géométrie diminue et restreint le passage de l'air dans le compartiment moteur. En revanche, le débit à travers le milieu poreux, représentant les échangeurs aérothermiques, augmente lors de la réduction des ouvertures (Figure V-34). En effet, cette réduction des ouvertures s'assimile à la mise en place d'étanchéités de part et d'autre du milieu poreux, forçant le fluide à s'écouler à travers l'échangeur. Les résultats présentés sur les Figure V-33 et Figure V-34 sont alors en accord avec les résultats des simulations numériques (voir Chapitre IV.5 - Résultats numériques pour la maquette ouverte) : malgré une diminution du débit en entrée du compartiment moteur, la mise en place d'étanchéités au-dessus et en-dessous du milieu poreux permet d'augmenter le débit à travers les échangeurs du véhicule.

Les résultats montrent également que la réduction simultanée des ouvertures associées aux circuits 'au-dessus' et 'en-dessous' du milieu poreux est plus efficace pour augmenter le débit à travers le milieu poreux que la réduction d'une seule de ces deux ouvertures. Par ailleurs, l'influence de la réduction des ouvertures sur les variations de débit est moindre avec le circuit 'en-dessous du milieu poreux' qu'avec le circuit 'au-dessus du milieu poreux' et cela peut s'expliquer par l'ouverture plus faible associée à ce circuit. Elle est en effet quatre fois plus faible que l'ouverture associée au circuit 'au-dessus du milieu poreux'.

Pour la réduction simultanée des ouvertures associées aux circuits placés au-dessus et en-dessous du milieu poreux, l'évolution du débit à travers le milieu poreux en fonction de la réduction des ouvertures est quasiment linéaire. Une augmentation de 28% du débit à travers l'échangeur est alors prévue pour une réduction totale des ouvertures. Numériquement, la réduction totale des ouvertures, qui correspond à la configuration étanche, engendre une augmentation du débit à travers le milieu poreux de 47%. Le modèle analytique peut donc être utilisé pour estimer le sens d'évolution du débit à partir de faibles variations des ouvertures mais une variation trop importante des ouvertures nécessite la mise en place d'une nouvelle modélisation du circuit interne du compartiment moteur.

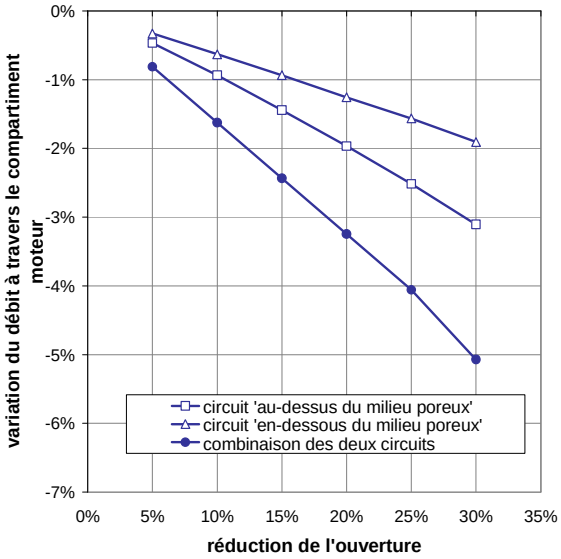


Figure V-33 : Variation du débit à travers le compartiment moteur en fonction de la réduction des ouvertures associées aux circuits situés au-dessus et en-dessous du milieu poreux.

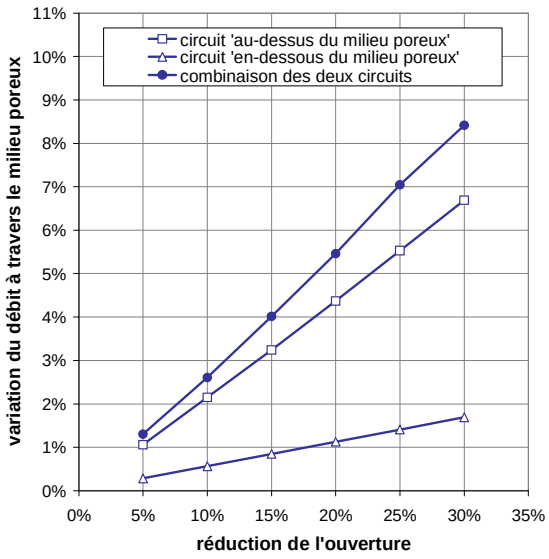


Figure V-34 : Variation du débit à travers le milieu poreux en fonction de la réduction des ouvertures associées aux circuits situés au-dessus et en-dessous du milieu poreux.

Il est également possible de tester l'influence des circuits placés au-dessus et en-dessous du moteur (circuits 7 et 8 sur la Figure V-32) sur l'évolution du débit à travers le compartiment moteur et les échangeurs. De la même manière que précédemment, les ouvertures de ces deux circuits sont successivement puis simultanément réduites de 5% à 30%.

Les résultats, présentés sur les Figure V-35 et Figure V-36, montrent que la réduction des ouvertures des circuits placés au-dessus et en-dessous du moteur (circuits 7 et 8) engendrent une diminution du débit à

travers le compartiment moteur, mais également à travers les échangeurs. Les réductions de débit obtenues sont environ deux fois plus importantes qu'en faisant varier les ouvertures des circuits placés au-dessus et en-dessous du milieu poreux (circuits 2 et 4). Comme précédemment, plus l'ouverture d'un circuit est faible, moins sa réduction entraîne une variation importante des débits. C'est le cas du circuit placé sous le moteur, en comparaison au circuit placé au-dessus du moteur. Par conséquent, il n'est pas intéressant, en termes de refroidissement, de réduire les ouvertures des circuits placés au-dessus et en-dessous du moteur.

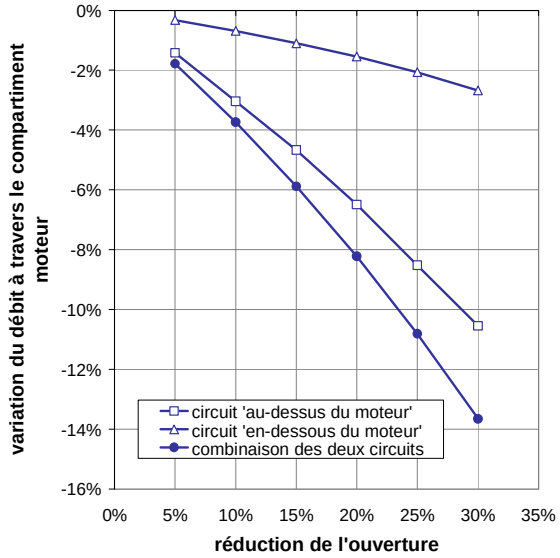


Figure V-35 : Variation du débit à travers le compartiment moteur en fonction de la réduction des ouvertures associées aux circuits situés au-dessus et en-dessous du moteur.

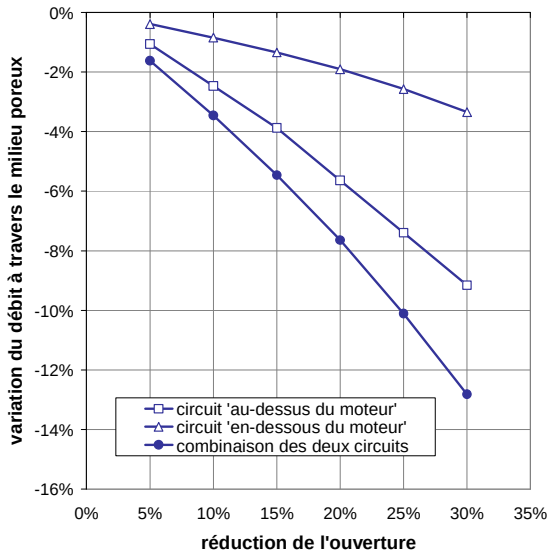


Figure V-36 : Variation du débit à travers le milieu poreux en fonction de la réduction des ouvertures associées aux circuits situés au-dessus et en-dessous du moteur.

Dans les développements précédents, la perte de pression totale globale de part et d'autre de la géométrie a été considérée invariante en fonction de la modification géométrique du circuit d'air. Par la relation (V-4), cela signifie que le coefficient de pression moyen au culot est également invariant. Pour une valeur constante de Cp_{culot}, il existe des couples de points (C_x, S_0) qui vérifient la relation (V-6). Par ailleurs, à chaque valeur de la section S_0 est associée une valeur du débit total q_{AC} ($q_{AC} = V_0S_0$) et une valeur du coefficient γ par la relation (V-69). Il existe alors des couples de points (C_x, γ) qui vérifient l'invariance du coefficient de pression statique moyen au culot. Pour rappel, le coefficient γ représente la proportion d'écoulement externe qui pénètre dans le compartiment moteur de la géométrie simplifiée.

Pour les réductions simultanées des ouvertures au-dessus et en-dessous du milieu poreux ou du moteur, les couples de points (C_x, γ) sont tracés sur l'intervalle de variation du C_x suivant : [-10% ; 10%], calculé à partir de la valeur initiale de traînée de la géométrie. La variation du coefficient γ est également calculée à partir de la valeur γ obtenue avec la géométrie initiale du compartiment moteur.

Les couples de points (C_x, γ) peuvent être séparés en trois zones distinctes (Figure V-37) :

- La zone (1) dans laquelle la traînée de la géométrie diminue et la proportion d'écoulement externe qui traverse la géométrie augmente.
- La zone (2) dans laquelle la traînée et la proportion d'écoulement externe qui traverse la géométrie diminuent.
- La zone (3) dans laquelle la traînée augmente et la proportion d'écoulement externe qui traverse la géométrie diminue.

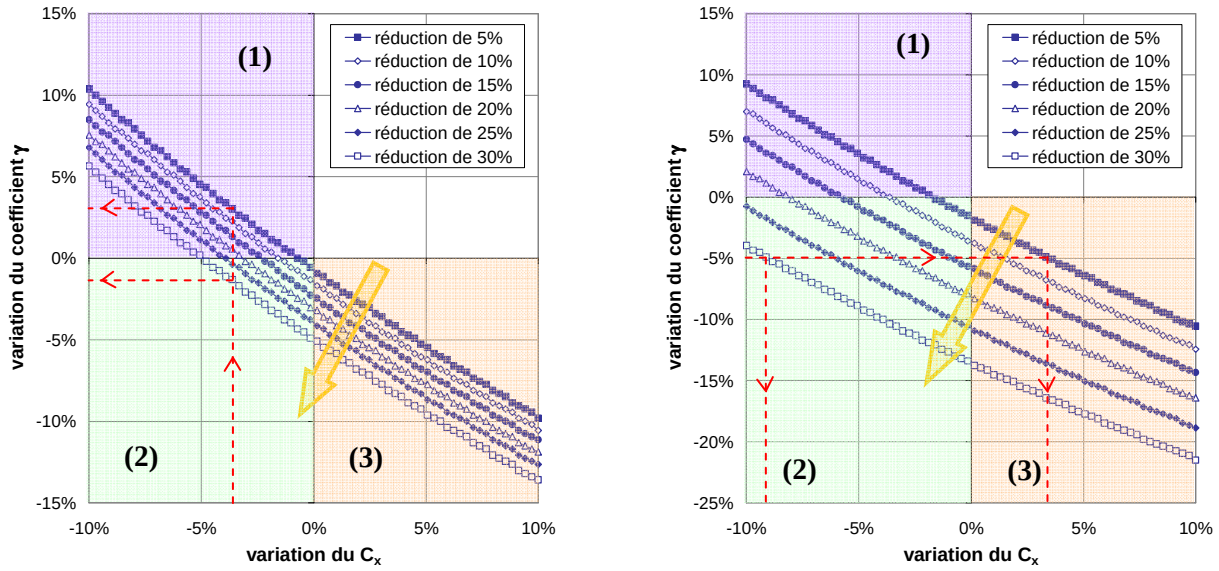
Ce « découpage » en trois zones montre qu'une augmentation de traînée est incompatible avec une augmentation de la proportion d'écoulement externe à travers le compartiment moteur.

Pour une réduction de traînée constante (exemple en rouge sur la Figure V-37 (a)), la proportion d'écoulement externe qui traverse le compartiment moteur est d'autant plus importante que la réduction des ouvertures est faible. En effet, plus la réduction des ouvertures est importante, plus la perte de pression totale

associée à la géométrie est importante, et moins l'écoulement externe a de facilité à pénétrer dans le compartiment moteur. Ces résultats sont en accord avec les relevés numériques de la perte de pression totale entre la section d'entrée et la section de sortie du compartiment moteur : la mise en place d'étanchéités de part et d'autre du milieu poreux augmente la perte de pression totale du compartiment moteur (voir Tableau IV-4) et réduit la proportion d'écoulement externe qui traverse le compartiment moteur (Figure IV-62).

Pour une proportion d'écoulement externe constante à travers le compartiment moteur (exemple en rouge sur la Figure V-37 (b)), le coefficient aérodynamique de traînée est d'autant plus faible que la réduction des ouvertures est importante. Cela signifie que si, pour une géométrie donnée, le refroidissement est suffisant, il est possible de réduire la traînée en diminuant les ouvertures des circuits qui sont placés au-dessous ou en-dessous du milieu poreux ou du moteur. Parmi les configurations testées numériquement, aucune ne correspond à ce cas et il n'est pas possible d'illustrer ce résultat.

Dans la perspective de réduire la traînée associée au passage de l'écoulement dans le compartiment moteur, la section de passage du fluide au-dessus et en-dessous du milieu poreux et au-dessus et en-dessous du moteur doit donc être réduite. Cependant, les résultats précédents montrent que la réduction des ouvertures de part et d'autre du moteur se traduit par une diminution du débit à travers les échangeurs, et cette solution doit alors être envisagée avec précaution. En revanche, la réduction des ouvertures de part et d'autre du milieu poreux entraîne une augmentation du débit à travers les échangeurs et cette solution est alors favorable en tout point de vue. Ce résultat rejoint les résultats de simulations numériques (voir Chapitre IV.5 - Résultats numériques pour la maquette ouverte).



(a) réduction des ouvertures des circuits placés au-dessus et en-dessous du milieu poreux (circuits 2 et 4)

(b) réduction des ouvertures des circuits placés au-dessus et en-dessous du moteur (circuits 7 et 8)

Figure V-37 : Variation de la proportion d'écoulement externe γ qui traverse le compartiment moteur en fonction de la variation du coefficient aérodynamique de traînée C_x.

5.3. Conclusion

Dans ce chapitre, les résultats de simulations numériques sont utilisés pour valider le modèle analytique. Les débits à travers le compartiment moteur et à travers les différents chemins empruntés par le fluide dans le circuit d'air sont ainsi comparés. Les résultats montrent que les ordres de grandeur sont respectés, permettant de valider le modèle pour une application en deux dimensions. Il s'agit désormais d'adapter le modèle pour des géométries plus complexes, représentatives de compartiments moteurs réels en trois dimensions. Ce modèle pourrait alors être utilisé, en première approche, pour estimer le débit à travers les échangeurs à partir de mesures expérimentales de traînée et de pression statique au culot.

La validation du modèle en deux dimensions permet également de lui associer une autre application. Il permet en effet d'étudier l'influence d'une modification géométrique interne sur l'évolution du débit à travers le compartiment moteur et les échangeurs aérothermiques. Les résultats mis en évidence numériquement sont retrouvés avec le modèle analytique : la mise en place d'étanchéités de part et d'autre du milieu poreux permet d'augmenter le débit à travers les échangeurs malgré une réduction du débit total à travers le compartiment moteur.

Chapitre V.6 - Conclusion sur l'approche analytique

L'objectif de l'approche analytique développée dans ce travail de thèse est de proposer un modèle permettant de relier la traînée aérodynamique d'une géométrie à culot droit au débit d'air qui traverse son compartiment moteur.

Pour cela, l'analogie entre les circuits électriques et les écoulements fluides, dont les bases ont été proposées par Chometon et Gilliéron [CHO-96], est utilisée. Les écoulements internes et externes de la géométrie munie d'un compartiment moteur sont alors scindés en écoulements élémentaires. A partir de ces décompositions en schémas électriques, le débit à travers le compartiment moteur est exprimé en fonction de l'ouverture et de la perte de pression totale du circuit associé à l'écoulement qui traverse la géométrie. Dans le cas d'une sortie placée au culot, la perte de pression totale s'exprime en fonction du coefficient de pression statique moyen au culot. Pour déterminer l'ouverture, la connaissance du coefficient aérodynamique de traînée de la maquette et des pertes de charge à l'intérieur du compartiment moteur est nécessaire.

Le modèle analytique développé dans cette partie permet donc de déterminer le débit à travers le compartiment moteur à partir de la connaissance de la géométrie interne du circuit d'air, du coefficient de pression statique moyen au culot et du coefficient aérodynamique de traînée. Dans le cadre d'expérimentations en soufflerie, il est alors possible d'estimer le débit à travers le compartiment moteur et les échangeurs à partir de mesures de traînée et de pressions statiques au culot. Cette méthode évite de recourir à des essais supplémentaires sur banc spécifique.

La validité du modèle, démontrée par comparaison des débits aux résultats de simulations numériques, permet alors d'envisager une autre application. Elle consiste à étudier l'influence d'une modification géométrique du circuit d'air sur l'évolution du débit à travers le compartiment moteur et le milieu poreux modélisant le radiateur de refroidissement. Les résultats montrent par exemple que réduire les ouvertures de part et d'autre du milieu poreux permet d'accroître le débit à travers l'échangeur, ce qui est en accord avec les résultats numériques. En revanche, la diminution des ouvertures de part et d'autre du moteur engendre une diminution du débit à travers le milieu poreux, et elle est à envisager avec précaution.

PARTIE VI - CONCLUSION GENERALE ET PERSPECTIVES

1.1. Rappel des principaux résultats

L'objectif du travail de thèse est double. Il s'agit tout d'abord d'apporter une meilleure compréhension des phénomènes physiques associés à l'écoulement de refroidissement, en particulier en ce qui concerne la traînée qu'il engendre. Il s'agit ensuite de compléter les résultats de la littérature, notamment pour les débits de refroidissement.

Les travaux sont basés sur une géométrie simplifiée de véhicule, de type corps de Ahmed, à culot droit. Cette géométrie est équipée d'un compartiment moteur compris entre une section d'entrée, située sur la face avant, et une section de sortie. Cette dernière peut être placée au niveau du soubassement ou du culot de la géométrie. Le circuit d'air du compartiment moteur comporte également un milieu poreux qui modélise les échangeurs aérothermiques, et une coupe de moteur réel. Des mesures expérimentales et numériques sont réalisées sur cette géométrie, d'une part pour évaluer la traînée de refroidissement associée aux différentes configurations, et d'autre part pour estimer le débit qui traverse le compartiment moteur et les échangeurs.

1.1.1. Traînée de refroidissement

La traînée de refroidissement est mesurée expérimentalement pour 125 configurations de la maquette. Ces configurations correspondent à une position de la sortie du circuit d'air au niveau du culot ou du soubassement et à une inclinaison des ailettes dans les sections d'entrée et de sortie.

Influence de la position de la sortie

Les résultats sont en accord avec ceux de la littérature : une sortie placée au culot réduit la contribution du compartiment moteur dans la traînée totale par rapport à une sortie placée au niveau du soubassement. Ces résultats s'expliquent par la topologie du sillage dans le plan longitudinal de symétrie de la maquette. Les sorties placées au culot engendrent une introduction de quantité de mouvement dans la zone morte du sillage qui reporte les cœurs des structures tourbillonnaires vers l'aval, sans modification de l'écoulement de soubassement. Les sorties placées au niveau du soubassement, en revanche, perturbent l'écoulement de soubassement en vitesse et en direction et entraînent un rapprochement des cœurs des structures tourbillonnaires vers le culot. En moyenne, plus les cœurs tourbillonnaires sont éloignés du culot, plus la vitesse au voisinage du culot est faible, et plus la pression statique pariétale est élevée. Une remontée des pressions statiques au culot se traduit alors par une réduction de traînée.

Influence de l'inclinaison des ailettes dans les sections d'entrée et de sortie du compartiment moteur

Par ailleurs, l'inclinaison des ailettes dans les sections d'entrée et de sortie a également un impact sur la contribution du compartiment moteur dans la traînée totale. Plus l'inclinaison des ailettes dans la section d'entrée est importante, plus la section de passage du fluide est réduite, et moins la traînée associée au passage du fluide dans le compartiment moteur est élevée. L'influence de l'inclinaison des ailettes dans la section de sortie dépend quant à elle de la position de la sortie. Pour une sortie placée au niveau du soubassement, l'augmentation de l'inclinaison des ailettes revient à orienter l'écoulement de refroidissement qui sort de la maquette dans la direction de l'écoulement de soubassement. La perte de charge associée à l'interaction des deux écoulements est alors réduite, et se traduit généralement par une diminution de la traînée de refroidissement. Pour une sortie placée au culot, il est plus difficile de généraliser l'évolution de la traînée de refroidissement en fonction de l'inclinaison des ailettes dans la section de sortie. Il est toutefois préférable d'orienter l'écoulement qui sort du compartiment dans la direction de l'écoulement de soubassement pour éviter les interactions.

En conclusion, c'est la position de la sortie du circuit d'air qui détermine la topologie du sillage et qui donne les ordres de grandeurs de la traînée de refroidissement et de sa contribution dans la traînée totale. L'influence de l'inclinaison des ailettes dans les sections d'entrée et de sortie est moindre mais peut toutefois entraîner des variations de quelques pourcents de la contribution du compartiment moteur dans la traînée totale.

Sources de traînée

L'analyse numérique des distributions des vitesses et de la pression totale dans un plan normal à la direction de l'écoulement incident permet ensuite d'identifier et de quantifier les sources de traînée de la maquette simplifiée. Pour cette géométrie, de type culot droit, la traînée est principalement engendrée par la perte de pression totale entre l'amont et l'aval de la maquette. Selon la position de la sortie, la contribution est comprise entre 65% et 78%. La deuxième contribution principale est associée à la perte de vitesse longitudinale et s'élève entre 20% et 28%. Contrairement aux véhicules de type tricorps dont les montants de lunette arrière sont à l'origine de structures tourbillonnaires longitudinales de forme conique, la contribution de la rotation du fluide dans le plan transversal est faible et n'excède pas 8%.

Pour un véhicule de type culot droit, la perte de pression totale entre l'amont et l'aval de la géométrie est directement liée au niveau moyen de pression statique au culot. Ces résultats rejoignent alors les conclusions précédentes : une remontée des pressions au culot engendre une réduction de traînée.

1.1.2. Débits internes

Les débits internes sont estimés à partir des trois approches développées dans ce travail : l'approche expérimentale, l'approche numérique et l'approche analytique. Chacune de ces approches apportent des informations différentes et complémentaires sur les débits internes.

Approche expérimentale

Dans l'approche expérimentale, le débit à travers le compartiment moteur est estimé à partir de mesures de vitesse par PIV dans le plan longitudinal de symétrie de la maquette. L'augmentation de l'inclinaison des ailettes dans la section d'entrée engendre une réduction de la section de passage du fluide qui se traduit par une diminution du débit à travers le compartiment moteur. L'inclinaison des ailettes dans la section de sortie doit être choisie de manière à orienter l'écoulement qui sort du compartiment moteur dans la direction de l'écoulement incident. De cette manière, les pertes de charge associées à l'interaction de l'écoulement de refroidissement et de l'écoulement de soubassement sont réduites et le passage de l'air à travers le compartiment moteur est favorisé.

Approche numérique

Dans l'approche numérique, les débits sont estimés de manière directe en plaçant des surfaces de contrôle dans différentes sections du circuit interne. Pour les configurations étudiées, les sorties placées au culot de la maquette engendrent les débits internes les plus importants en comparaison aux sorties placées au niveau du soubassement. La mise en place d'étanchéités de part et d'autre du milieu poreux permet, dans tous les cas, d'augmenter le débit à travers les échangeurs de près de 45%. Finalement, l'analyse des distributions de vitesse sur le milieu poreux montre qu'une répartition uniforme de vitesse permet de réduire la perte de pression totale associée aux échangeurs, et par conséquent, la traînée de refroidissement de la géométrie.

Approche analytique

Dans l'approche analytique, le débit à travers le compartiment moteur et à travers les différents chemins empruntés par le fluide dans le circuit d'air sont estimés à partir de la connaissance de la géométrie du circuit d'air, du coefficient aérodynamique de traînée et du coefficient de pression statique moyen au culot. Ce modèle est développé en deux dimensions pour les géométries de type culot droit uniquement. Il est alors possible, à partir de mesures en soufflerie faciles à mettre en œuvre, de déterminer le débit à travers les échangeurs de la maquette, sans recourir à des essais sur banc spécifique. Le modèle peut également être utilisé pour déterminer le sens de variation du débit à travers le compartiment moteur et les échangeurs dans le cas d'une modification géométrique interne du circuit d'air.

1.2. Perspectives

Les résultats obtenus sur la géométrie simplifiée à partir des approches analytique, expérimentale et numérique permettent d'envisager des solutions pour réduire la traînée de refroidissement des véhicules réels et accroître le débit d'air à travers le compartiment moteur.

Placer la sortie du compartiment moteur à l'arrière du véhicule devrait permettre de réduire la traînée de refroidissement et sa contribution dans la traînée totale par rapport aux configurations usuelles. Il est envisageable de réduire cette contribution, qui s'élève actuellement à 7% en moyenne, à seulement 2%. A l'heure ou chaque gramme de CO_2 compte, ce type de solution doit être considéré. La mise en place d'une sortie à l'arrière nécessite de repenser l'architecture des véhicules, et notamment de travailler sur le soubassement. Celui-ci contribuant environ à 30% de la traînée totale, un travail combiné sur le compartiment moteur et le soubassement des véhicules devrait permettre de réduire la traînée des véhicules de manière significative. Ce type de configuration peut notamment être envisagé dans le cas de petits véhicules à culot droit dont le moteur, thermique ou électrique, est placé à l'arrière.

Pour les configurations usuelles des véhicules, avec sortie du compartiment moteur sous le véhicule, il peut être intéressant de mettre en place des dispositifs de contrôle actif pour ***orienter l'écoulement en sortie du compartiment moteur dans la direction de l'écoulement incident***. De cette manière, les interactions entre l'écoulement de refroidissement et l'écoulement de soubassement sont réduites. Ce type de solutions peut permettre à la fois de réduire la traînée de refroidissement des véhicules et d'accroître le débit d'air à travers le compartiment moteur.

Dans tous les cas, pour une sortie du compartiment moteur placée à l'arrière ou sous le véhicule, ***mettre en place des étanchéités entre l'entrée du compartiment moteur et les échangeurs aérothermiques*** est une solution simple et efficace pour accroître le débit d'air à travers les échangeurs sans faire varier la traînée de manière significative. Par ailleurs, ***assurer une répartition uniforme de la vitesse sur les échangeurs*** permet de réduire la perte de pression totale associée au compartiment moteur, et par conséquent de réduire la contribution de ce dernier dans la traînée totale des véhicules. Là encore, l'utilisation de solutions de contrôle actif peut être envisagée.

Afin de vérifier l'intérêt de ces solutions et de quantifier les réductions de traînée et les accroissements de débit qu'elles peuvent apporter, il est nécessaire de les implanter sur des véhicules réels et de mettre en œuvre les moyens de mesure expérimentaux et numériques qui ont été exposés dans ce travail.

ANNEXES

Annexe A - Technique de Vélocimétrie par Imagerie de Particules (PIV)

La technique de Vélocimétrie par Imagerie de Particules, ou PIV, est une technique non intrusive utilisée pour déterminer le champ de vitesse d'un écoulement. Elle consiste à déterminer le déplacement de particules micrométriques introduites dans l'écoulement à partir de prises d'images successives. Deux types de mesure PIV sont utilisées dans ce travail, des mesures 2D 2C pour 2 Dimensions, 2 Composantes et des mesures 2D 3C pour 2 Dimensions, 3 Composantes. Les principes de ces deux types de mesure sont présentés dans la suite et le traitement des images est ensuite détaillé.

A.1. PIV 2D 2C (2 Dimensions, 2 Composantes)

La technique PIV 2D 2C (Figure A-1) consiste à déterminer les deux composantes de la vitesse de l'écoulement dans un plan de mesure défini par l'utilisateur. Des particules micrométriques sont introduites dans l'écoulement et servent de traceurs pour révéler les mouvements de l'air. Un laser éclaire l'écoulement dans le plan de mesure et la lumière diffusée est réfléchie par les particules. Une caméra, placée dans la direction perpendiculaire à la nappe laser, enregistre des images de l'écoulement en deux instants successifs. L'analyse de ces images permet alors de déterminer le déplacement des particules à partir de méthodes statistiques. Les deux prises d'images successives sont ajustées de telle sorte que la vitesse instantanée $\overrightarrow{V_i(\vec{x},t)}$ de chaque particule (repérée par l'indice i) est donnée par la relation suivante :

$$\overrightarrow{V_i(\vec{x},t)} = \frac{\overrightarrow{\Delta x_i(\vec{x},t)}}{\Delta t} \qquad \text{(A-1)}$$

où Δt est le temps qui s'écoule entre deux prises d'images successives et $\Delta x_i(\vec{x},t)$ le déplacement de la particule i pendant le temps Δt.

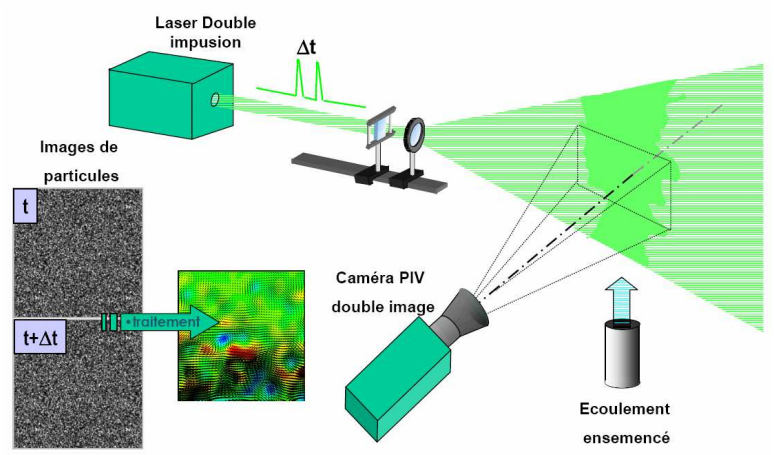


Figure A-1 : PIV 2D 2C.

En assimilant la vitesse locale de chaque particule à la vitesse locale de l'écoulement, la technique PIV fournit une mesure instantanée du champ de vitesse dans le plan de la nappe laser. En pratique, le calcul du déplacement $\Delta x_i(\vec{x}, t)$ de chaque particule est remplacé par la détermination du déplacement moyen ΔL d'un nuage de particules entre deux images successives correspondant aux instants t et t+Δt. Pour cela, un traitement statistique est réalisé sur l'ensemble des particules. Chaque image enregistrée est divisée en fenêtres d'interrogation. Le déplacement moyen du nuage de particules contenu dans chaque fenêtre est obtenu par inter corrélation spatiale entre les deux images successives prises aux instants t et t+Δt. La fonction d'inter corrélation φ est donnée par :

$$\varphi(\tilde{x}, \tilde{y}) = \sum_{k=-N_k/2}^{N_k/2} \sum_{j=-N_j/2}^{N_j/2} I_1(k, j) I_2(k + \tilde{x}, j + \tilde{y}) \qquad \text{(A-2)}$$

où I_1 et I_2 représentent respectivement les intensités lumineuses des images enregistrées aux instants t et t+Δt ; N_k et N_j, exprimés en pixels, représentent les dimensions horizontales (k) et verticale (j) de la fenêtre d'interrogation ; $\tilde{x}$ et $\tilde{y}$, exprimés en pixels, sont les composantes horizontale et verticale du déplacement pour chaque nœud de la fenêtre d'interrogation (Figure A-2).

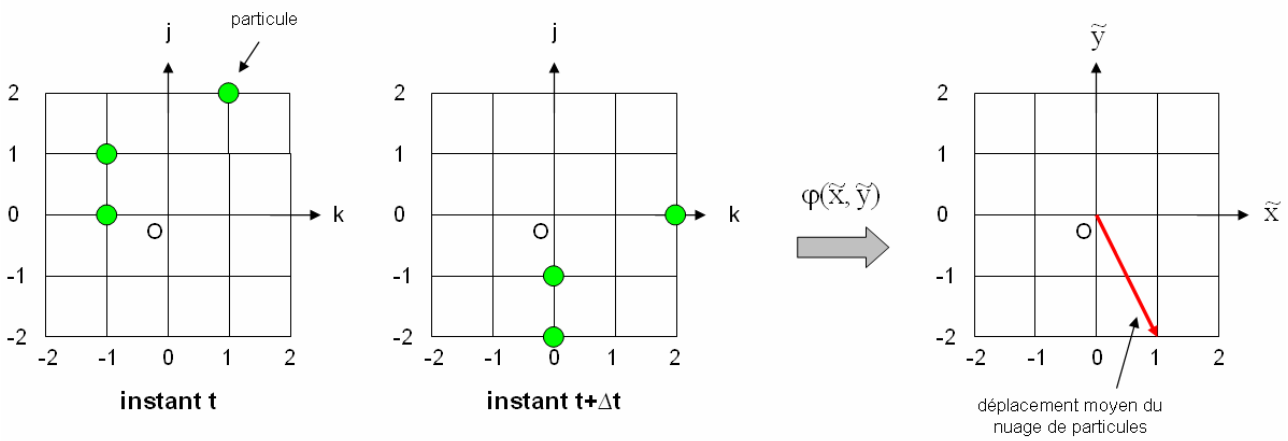


Figure A-2 : Exemple de calcul d'inter-corrélation entre deux images prises aux instants t et t+Δt pour N_k=N_j=4.

L'analyse de la distribution spatiale de la fonction de corrélation φ permet d'identifier un pic de corrélation dont les coordonnées dans le repère (O, $\tilde{x}$, $\tilde{y}$) représentent les composantes du déplacement moyen ΔL du nuage de particules dans la fenêtre d'interrogation. Ce déplacement permet de calculer le vecteur vitesse instantané dans la fenêtre d'interrogation à l'aide du pas de temps Δt (Figure A-3).

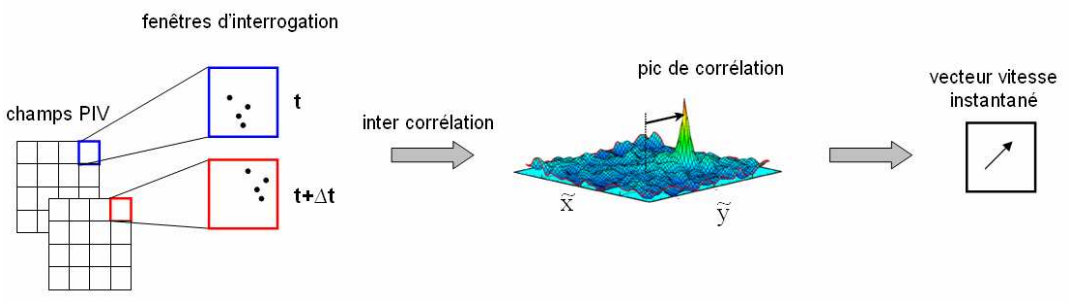


Figure A-3 : Calcul du champ de vitesses instantanées à partir de deux images successives du champ de particules.

Ce processus est répété à différents instants t_i pour obtenir le champ moyen de vitesse de l'écoulement. Le laser utilisé pour éclairer l'écoulement génère des impulsions lumineuses dont la persistance est égale au temps τ. L'enregistrement des couples d'images est synchronisé avec l'émission des impulsions successives du laser à la fréquence $1/\Delta t$. Finalement, la période T d'acquisition d'un champ de vitesses instantanées est fixée par la cadence de restitution de la caméra pour enregistrer un couple d'images (Figure A-4).

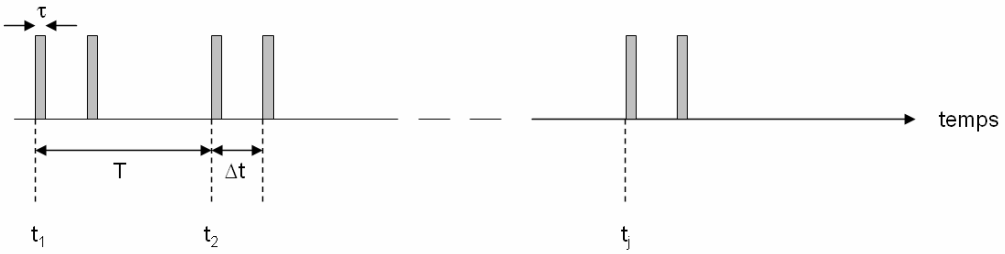
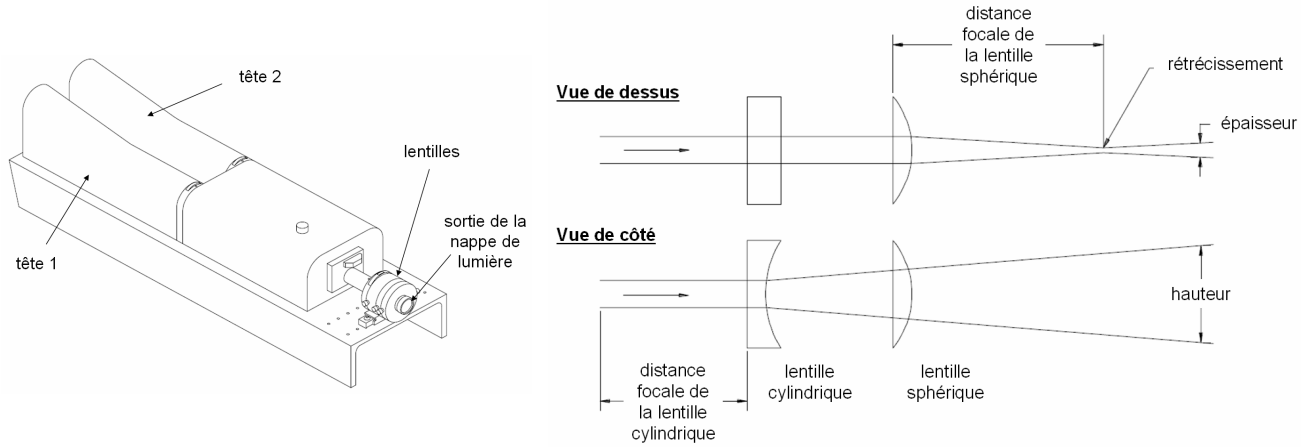


Figure A-4 : Temps caractéristiques en PIV.

Un laser Nd:YAG à double tête (Figure A-5 (a)) est utilisé pour produire la nappe laser pulsée à haute énergie qui éclaire les particules micrométriques introduites dans l'écoulement. Pour un laser à deux têtes, le temps maximal entre deux impulsions est de 200 µs. Cette caractéristique rend le laser à double tête plus approprié à la caractérisation des écoulements de vitesses supérieures ou égales à 1 $m.s^{-1}$ qu'un système à deux lasers. De plus, un laser à double tête est plus facile à aligner qu'un système à deux lasers puisque les réglages sont effectués en interne du laser.



(a) *(b)*

Figure A-5 : Laser à double tête (a) et disposition des lentilles pour créer une nappe de lumière en sortie du laser.

Le laser produit un faisceau cylindrique qu'il faut transformer en une nappe laser de fine épaisseur. Une lentille cylindrique est tout d'abord utilisée pour faire diverger le faisceau laser dans la hauteur, puis une lentille sphérique permet de contrôler l'épaisseur de la nappe laser (Figure A-5 (b)). La mise au point de la caméra est effectuée sur le rétrécissement, à la distance focale de la lentille sphérique.

La qualité de l'ensemencement de l'écoulement est un paramètre clef des mesures PIV. Les critères de sélection du traceur utilisé pour révéler les mouvements de l'air sont les suivants :

- Les particules doivent être suffisamment petites pour suivre l'écoulement.
- Les particules doivent diffuser suffisamment de lumière pour être détectées.
- La concentration en particules doit être suffisamment importante pour donner des mesures de vitesse fiables.

Pour les essais sur la maquette simplifiée munie d'un compartiment moteur, l'écoulement est ensemencé de particules d'huile d'olive dont le diamètre est compris entre 1 et 3 microns. Le système d'ensemencement, de type Laskin Nozzle, est placé en aval de la maquette afin que le nuage de particules, qui traverse la veine de retour de la soufflerie, soit le plus uniforme possible à son arrivée dans la veine d'essais (Figure A-6).

(a) *(b)*

Figure A-6 : Pulvérisateur de type Laskin-Nozzle (a) et système utilisé lors des essais en soufflerie (b).

A.2. PIV 2D3C (2 Dimensions, 3 Composantes)

La PIV stéréoscopique, ou PIV 2D 3C, est une extension de la PIV 2D 2C présentée dans le paragraphe précédent. Elle sert à mesurer la troisième composante de la vitesse, perpendiculaire à la nappe laser, dans le champ de mesure défini par l'utilisateur. Pour cela, deux caméras sont utilisées et permettent de visualiser l'écoulement sous deux perspectives différentes (Figure A-7).

Chacune des caméras mesure les deux composantes de la vitesse contenues dans le plan normal à son axe optique. La position de ces deux plans par rapport à la nappe laser est déterminée par calibration et il est alors possible d'accéder à la composante de la vitesse normale à la nappe laser à partir de projections. La méthodologie est exposée dans la suite.

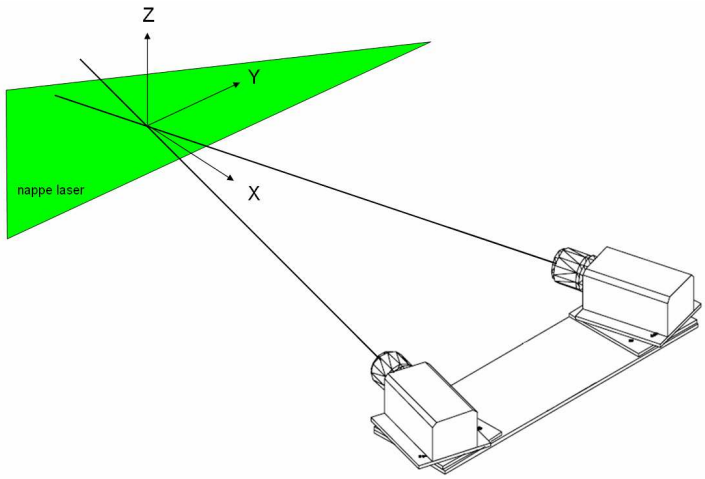


Figure A-7 : PIV 2 Directions, 3 Composantes.

Soient α_1 et α_2 les angles de vue, positifs, des caméras 1 et 2 dans le plan (X,Y) qui sont obtenus par calibration (Figure A-8). Le vecteur déplacement de la particule est noté $\overrightarrow{dX}$ et ses projections dans le repère (X,Y,Z) sont notées dx, dy et dz. La caméra 1, respectivement 2, voit la particule se déplacer de dy_1, respectivement dy_2, suivant l'axe Y.

La connaissance des angles α_1 et α_2 permet d'exprimer la projection dx en fonction de dy de deux manières différentes :

$$\tan\alpha_2 = \frac{dy - dy_2}{dx} \tag{A-3}$$

$$\tan\alpha_1 = \frac{dy_1 - dy}{dx} \tag{A-4}$$

Par égalité de la projection dx déterminée à partir des relations (A-3) et (A-4), il est possible d'exprimer la projection dy :

$$dy = \frac{dy_1 \tan\alpha_2 + dy_2 \tan\alpha_1}{\tan\alpha_1 + \tan\alpha_2} \tag{A-5}$$

De la même manière, en se plaçant dans le plan (X, Z), il est possible d'obtenir la projection dz du déplacement :

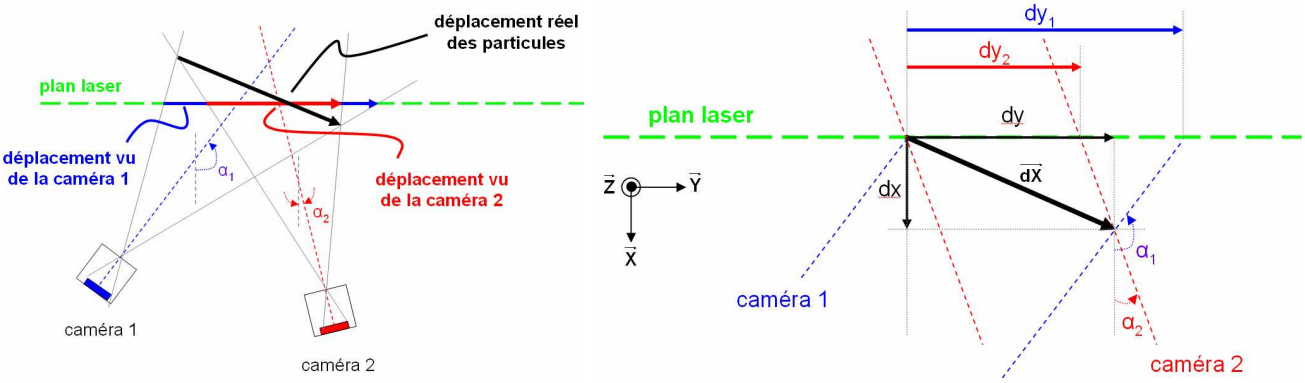
$$dz = \frac{dz_1 \tan\beta_2 + dz_2 \tan\beta_1}{\tan\beta_1 + \tan\beta_2} \tag{A-6}$$

où β_1 et β_2 correspondent aux angles de vue des caméras dans le plan (X, Z).

En injectant dy dans la relation (A-3) ou dans la relation (A-4), la troisième composante du vecteur déplacement, notée dx, s'écrit :

$$dx = \frac{dy_1 - dy_2}{\tan\alpha_1 + \tan\alpha_2} \tag{A-7}$$

Les relations (A-5), (A-6) et (A-7) permettent ainsi de calculer les trois composantes du champ des vitesses dans un plan de mesure bidimensionnel à partir des mesures acquises par deux caméras.



montage *projections*

Figure A-8 : Mesures PIV 2D 3C.

A.3. Le traitement des images

Le traitement des images est précédé par la phase de calibration des images et peut également faire intervenir l'utilisation d'un masque.

A.3.1. Calibration

La calibration des images consiste à calculer la correspondance entre le nombre de pixel sur l'image et ses dimensions métriques. Elle est utilisée pour convertir le déplacement des particules en vitesse de l'écoulement. La relation suivante est alors utilisée :

$$\text{vitesse} = \frac{\text{déplacement en pixel} \times \dfrac{\text{mm}}{\text{pixel}}}{\text{dt}} \tag{A-8}$$

et fournit la vitesse de l'écoulement en $m.s^{-1}$.

Pour effectuer la calibration des images, un mètre est placé dans le champ de mesure et sert ensuite de référence pour connaître les dimensions métriques de l'image (Figure A-9).

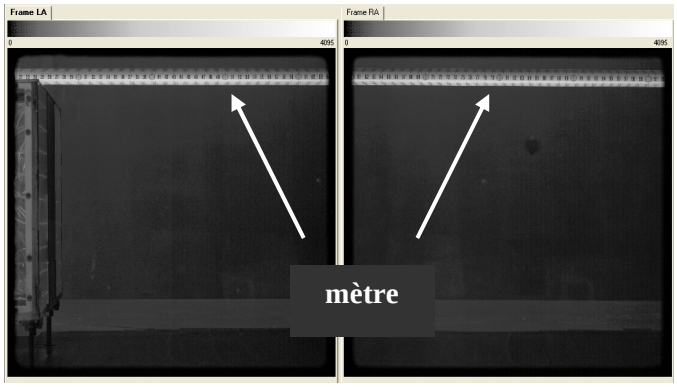
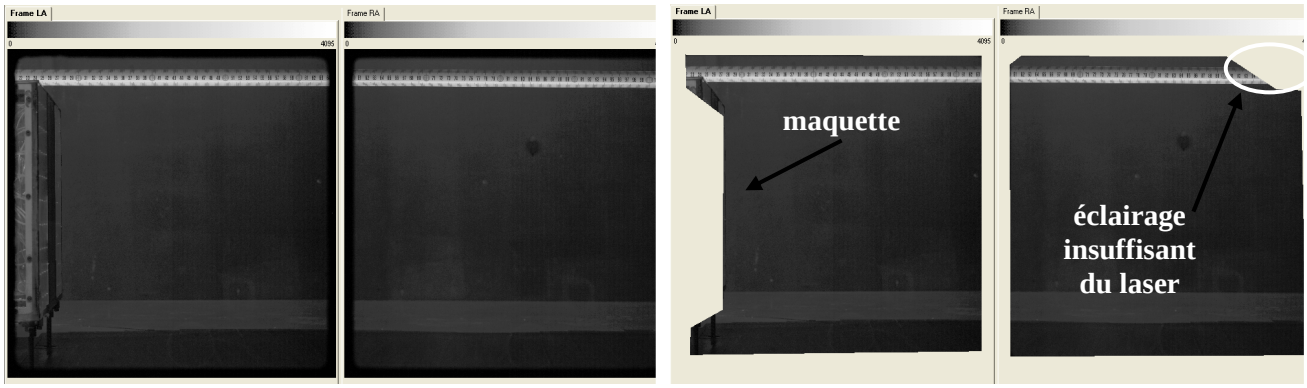


Figure A-9 : Images de calibration pour les champs du sillage de la maquette munie d'un compartiment moteur.

A.3.2. Masque

Dans un champ de mesure PIV, il est possible que l'image enregistrée par la caméra ne contienne pas uniquement l'écoulement fluide mais également des parties solides telles que la maquette ou le plancher de la soufflerie. Afin de réduire le temps de calcul du champ de vecteur et de limiter celui-ci à l'écoulement fluide, il est possible de créer un masque. De manière générale, un masque contient les bords de l'image enregistrée, les parties solides telles que la maquette d'essais et les zones qui ne sont pas suffisamment éclairées par le laser (Figure A-10). Toutes ces zones peuvent être masquées car elles ne contiennent pas d'informations sur le déplacement des particules.



(a) image d'origine *(a) image avec masque*

Figure A-10 : Images d'origine (a) et avec un masque (b).

A.3.3. Traitement des images

Le prétraitement des images est optionnel et sert à améliorer l'identification des particules. Il peut être utilisé pour éliminer l'arrière plan, supprimer un éclairage non uniforme ou remédier à un ensemencement insuffisant.

Dans un premier temps, l'image est découpée en fenêtres de dimensions plus petites pour traiter et initialiser le champ de vecteur. Ce sont les fenêtres d'interrogation évoquées précédemment (voir paragraphe A.1). Le traitement peut s'effectuer en une seule passe ou en plusieurs passes. Dans un traitement multi-passes, pour la première passe, la taille des fenêtres ne doit pas être inférieure à 4 fois le déplacement des particules. Après la première passe, le champ de vecteur de la passe précédente peut être utilisé pour optimiser le découpage de l'image pour la passe suivante. Utiliser des découpages récursifs de l'image permet de réaliser des mesures d'écoulement plus précises et plus denses.

Dans notre cas, le découpage récursif Nyquist est utilisé en deux passes. La première passe calcule le champ de vecteur avec des tailles de fenêtre de 64×64 pixel et 50% de recouvrement. Le champ de vecteur est ensuite soumis au processus de validation. Une première validation globale est appliquée à l'ensemble du champ de mesure. Le filtre fixe les valeurs minimales et maximales des déplacements dans les deux directions et détecte les vecteurs dont la vitesse n'est pas comprise dans l'intervalle. Il est possible de remplacer les vecteurs éliminés par cette première passe de manière à lisser le champ de vecteurs. Pour cela, la valeur moyenne ou médiane des vecteurs voisins, compris dans un champ de 5×5 pixel est utilisée. Une validation locale des vecteurs est ensuite appliquée. Elle s'appuie sur les vecteurs voisins du vecteur étudié pour calculer un vecteur référence. Quand la différence entre le vecteur étudié et le vecteur référence est supérieure à un seuil fixé par l'utilisateur, le vecteur étudié est considéré invalide. Les composantes du vecteur de référence sont les valeurs médianes des vecteurs voisins, compris dans un champ de 5×5 pixel centré sur le vecteur étudié. La validation locale des vecteurs permet de remplacer les vecteurs non valides par le vecteur médian local. Cette vérification du voisinage renforce la continuité de l'écoulement.

Un algorithme de corrélation somme ensuite les déplacements des particules dans l'intervalle de validité des déplacements qui a été précisé lors de la phase de validation. La localisation du pic de corrélation est réalisée avec une précision sous pixel en ajustant une gaussienne sur le pic le plus élevé et ses quatre voisins les plus proches. Deux ajustement sont effectués : un dans la direction x entre le pic le plus élevé et les pics placés à gauche et à droite de ce pic, et un dans la direction y entre le pic le plus élevé et les pics placés au-dessus et en-dessous de ce pic. Le pic le plus élevé est utilisé pour localiser le déplacement de la particule. Le second pic le plus élevé est un pic de bruit. Le rapport de la hauteur de ces deux pics correspond au rapport signal sur bruit. Si ce rapport est faible, cela signifie que le premier et le second pic sont très proches et la détermination du déplacement de la particule n'est pas fiable. Pour les essais sur la maquette simplifiée, le rapport signal sur bruit est fixé à 1,3 ce qui permet de s'assurer de la validité du pic de corrélation. Après l'édition des vecteurs vitesse, les propriétés de l'écoulement peuvent être calculées.

Annexe B - Torseur aérodynamique de la maquette simplifiée

Dans la Partie III - Approche Expérimentale de l'étude, l'analyse du coefficient aérodynamique de traînée de la maquette est effectuée à partir de la mesure de son torseur aérodynamique. En revanche, les autres forces et moments aérodynamiques ne sont pas étudiés. C'est l'objet de cette annexe.

Comme pour la traînée, des coefficients sont introduits pour quantifier l'impact de l'écoulement de refroidissement sur les autres forces aérodynamiques et les moments (Figure B-1 et Tableau B-1).

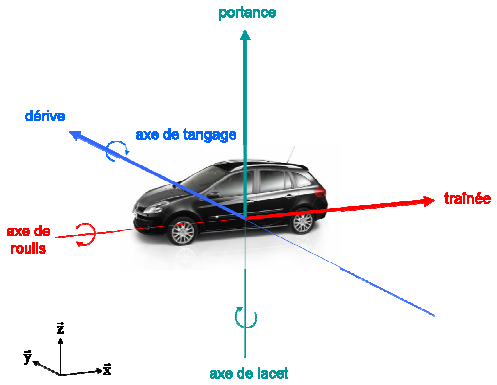


Figure B-1 : Système d'axes, forces et moments aérodynamiques.

	Coefficients aérodynamiques	
direction	**force**	**moment**
x	traînée : C_x	roulis : C_l
y	dérive : C_y	tangage : C_m
z	portance : C_z	lacet : C_n

**les moments sont évalués au centre de gravité du véhicule*

Tableau B-1 : Coefficients aérodynamiques des forces et des moments.

Ces coefficients sont définis comme la différence du coefficient évalué lorsque les entrées d'air du véhicule sont successivement ouvertes puis fermées :

$$C_k\,(\text{refroidissement}) = C_k\,(\text{entrées d'air ouvertes}) - C_k\,(\text{entrées d'air fermées}) \qquad \text{(B-1)}$$

avec k Є {y, z, l, m, n}.

B.1. Dérive

Le coefficient aérodynamique de refroidissement associé à l'effort de dérive est reporté sur la Figure B-2 pour les différentes configurations de la maquette (voir la Figure III-5 pour un rappel des configurations).

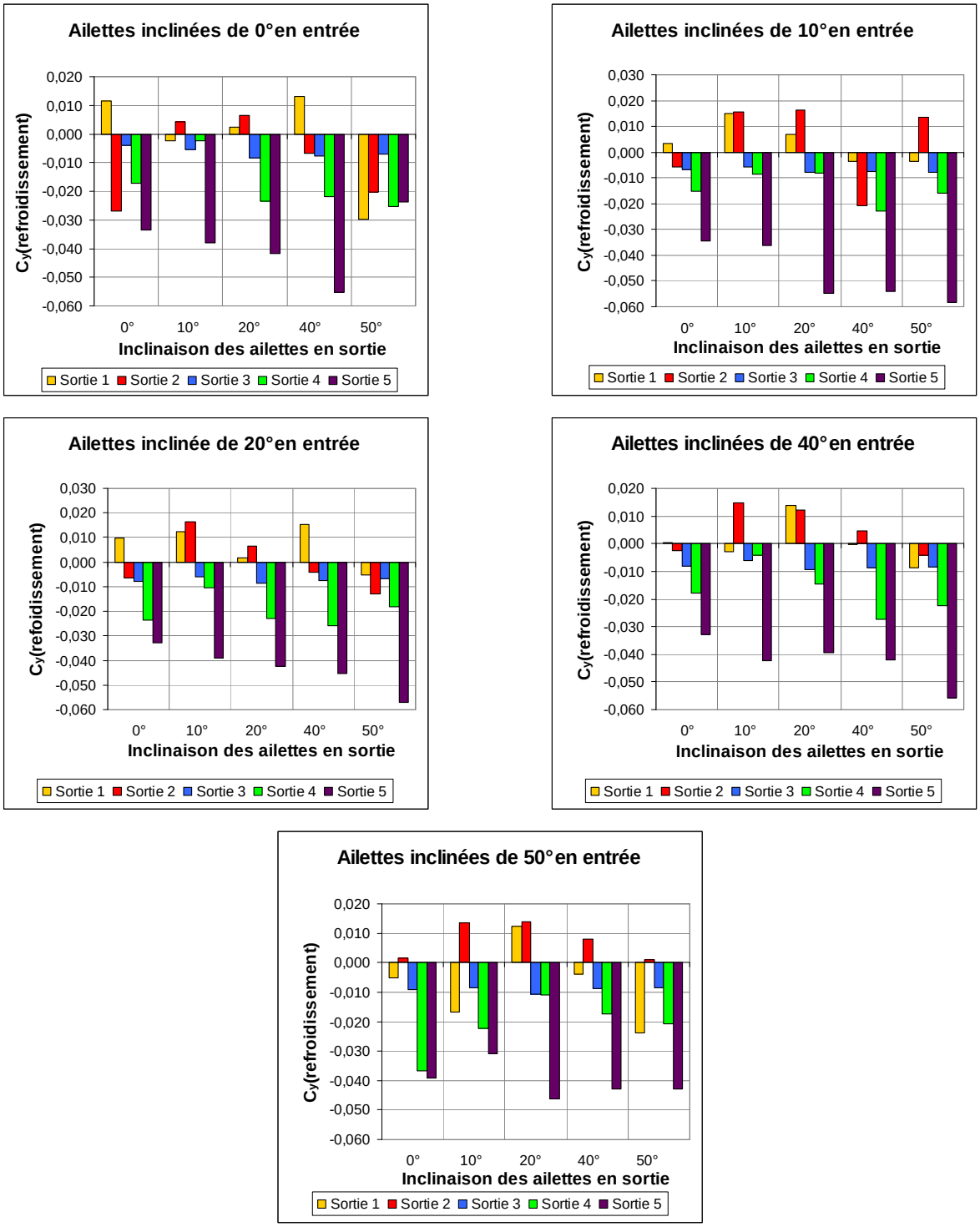


Figure B-2 : Coefficient aérodynamique de refroidissement associé à l'effort de dérive pour les différentes configurations de la maquette.

L'analyse des courbes reportées sur la Figure B-2 ne permet pas de mettre en évidence une évolution particulière du coefficient aérodynamique de refroidissement associé à l'effort de dérive. En effet, pour une sortie fixée, la variation de l'inclinaison des ailettes dans la section d'entrée ne permet pas de retrouver la

même évolution du coefficient C_y(refroidissement) en fonction de l'inclinaison des ailettes dans la section de sortie. De même, l'augmentation de l'inclinaison des ailettes en sortie n'engendre pas de diminution ou d'augmentation globale de l'effort latéral de refroidissement comme il a pu être mis en évidence pour la traînée de refroidissement.

Par ailleurs, les valeurs du coefficient peuvent être positives ou négatives ce qui montre que l'ouverture de la maquette à l'écoulement extérieur peut avoir un impact bénéfique ou néfaste sur le coefficient aérodynamique d'effort de dérive. La plage de valeurs obtenues (comprises dans l'intervalle [-0,057 : 0,016]) est proche de celle obtenue par Carr (intervalle [-0,040 : 0,029]) sur un échantillon de 100 véhicules [CAR-95]. L'auteur indique que l'effort de dérive associé à l'ouverture du compartiment moteur à l'écoulement extérieur influence la stabilité de trajectoire du véhicule en condition de vent latéral. Cette problématique n'est pas abordée dans l'étude.

B.2. Portance

Le coefficient aérodynamique de refroidissement associé à la portance est reporté sur la Figure B-3 pour les différentes configurations de la maquette.

L'analyse des courbes reportées sur la Figure B-3 permet de faire les observations suivantes sur le coefficient aérodynamique de refroidissement associé à la portance :

- Pour chacune des sorties, l'évolution de C_z(refroidissement) en fonction de l'inclinaison des ailettes en sortie est similaire pour toutes les inclinaisons en entrée.
- Pour toutes les sorties, les valeurs de C_z(refroidissement) varient peu avec l'augmentation de l'inclinaison des ailettes en entrée.
- Pour les sorties 1, 2 et 4 les valeurs de C_z(refroidissement) sont faibles et comprises dans l'intervalle [-0,067 : 0,052]. Pour la sortie 3, les valeurs de C_z(refroidissement) sont plus élevées et comprises dans l'intervalle [0,12 : 0,25]. Ces valeurs plus élevées ne favorisent pas l'appui de la maquette sur le sol, par conséquent, la sortie 3 n'est pas favorable du point de vue de la portance. De plus, les valeurs obtenues avec la sortie 3 ne sont pas représentatives d'un véhicule réel. En effet, le coefficient C_z(refroidissement) mesuré par Carr sur 100 véhicules [CAR-95] est compris entre -0,040 et 0,099. Les sorties 1 et 5 fournissent un appui de la maquette sur le sol favorable puisque les valeurs de C_z(refroidissement) sont toujours négatives.

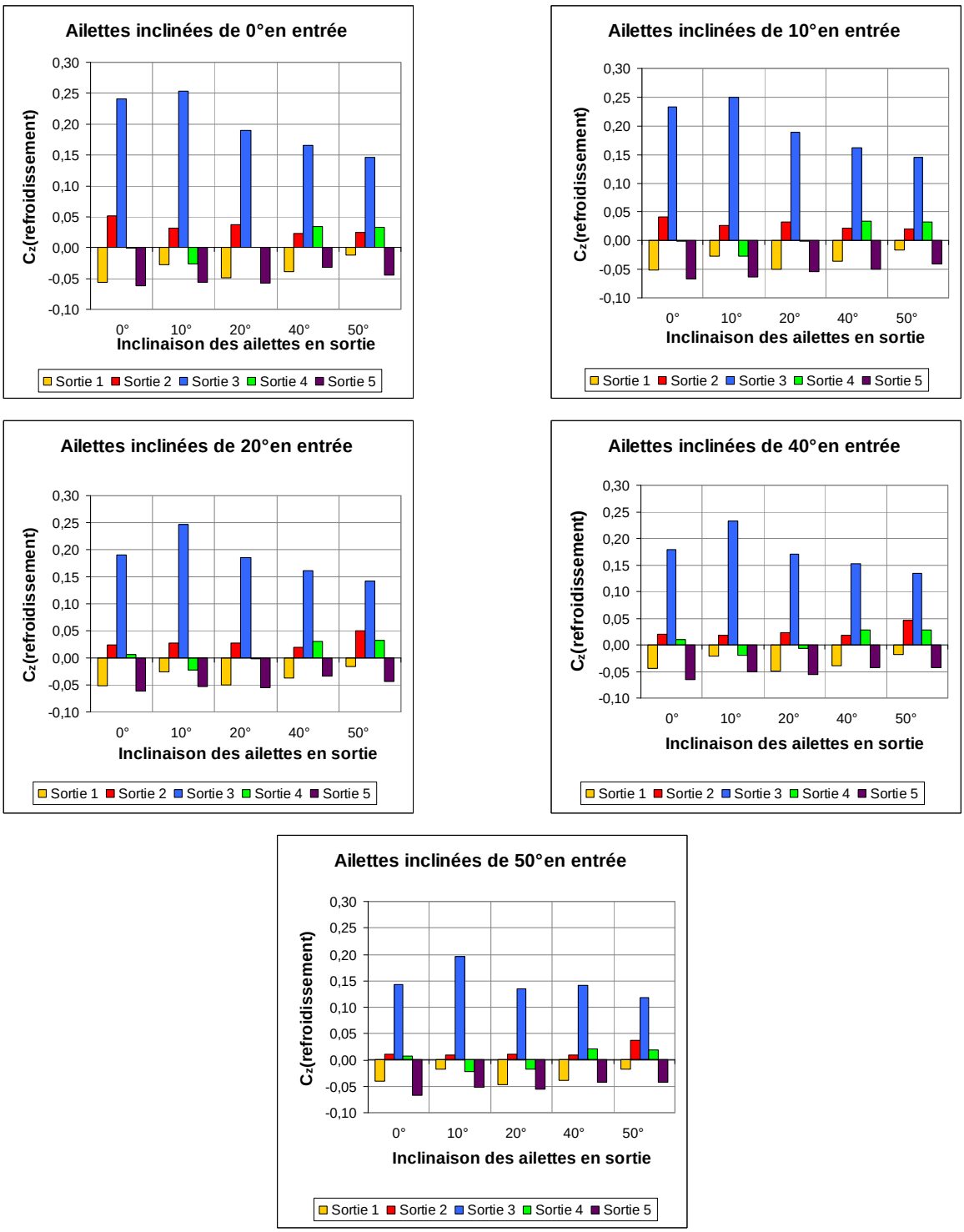


Figure B-3 : Coefficient aérodynamique de refroidissement associé à la portance pour les différentes configurations de la maquette.

B.3. Moment de roulis

Le coefficient aérodynamique de refroidissement associé au moment de roulis est reporté sur la Figure B-4 pour les différentes configurations de la maquette.

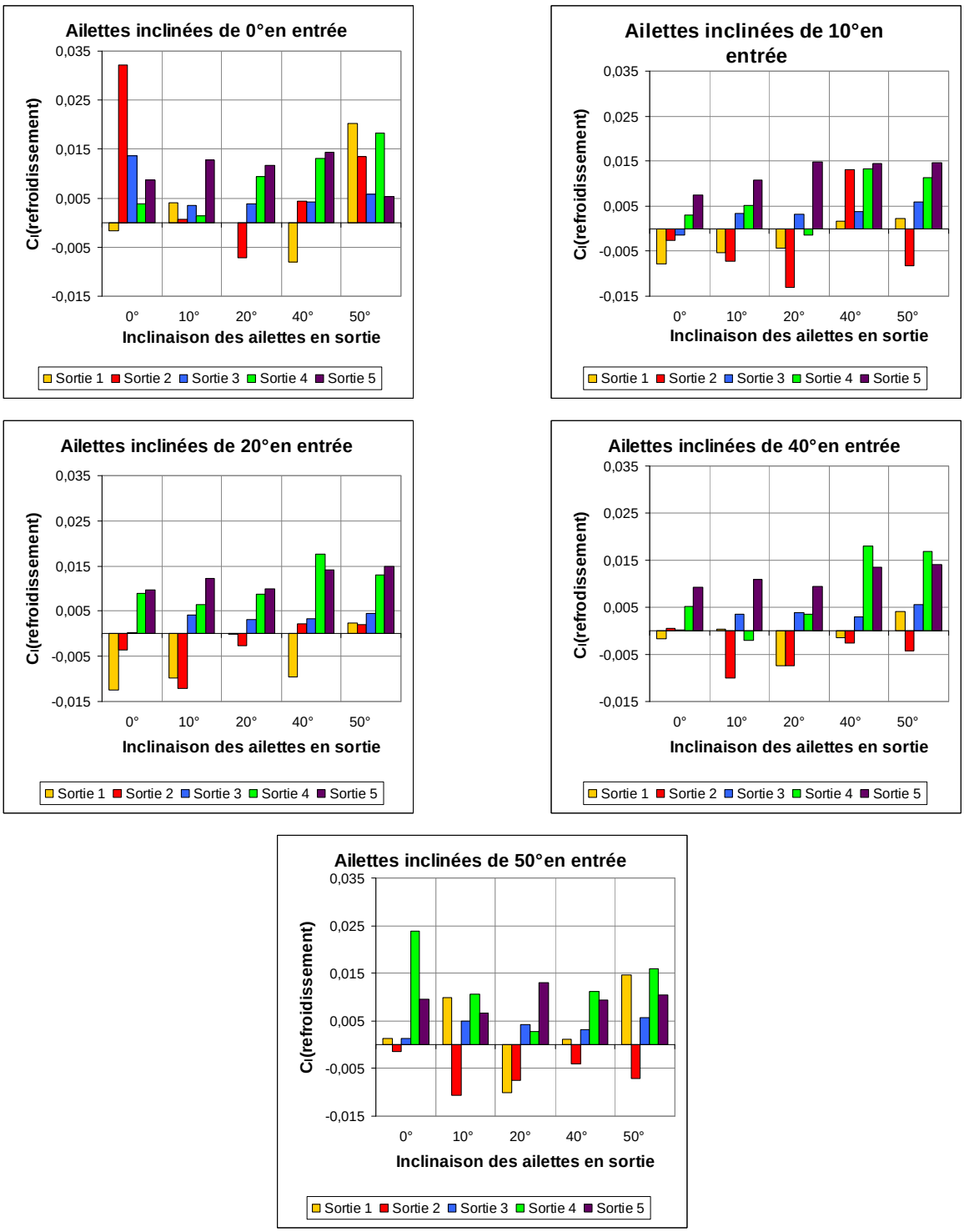


Figure B-4 : Coefficient aérodynamique de refroidissement associé au moment de roulis pour les différentes configurations de la maquette.

L'analyse des courbes reportées sur la Figure B-4 ne permet pas de mettre en évidence une évolution particulière du coefficient aérodynamique de refroidissement associé au moment de roulis. En effet, pour une sortie fixée, la variation de l'inclinaison des ailettes dans la section d'entrée ne permet pas de retrouver la même évolution du coefficient C_l(refroidissement) en fonction de l'inclinaison des ailettes dans la section de sortie. De même, l'augmentation de l'inclinaison des ailettes en sortie n'engendre pas de diminution ou d'augmentation globale du moment de roulis de refroidissement comme il a pu être mis en évidence pour la traînée de refroidissement.

Par ailleurs, les valeurs du coefficient peuvent être positives ou négatives ce qui montre que l'ouverture de la maquette à l'écoulement extérieur peut avoir un impact bénéfique ou néfaste sur le coefficient aérodynamique du moment de roulis.

B.4. Moment de tangage

Le coefficient aérodynamique de refroidissement associé au moment de tangage est reporté sur la Figure B-5 pour les différentes configurations de la maquette.

L'analyse des courbes reportées sur la Figure B-5 permet de faire les observations suivantes sur le coefficient aérodynamique de refroidissement associé au moment de tangage :

- Pour chacune des sorties, l'évolution de C_m(refroidissement) en fonction de l'inclinaison des ailettes en sortie est identique pour toutes les inclinaisons en entrée.
- Pour les sorties placées au niveau du soubassement (sorties 1, 2 et 3), les niveaux de C_m(refroidissement) diminuent lorsque l'inclinaison des ailettes en entrée augmente. Pour les sorties placées au culot, en revanche, le coefficient varie peu en fonction de l'inclinaison des ailettes en entrée.
- La sortie 5, placée au milieu du culot, engendre uniquement des valeurs négatives du coefficient C_m(refroidissement), et la sortie 4, également placée au culot, engendre des valeurs positives et négatives. En revanche, les sorties placées au niveau du soubassement entraînent uniquement des valeurs positives du C_m(refroidissement). Cela signifie que l'écoulement de refroidissement a pour effet de faire plonger la maquette munie d'un compartiment moteur vers l'avant. Selon Carr [CAR-95], un moment de tangage positif est bénéfique et favorise la stabilité de trajectoire des véhicules. Le choix d'une sortie placée au culot nécessite donc une attention particulière en ce qui concerne le moment de tangage dû à l'écoulement de refroidissement. Seules quelques inclinaisons des ailettes en sortie favorisent la stabilité de trajectoire de la maquette lorsque la sortie 4 est utilisée ; et la sortie 5 est dans tous les cas défavorable à la stabilité de trajectoire de la maquette.
- Pour les sorties placées au niveau du soubassement, les valeurs de C_m(refroidissement) sont comprises dans l'intervalle [0,006 : 0,082] et ces valeurs sont du même ordre de grandeur que celles mesurées par Carr sur des véhicules réels [CAR-95]. Les valeurs de C_m(refroidissement) obtenues lorsque la sortie est placée au culot sont en revanche généralement trop faibles pour être représentatives d'un véhicule réel. Seules les inclinaisons 0°, 40° et 50° dans la section d'entrée associées à l'utilisation de la sortie 4 fournissent des valeurs cohérentes avec les mesures de Carr [CAR-95].

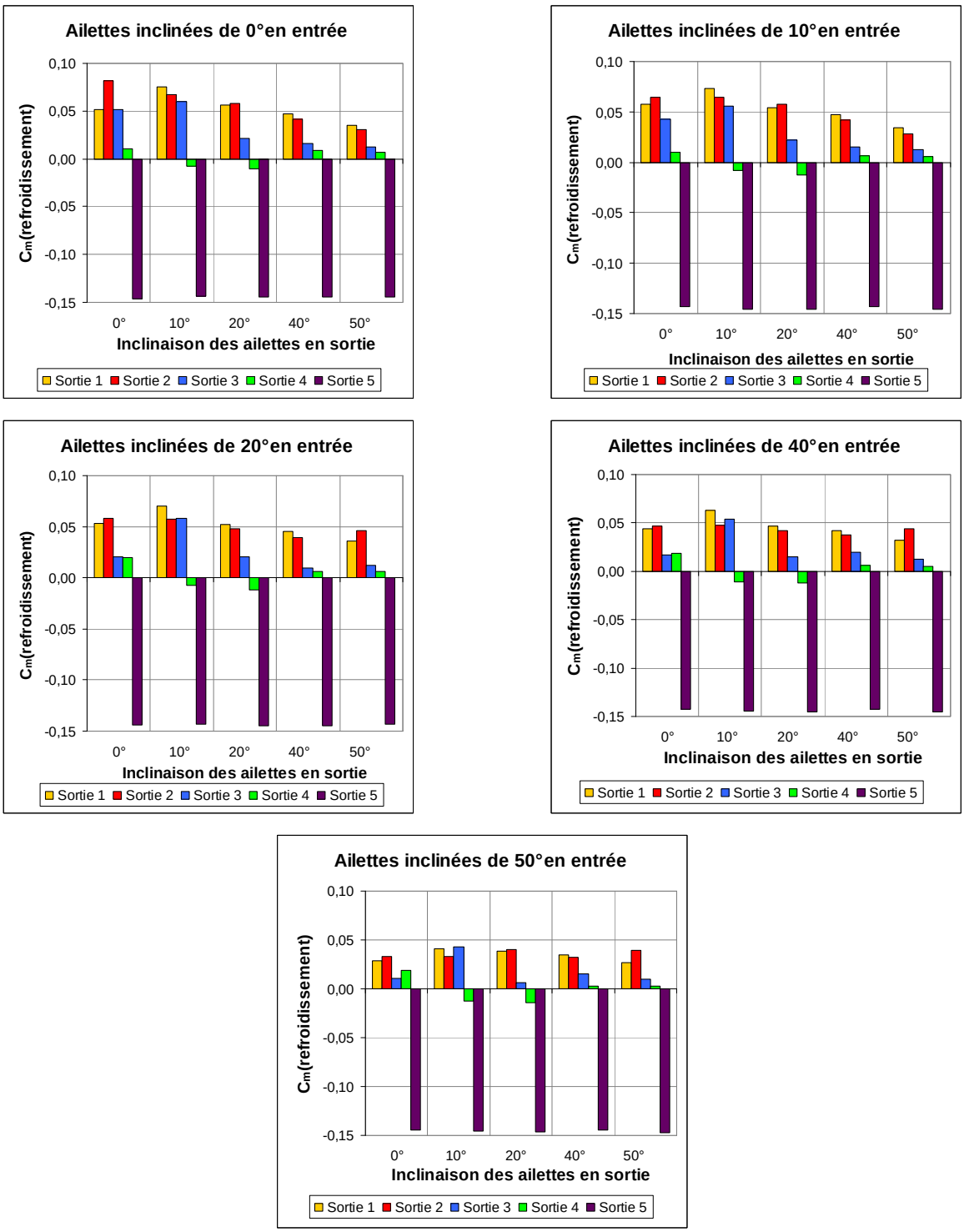


Figure B-5 : Coefficient aérodynamique de refroidissement associé au moment de tangage pour les différentes configurations de la maquette.

B.5. Moment de lacet

Le coefficient aérodynamique de refroidissement associé au moment de lacet est reporté sur la Figure B-6 pour les différentes configurations de la maquette.

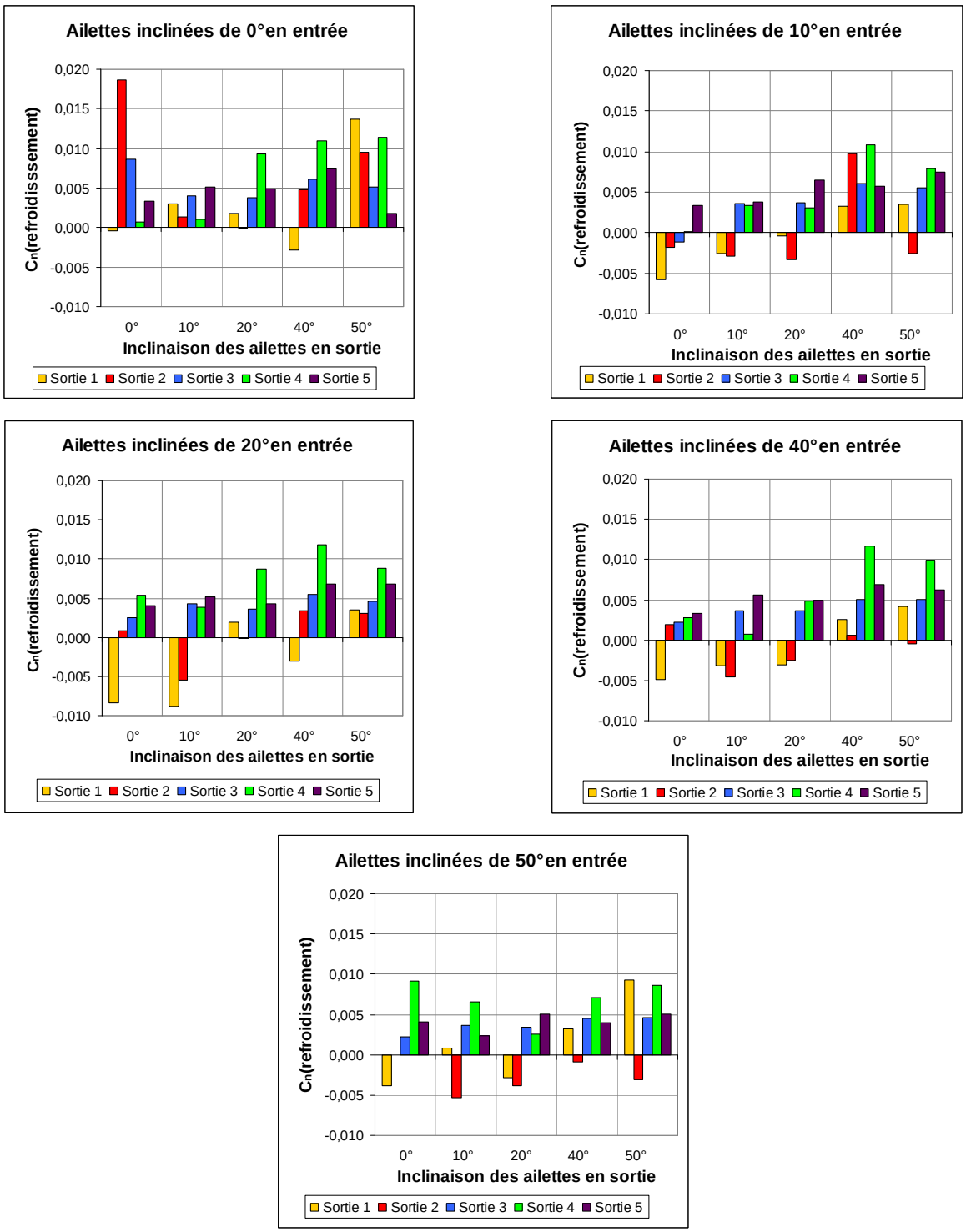


Figure B-6 : Coefficient aérodynamique de refroidissement associé au moment de lacet pour les différentes configurations de la maquette.

L'analyse des courbes reportées sur la Figure B-6 ne permet pas de mettre en évidence une évolution particulière du coefficient aérodynamique de refroidissement associé au moment de lacet. En effet, pour une sortie fixée, la variation de l'inclinaison des ailettes dans la section d'entrée ne permet pas de retrouver la même évolution du coefficient C_n(refroidissement) en fonction de l'inclinaison des ailettes dans la section de sortie. De même, l'augmentation de l'inclinaison des ailettes en sortie n'engendre pas de diminution ou d'augmentation globale du moment de lacet de refroidissement comme il a pu être mis en évidence pour la traînée de refroidissement.

Par ailleurs, les valeurs du coefficient peuvent être positives ou négatives ce qui montre que l'ouverture de la maquette à l'écoulement extérieur peut avoir un impact bénéfique ou néfaste sur le coefficient aérodynamique du moment de lacet. Les valeurs du coefficient C_n(refroidissement) sont comprises dans l'intervalle [-0,009 : 0,019] et sont proches des valeurs mesurées par Carr [CAR-95] sur 100 véhicules (intervalle [-0,005 : 0,029]).

B.6. Conclusion

La mesure du torseur aérodynamique de la maquette munie d'un compartiment moteur permet d'étudier l'influence de l'écoulement de refroidissement sur les forces et les moments aérodynamiques. Les résultats montrent que l'évolution du coefficient de refroidissement associé aux forces de portance, de traînée (voir Chapitre III.3 - Traînée aérodynamique et pression statique au culot) et au moment de tangage en fonction de l'inclinaison des ailettes en sortie, est identique quelque soit l'inclinaison des ailettes en entrée. L'augmentation de l'inclinaison des ailettes en entrée se traduit généralement par une diminution des valeurs du coefficient étudié. En ce qui concerne l'effort de dérive, le moment de roulis et le moment de lacet, aucune évolution particulière n'est mise en évidence.

A partir de ces résultats, des configurations peuvent être identifiées pour appuyer au mieux la maquette au sol (sortie 1 au niveau du soubassement et sortie 5 au niveau du culot), réduire la traînée de la maquette (sorties 4 et 5 au niveau du culot) et obtenir un moment de tangage positif (sorties 1, 2 et 3 au niveau du soubassement). Il est alors possible de déterminer la configuration la plus adéquate à l'objectif recherché avec le véhicule. Si l'objectif est de diminuer la consommation du véhicule par réduction de traînée, la sortie 5, placée vers le milieu du culot, est la plus appropriée.

Annexe C - Répartition de pression statique au culot de la maquette simplifiée

Dans la PARTIE III – Approche Expérimentale, la pression statique au culot de la maquette est évaluée en 100 points de mesure uniformément répartis sur le culot. En raison de la dissymétrie de la répartition de pression statique au culot de la maquette fermée à l'écoulement extérieur (voir la Figure III-16), la pression statique est analysée à partir de sa valeur moyenne. Cette annexe présente la répartition de pression statique lorsque les sorties 2, 3, 4 et 5 sont utilisées. L'inclinaison des ailettes dans la section d'entrée prend les valeurs suivantes : 0°, 20° et 40°, et l'inclinaison des ailettes dans la section de sortie prend les valeurs de 10° et 40°. Les répartitions de pression sont successivement analysées pour les sorties 2, 3, 4 et 5.

C.1. Sortie 2

Lorsque la sortie 2 est utilisée, la distribution des niveaux de pression au culot est similaire à celui obtenu lorsque la maquette est fermée, mais les niveaux de pression sont accentués (Figure C-1). Une zone de faible pression apparaît à droite de la section de sortie 4, et une zone de surpression au niveau du coin supérieur gauche du culot. Comme pour la maquette fermée à l'écoulement extérieur, la répartition de pression statique au culot n'est pas symétrique.

Lorsque les ailettes sont inclinées de 10° dans la section de sortie, la zone de faible pression à droite de la section de sortie 4 s'accentue avec l'augmentation de l'inclinaison des ailettes dans la section d'entrée et le coefficient de pression statique moyen diminue.

Lorsque les ailettes sont inclinées de 40° dans la section de sortie, ce phénomène n'apparaît pas et la pression statique au voisinage du coin droit de la sortie 4 est plus élevée qu'avec une inclinaison de 10°. Une inclinaison des ailettes de 20° dans la section d'entrée engendre une augmentation de la zone de surpression au niveau du coin supérieur gauche du culot, ce qui se traduit par une légère remontée du niveau moyen de pression statique.

Le passage d'une inclinaison de 10° à une inclinaison de 40° dans la section de sortie se traduit donc par une remontée des pressions au culot. Une réduction de traînée est alors observée (voir Chapitre III.3 - Traînée aérodynamique et pression statique au culot).

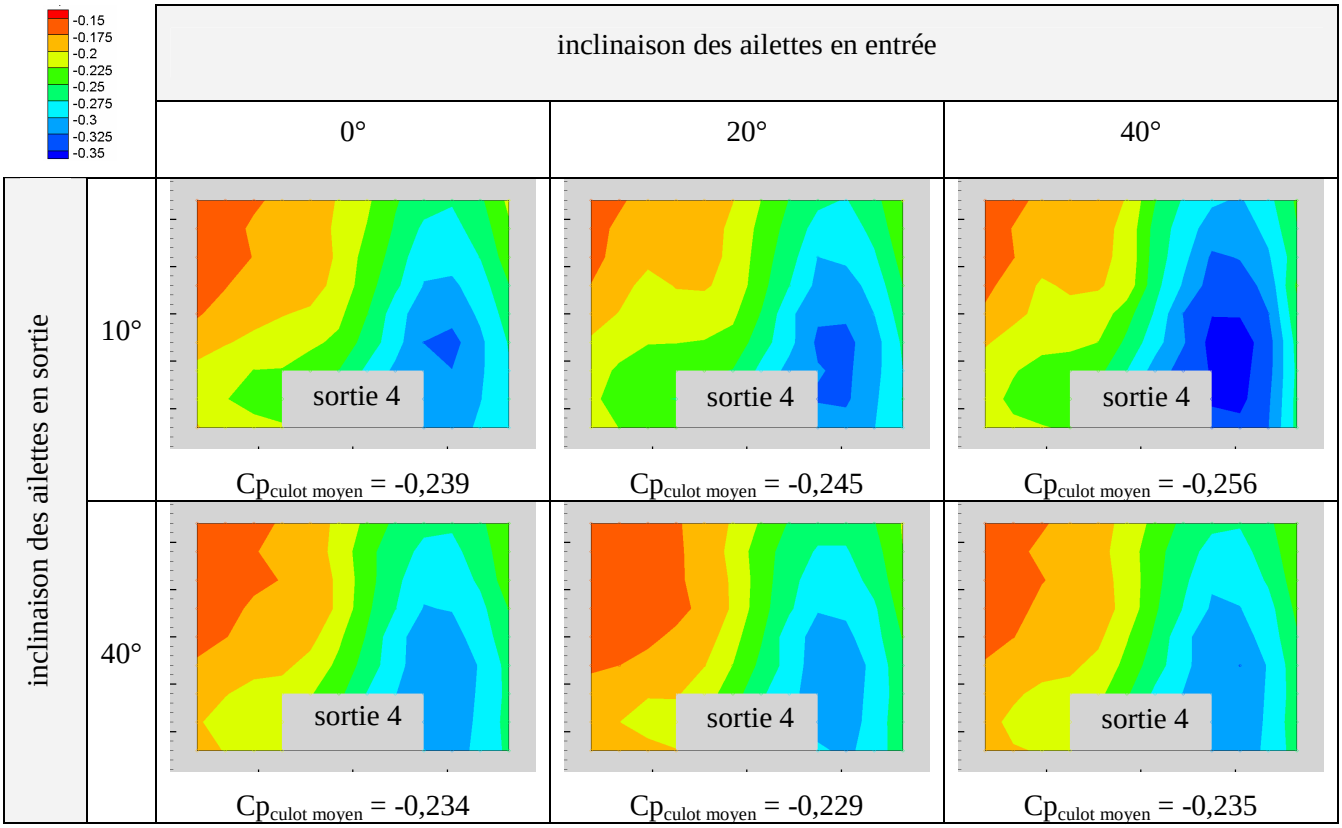


Figure C-1 : Répartition de pression statique au culot de la maquette simplifiée pour les configurations de la sortie 2.

C.2. Sortie 3

Lorsque la sortie 3 est utilisée, la répartition de pression statique au culot se symétrise par rapport au plan de symétrie y = 0 (Figure C-2). Deux zones de faible pression apparaissent sur la moitié supérieure du culot et suggèrent une augmentation locale de la vitesse. Lorsque les ailettes sont inclinées de 40° dans la section de sortie, ces zones sont moins prononcées mais restent toutefois visibles. Dans ce cas, le niveau moyen de pression statique au culot augmente et cela se traduit par une réduction de traînée (voir Chapitre III.3 - Traînée aérodynamique et pression statique au culot).

L'analyse des champs de vitesse dans le sillage de la maquette, effectués dans le plan de symétrie y = 0 (voir la Figure III-34), met en évidence le rapprochement du cœur de la structure tourbillonnaire haute vers le culot de la géométrie en comparaison à la configuration fermée de la maquette. Le rapprochement du cœur tourbillonnaire haut est alors à mettre en lien avec la zone de faible pression en haut du culot.

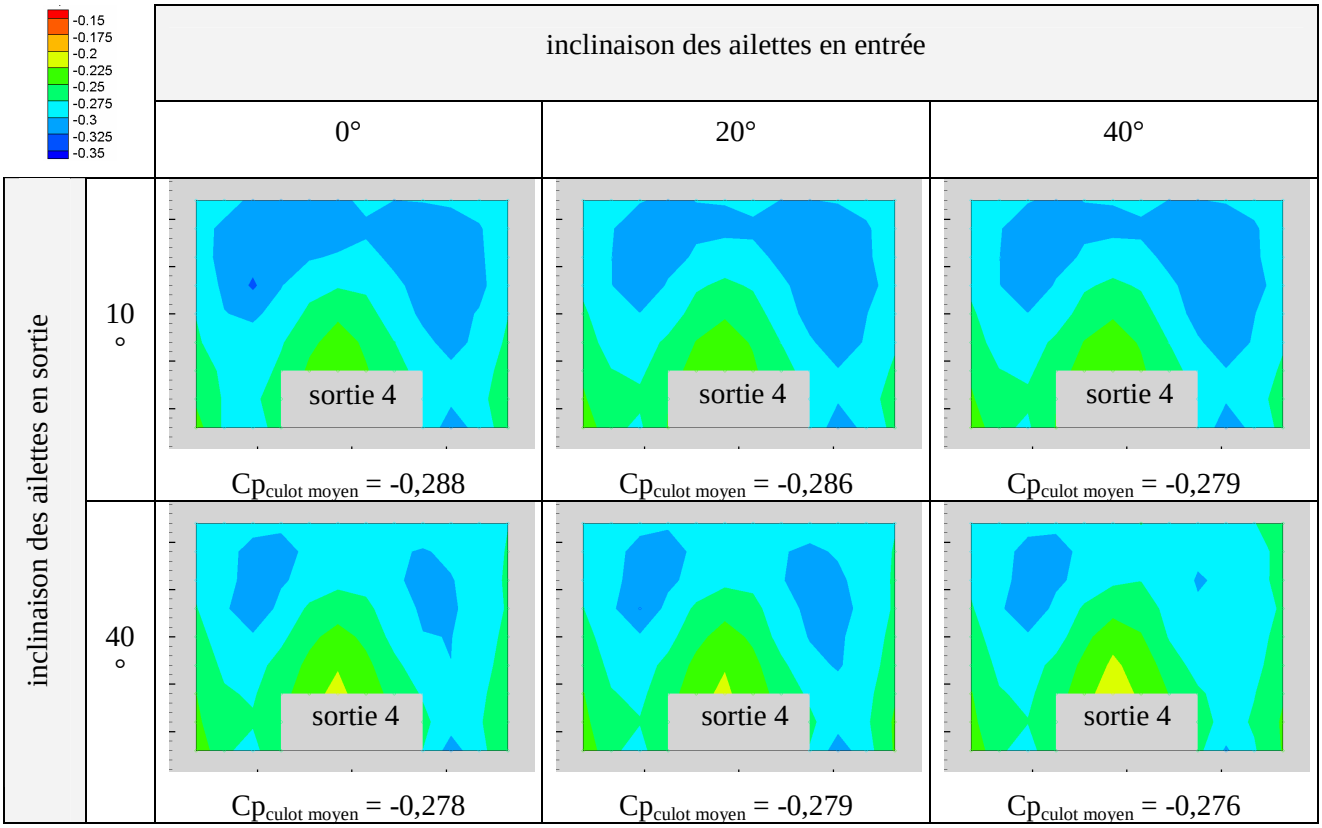


Figure C-2 : Répartition de pression statique au culot de la maquette simplifiée pour les configurations de la sortie 3.

C.3. Sortie 4

Pour une inclinaison de 10° dans la section de sortie 4, l'inclinaison des ailettes dans la section d'entrée influence de manière importante la répartition de pression statique au culot (Figure C-3). Pour une faible inclinaison des ailettes dans la section d'entrée, la répartition de pression statique au culot n'est pas symétrique et une zone de surpression apparaît au niveau du coin supérieur gauche du culot. L'augmentation de l'inclinaison des ailettes dans la section d'entrée atténue cette zone de surpression et la répartition de pression statique se symétrise par rapport à l'axe y = 0.

Pour une inclinaison de 40° dans la section de sortie, ce phénomène n'est pas retrouvé et la répartition de pression statique au culot est relativement symétrique, excepté pour une inclinaison des ailettes de 20° dans la section d'entrée (Figure C-3). Dans tous les cas, le passage d'une inclinaison de 10° à 40° dans la section de sortie entraîne une diminution du niveau moyen de pression statique au culot qui se traduit par une augmentation de traînée (voir Chapitre III.3 - Traînée aérodynamique et pression statique au culot).

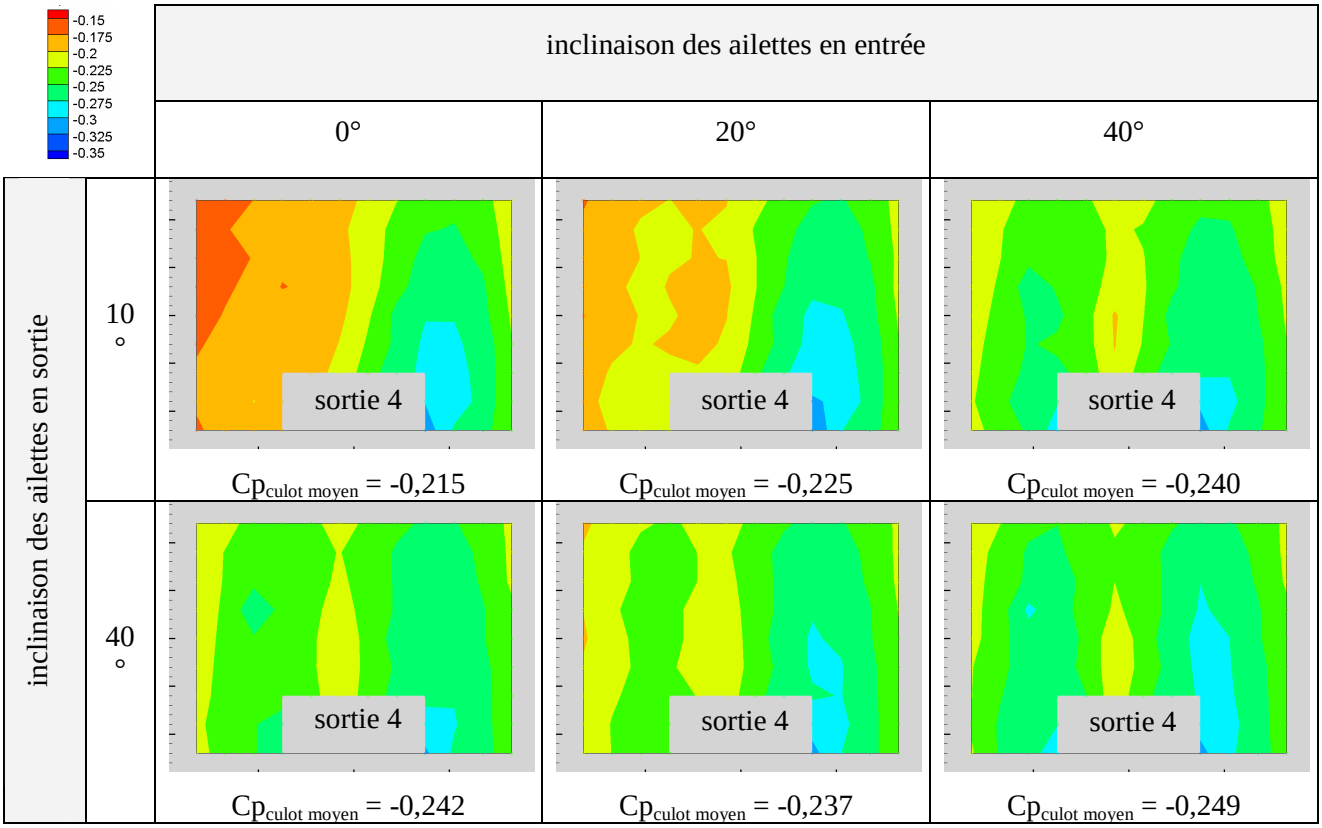


Figure C-3 : Répartition de pression statique au culot de la maquette simplifiée pour les configurations de la sortie 4.

C.4. Sortie 5

Pour la sortie 5, les mesures de pression statique au culot sont réalisées lors d'une seconde campagne d'essais, indépendamment des autres sorties (voir Chapitre III.2 - section 2.2.2.). Lors des deux campagnes d'essais, les mesures ont également été effectuées pour la maquette fermée à l'écoulement extérieur. La comparaison des résultats associés aux deux campagnes d'essais montre que les valeurs de pression statique sont sous-estimées lors de la seconde campagne d'essais (voir Chapitre III.3 - section 3.2.). Par conséquent, les mesures de pression statique associées à la sortie 5 ne sont pas considérées valides. Les valeurs sont sous-estimées, et ce résultat est confirmé par les simulations numériques (voir Chapitre IV.5 - Résultats numériques pour la maquette ouverte). Néanmoins, les mesures effectuées fournissent des indications sur la répartition de pression statique au culot.

Lorsque la sortie 5 est utilisée, la répartition de pression statique au culot est relativement uniforme, avec une zone de faible pression en bas à gauche de la section de sortie 4 et une zone de surpression au niveau du coin supérieur droit de la maquette (Figure C-4). La modification de l'inclinaison dans les sections d'entrée et de sortie du compartiment moteur modifie peu le niveau moyen de pression statique au culot, ce qui est cohérent avec les faibles variations de traînée observées dans le Chapitre III.3 - Traînée aérodynamique et pression statique au culot.

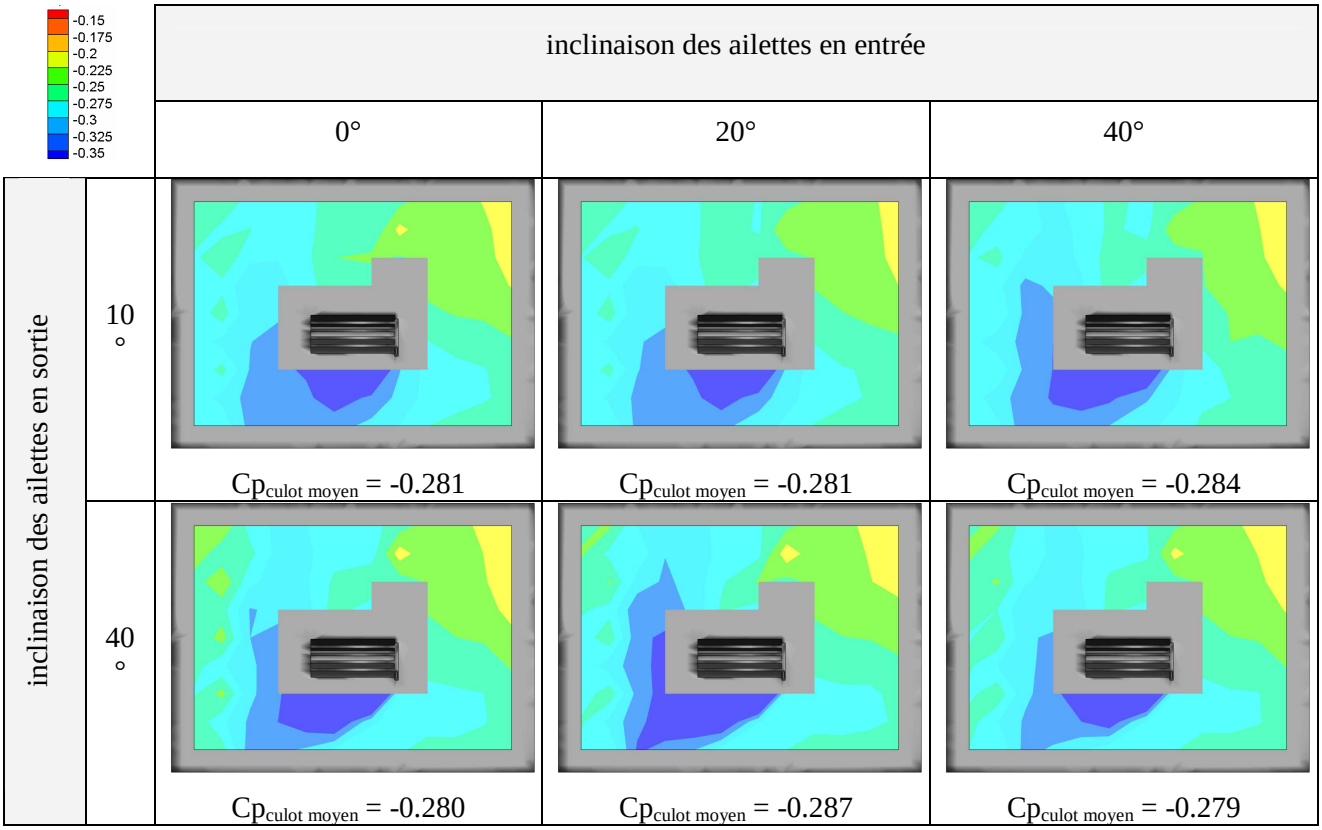


Figure C-4 : Répartition de pression statique au culot de la maquette simplifiée pour les configurations de la sortie 5.

C.5. Conclusion

L'analyse de la distribution de pression statique au culot de la maquette permet d'obtenir des informations sur la structure torique qui se développe dans le sillage de la maquette. Pour certaines configurations, il semble que cette structure soit symétrique par rapport à l'axe y = 0, et la répartition de pression statique au culot est alors symétrique. C'est notamment le cas lors de l'utilisation de la sortie 3, située au niveau du soubassement, et lors de l'utilisation de la sortie 4, située au bas du culot. Dans le cas de la sortie 2, en revanche, la répartition de pression statique au culot n'est pas symétrique et elle est semblable à celle obtenue lorsque la maquette est fermée. Malgré la non-validité des mesures associées à la sortie 5, située vers le milieu du culot, il apparaît que l'utilisation de cette sortie engendre une répartition de pression statique au culot relativement uniforme. Dans tous les cas, une remontée du niveau moyen de pression statique au culot est associée à une réduction de traînée, et une diminution du niveau moyen de pression statique à une augmentation de traînée.

Annexe D - Mise en place de la relation d'Onorato

Onorato et al. [ONO-84] proposent une expression analytique de la traînée aérodynamique des véhicules à partir de la distribution des vitesses et de la pression totale évaluée dans le sillage, dans la direction normale à l'écoulement incident. Les hypothèses et les étapes de calcul qui aboutissent à cette expression de la traînée sont présentées dans cette annexe.

D.1. Hypothèses

Soit S_C la surface externe d'un véhicule plongé dans un volume fluide ϑ représentant un tube de courant délimité par la surface fermée $\Sigma_e = S_1 + S_2 + S_L + S_S$ (Figure D-1) avec :

- S_1 la surface d'entrée du tube de courant, située suffisamment loin en amont du véhicule pour pouvoir considérer $\vec{V} = \overrightarrow{V_0}$ et $P = P_0$. Par ailleurs, la normale extérieure à la surface S_1 est de direction opposée au sens de l'écoulement : $\vec{n} = -\vec{x}$.
- S_2 la surface de sortie du tube de courant pour laquelle la normale extérieure est de même direction que l'écoulement : $\vec{n} = \vec{x}$.
- S_L la surface latérale du tube de courant. Les surfaces S_1 et S_2 sont suffisamment grandes pour considérer que $\vec{V} = \overrightarrow{V_0}$ et $P = P_0$ sur S_L.
- S_S la surface du sol dont la normale extérieure est de sens opposée à la direction $\vec{z}$: $\vec{n} = -\vec{z}$.

Le repère direct $O(\vec{x}, \vec{y}, \vec{z})$ est orienté de façon à avoir $\overrightarrow{V_0} = V_0\ \vec{x}$.

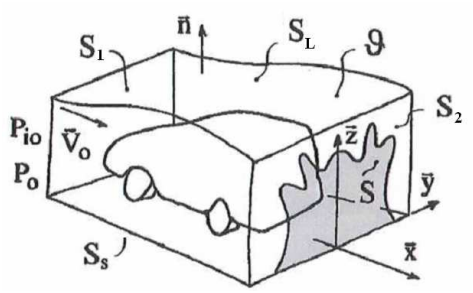


Figure D-1 : Bilan intégral de quantité de mouvement sur un tube de courant englobant le véhicule [GIL-00].

L'écoulement est considéré stationnaire, et le fluide non pesant. Les actions de gravité sont négligées devant les actions de pression, de viscosité et de turbulence. Dans les développements qui suivent, les contraintes turbulentes ne sont pas prises en compte.

D.2. Expression de la traînée aérodynamique

L'expression de la traînée aérodynamique est basée sur l'équation de Navier-Stokes qui décrit la dynamique de l'écoulement de manière analytique :

$$\frac{\partial \vec{V}}{\partial t} + \vec{V} \cdot \overrightarrow{\text{grad}\vec{V}} = -\frac{1}{\rho}\overrightarrow{\text{grad}P} + \vec{f} + \frac{1}{\rho}\overrightarrow{\text{grad}\overline{\overline{\tau}}} \qquad \text{(D-1)}$$

avec $\vec{V}$ la vitesse du fluide, ρ sa masse volumique, P la pression statique, $\vec{f}$ les efforts de gravité et $\overline{\overline{\tau}}$ le tenseur des contraintes visqueuses.

La relation (D-1) est intégrée sur le volume fluide ϑ :

$$\iiint_{\vartheta} \frac{\partial \vec{V}}{\partial t}\, d\tau + \iiint_{\vartheta} \vec{V} \cdot \overrightarrow{\text{grad}\vec{V}}\, d\tau = \iiint_{\vartheta} -\frac{1}{\rho}\overrightarrow{\text{grad}P}\, d\tau + \iiint_{\vartheta}\left(\vec{f} + \frac{1}{\rho}\overrightarrow{\text{grad}\overline{\overline{\tau}}}\right) d\tau \qquad \text{(D-2)}$$

Selon le théorème de Green-Ostrogradsky, avec $\Sigma = \Sigma_e + S_C$:

$$\iiint_{\vartheta} \frac{\partial \vec{V}}{\partial t}\, d\tau + \iint_{\Sigma} \vec{V} \cdot \vec{V}.\vec{n}\, d\sigma = -\frac{1}{\rho}\iint_{\Sigma} P\vec{n}\, d\sigma + \frac{1}{\rho}\iint_{\Sigma} \overline{\overline{\tau}} \cdot \vec{n}\, d\sigma + \iiint_{\vartheta} \vec{f}\, d\tau \qquad \text{(D-3)}$$

Puisque l'écoulement est stationnaire et le fluide non pesant, la relation (D-3) devient :

$$\iint_{\Sigma} \vec{V} \cdot \vec{V}.\vec{n}\, d\sigma = -\frac{1}{\rho}\iint_{\Sigma} P\vec{n}\, d\sigma + \frac{1}{\rho}\iint_{\Sigma} \overline{\overline{\tau}} \cdot \vec{n}\, d\sigma \qquad \text{(D-4)}$$

Et avec Σ une surface fermée et P_0 constante, il vient :

$$\oiint_{\Sigma} P_0 \vec{n}\, d\sigma = 0 \qquad \text{(D-5)}$$

Soit, en multipliant par ρ :

$$\boxed{\rho \underbrace{\iint_{\Sigma} \vec{V} \cdot \vec{V}.\vec{n}\, d\sigma}_{I_1} = \underbrace{-\iint_{\Sigma} (P - P_0)\, \vec{n}\, d\sigma}_{I_2} + \underbrace{\iint_{\Sigma} \overline{\overline{\tau}} \cdot \vec{n}\, d\sigma}_{I_3} \qquad \text{(D-6)}}$$

Dans la suite, les trois termes intégraux de la relation (D-6) sont successivement détaillés.

D.2.1. Expression de l'intégrale I_1

L'intégrale $I_1 = \iint_{\Sigma} \vec{V} \cdot \vec{V}.\vec{n}\, d\sigma$ est décomposée sur chaque surface composant Σ :

$$\iint_{\Sigma} \vec{V} \cdot \vec{V}.\vec{n}\, d\sigma = \iint_{S_1} \vec{V} \cdot \vec{V}.\vec{n}\, d\sigma + \iint_{S_2} \vec{V} \cdot \vec{V}.\vec{n}\, d\sigma + \iint_{S_L} \vec{V} \cdot \vec{V}.\vec{n}\, d\sigma + \iint_{S_C} \vec{V} \cdot \vec{V}.\vec{n}\, d\sigma + \iint_{S_S} \vec{V} \cdot \vec{V}.\vec{n}\, d\sigma \qquad \text{(D-7)}$$

avec :

- sur S_1 : $\iint_{S_1} \vec{V} \cdot \vec{V}.\vec{n}\, d\sigma = \iint_{S_1} (V_0\ \vec{x}) \cdot (V_0\ \vec{x}).(-\vec{x})\, d\sigma = -S_1\ V_0^2\ \vec{x}$,
- sur S_2 : $\iint_{S_2} \vec{V} \cdot \vec{V}.\vec{n}\, d\sigma = \iint_{S_2} \vec{V} \cdot \vec{V} \cdot \vec{x}\, d\sigma = \iint_{S_2} \vec{V} \cdot V_x\ d\sigma$,
- sur S_L : $\iint_{S_L} \vec{V} \cdot \vec{V}.\vec{n}\, d\sigma = 0$ car $\vec{V}.\vec{n} = 0$,
- sur S_C : $\iint_{S_C} \vec{V} \cdot \vec{V}.\vec{n}\, d\sigma = 0$ car $\vec{V} = 0$,
- sur S_S : $\iint_{S_S} \vec{V} \cdot \vec{V}.\vec{n}\, d\sigma = 0$ car $\vec{V} = 0$.

Soit :

$$\iint_{\Sigma} \vec{V} \cdot \vec{V}.\vec{n}\, d\sigma = -S_1\ V_0^2\ \vec{x} + \iint_{S_2} \vec{V} \cdot V_x\ d\sigma \qquad \text{(D-8)}$$

L'équation de conservation de la masse dans le volume fluide donne :

$$\iint_{\Sigma} \rho \vec{V}.\vec{n}\, d\sigma = -\rho S_1\ V_0 + \iint_{S_2} \rho V_x\ d\sigma = 0 \qquad \text{(D-9)}$$

La multiplication de la relation (D-9) par le terme $\overrightarrow{V_0} = V_0 \vec{x}$ donne :

$$\rho S_1\ V_0^2\ \vec{x} = \iint_{S_2} \rho \overrightarrow{V_0} V_x\ d\sigma \qquad \text{(D-10)}$$

En considérant $\rho = \text{constante}$ et en remplaçant le terme $\rho S_1\ V_0^2\ \vec{x}$ donné par la relation (D-10) dans la relation (D-9), il vient :

$$\iint_{\Sigma} \vec{V} \cdot \vec{V}.\vec{n}\, d\sigma = -\iint_{S_2} \overrightarrow{V_0} V_x\ d\sigma + \iint_{S_2} \vec{V} \cdot V_x\ d\sigma \qquad \text{(D-11)}$$

Soit :

$$\boxed{\iint_{\Sigma} \vec{V} \cdot \vec{V}.\vec{n}\, d\sigma = \iint_{S_2} \left(\vec{V} - \overrightarrow{V_0}\right) \cdot V_x\ d\sigma \qquad \text{(D-12)}}$$

D.2.2. Expression de l'intégrale I_2

Comme précédemment, l'intégrale $I_2 = \iint_{\Sigma} (P - P_0)\,\vec{n}\,d\sigma$ est décomposée sur chaque surface composant Σ :

$$\begin{aligned}\iint_{\Sigma} (P - P_0)\,\vec{n}\,d\sigma = &\iint_{S_1} (P - P_0)\,\vec{n}\,d\sigma + \iint_{S_2} (P - P_0)\,\vec{n}\,d\sigma + \iint_{S_L} (P - P_0)\,\vec{n}\,d\sigma \\ &+ \iint_{S_C} (P - P_0)\,\vec{n}\,d\sigma + \iint_{S_S} (P - P_0)\,\vec{n}\,d\sigma\end{aligned} \tag{D-13}$$

avec :

- sur S_1 : $\iint_{S_1} (P - P_0)\,\vec{n}\,d\sigma = 0$,
- sur S_2 : $\iint_{S_2} (P - P_0)\,\vec{n}\,d\sigma = \iint_{S_2} (P - P_0)\,\vec{x}\,d\sigma$,
- sur S_L : $\iint_{S_L} (P - P_0)\,\vec{n}\,d\sigma = 0$,
- sur S_C : $\iint_{S_C} (P - P_0)\,\vec{n}\,d\sigma = \iint_{S_C} P\,\vec{n}\,d\sigma$,
- sur S_S : $\iint_{S_S} (P - P_0)\,\vec{n}\,d\sigma = -\iint_{S_S} P\,\vec{z}\,d\sigma$.

Soit :

$$\boxed{\iint_{\Sigma} (P - P_0)\,\vec{n}\,d\sigma = \iint_{S_2} (P - P_0)\,\vec{x}\,d\sigma + \iint_{S_C} P\,\vec{n}\,d\sigma - \iint_{S_S} P\,\vec{z}n\,d\sigma} \tag{D-14}$$

D.2.3. Expression de l'intégrale I_3

Comme précédemment, l'intégrale $I_3 = \iint_{\Sigma} \overline{\overline{\tau}}\,\vec{n}\,d\sigma$ est décomposée sur chaque surface composant Σ :

$$\iint_{\Sigma} \overline{\overline{\tau}}\,\vec{n}\,d\sigma = \iint_{S_1} \overline{\overline{\tau}}\,\vec{n}\,d\sigma + \iint_{S_2} \overline{\overline{\tau}}\,\vec{n}\,d\sigma + \iint_{S_L} \overline{\overline{\tau}}\,\vec{n}\,d\sigma + \iint_{S_C} \overline{\overline{\tau}}\,\vec{n}\,d\sigma + \iint_{S_S} \overline{\overline{\tau}}\,\vec{n}\,d\sigma \tag{D-15}$$

Soit le tenseur des contraintes visqueuses défini par : $\overline{\overline{\tau}} = \begin{pmatrix} \sigma_{xx} & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_{yy} & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_{zz} \end{pmatrix}$

- sur S_1 : $\iint_{S_1} \overline{\overline{\tau}}\,\vec{n}\,d\sigma = 0$ car la vitesse est uniforme,
- sur S_2 : $\iint_{S_2} \overline{\overline{\tau}}\,\vec{n}\,d\sigma = \iint_{S_2} \overline{\overline{\tau}}\,\vec{x}\,d\sigma$,
- sur S_L : $\iint_{S_L} \overline{\overline{\tau}}\,\vec{n}\,d\sigma = 0$ en considérant S_L suffisamment éloignée du véhicule pour avoir une distribution uniforme de vitesse,
- sur S_S : $\iint_{S_S} \overline{\overline{\tau}}\,\vec{n}\,d\sigma = -\iint_{S_S} \overline{\overline{\tau}}\,\vec{z}\,d\sigma$.

Soit :

$$\iint_{\Sigma} \overline{\overline{\tau}}\,\vec{n}\,d\sigma = \iint_{S_2} \overline{\overline{\tau}}\,\vec{x}\,d\sigma + \iint_{S_C} \overline{\overline{\tau}}\,\vec{n}\,d\sigma - \iint_{S_S} \overline{\overline{\tau}}\,\vec{z}\,d\sigma$$
$$= \iint_{S_2} \overline{\overline{\tau_x}}\,d\sigma + \iint_{S_C} \overline{\overline{\tau}}\,\vec{n}\,d\sigma - \iint_{S_S} \overline{\overline{\tau_z}}\,d\sigma \qquad \text{(D-16)}$$

avec : $\overline{\overline{\tau_x}} = \overline{\overline{\tau}} \cdot \vec{x} = \begin{bmatrix} \sigma_{xx} \\ \tau_{xy} \\ \tau_{xz} \end{bmatrix}$ et $\overline{\overline{\tau_z}} = \overline{\overline{\tau}} \cdot \vec{z} = \begin{bmatrix} \tau_{zx} \\ \tau_{zy} \\ \sigma_{zz} \end{bmatrix}$

D.2.4. Expression de la traînée F_x

La traînée aérodynamique F_x résulte de la projection sur $\vec{x}$ des actions de pression, de viscosité et de turbulence exercés par le fluide sur la surface extérieure S_C du véhicule :

$$F_x = \left(\iint_{S_C} P\,\vec{n}\,d\sigma - \iint_{S_C} \left(\overline{\overline{\tau}} + \overline{\overline{\tau_t}}\right)\vec{n}\,d\sigma \right) \cdot \vec{x} \qquad \text{(D-17)}$$

avec $\overline{\overline{\tau}}$ le tenseur des contraintes visqueuses et $\overline{\overline{\tau_t}}$ le tenseur des contraintes turbulentes.

Puisque les contraintes turbulentes ne sont pas prises en compte, la relation (D-17) devient :

$$F_x = \left(\iint_{S_C} P\,\vec{n}\,d\sigma - \iint_{S_C} \overline{\overline{\tau}}\,\vec{n}\,d\sigma \right) \cdot \vec{x} \qquad \text{(D-18)}$$

En remplaçant les intégrales I_1, I_2 et I_3 par leurs expressions données respectivement par les équations (D-12), (D-14) et (D-16) dans la relation (D-6), il vient :

$$\rho \iint_{S_2} \left(\vec{V} - \overrightarrow{V_0}\right) \cdot V_x\,d\sigma = -\iint_{S_2} \left(P - P_0\right)\vec{x}\,d\sigma - \iint_{S_C} P\,\vec{n}\,d\sigma + \iint_{S_S} P\,\vec{z}n\,d\sigma$$
$$+ \iint_{S_2} \overline{\overline{\tau_x}}\,d\sigma + \iint_{S_C} \overline{\overline{\tau}}\,\vec{n}\,d\sigma - \iint_{S_S} \overline{\overline{\tau_z}}\,d\sigma \qquad \text{(D-19)}$$

Soit :

$$\iint_{S_C} P\,\vec{n}\,d\sigma - \iint_{S_C} \overline{\overline{\tau}}\,\vec{n}\,d\sigma = -\rho \iint_{S_2} \left(\vec{V} - \overrightarrow{V_0}\right) \cdot V_x\,d\sigma - \iint_{S_2} \left(P - P_0\right)\vec{x}\,d\sigma + \iint_{S_S} P\,\vec{z}n\,d\sigma$$
$$+ \iint_{S_2} \overline{\overline{\tau_x}}\,d\sigma - \iint_{S_S} \overline{\overline{\tau_z}}\,d\sigma \qquad \text{(D-20)}$$

Et, en projetant sur $\vec{x}$:

$$F_x = \rho \iint_{S_2} \left(V_0 - V_x\right) \cdot V_x\,d\sigma + \iint_{S_2} \left(P_0 - P\right) d\sigma + \iint_{S_2} \sigma_{xx}\,d\sigma - \iint_{S_S} \tau_{xz}\,d\sigma \qquad \text{(D-21)}$$

La composante τ_{xz} sur le plancher de la soufflerie indiqué par la surface S_S, de la forme $\frac{\partial V_x}{\partial z}$, représente le gradient de vitesse sur le sol, soit le développement de la couche limite. En condition sur route, c'est-à-dire lorsque le véhicule se déplace dans un fluide à l'arrêt, ce gradient de vitesse est nul. En soufflerie, il existe généralement des systèmes d'aspiration de la couche limite qui permettent de s'affranchir des gradients de vitesse transversaux au sol. De même, en considérant que les variations de vitesse longitudinale (selon $\vec{x}$) sont faibles sur la surface de sortie du tube de courant S_2 (comparées aux variations de vitesse transversale), σ_{xx} devient négligeable.

Enfin, en introduisant les pressions totales $Pi_0 = P_0 + \frac{\rho}{2} V_0^2$ et $Pi = P + \frac{\rho}{2} V^2$, la relation (D-21) devient :

$$F_x = \rho \iint_{S_2} (V_0 - V_x) \cdot V_x \, d\sigma + \frac{\rho}{2} \iint_{S_2} \left(V^2 - V_0^2\right) d\sigma + \iint_{S_2} (Pi_0 - Pi) \, d\sigma \tag{D-22}$$

D.3. Relation d'Onorato

La relation d'Onorato s'obtient à partir de l'équation de la traînée F_x obtenue dans la relation (D-22) en faisant apparaître les trois composantes du vecteur vitesse $\vec{V} = V_x \vec{x} + V_y \vec{y} + V_z \vec{z}$:

$$F_x = \frac{\rho}{2} V_0^2 \left[2 \iint_{S_2} \left(\frac{V_x}{V_0} - \frac{V_x^2}{V_0^2} \right) d\sigma + \iint_{S_2} \left(\frac{V_x^2}{V_0^2} + \frac{V_y^2}{V_0^2} + \frac{V_z^2}{V_0^2} - 1 \right) d\sigma + \frac{2}{\rho V_0^2} \iint_{S_2} (Pi_0 - Pi) \, d\sigma \right] \tag{D-23}$$

$$F_x = \frac{\rho}{2} V_0^2 \left[\iint_{S_2} \left(2 \frac{V_x}{V_0} - \frac{V_x^2}{V_0^2} + \frac{V_y^2}{V_0^2} + \frac{V_z^2}{V_0^2} - 1 \right) d\sigma + \frac{2}{\rho V_0^2} \iint_{S_2} (Pi_0 - Pi) \, d\sigma \right] \tag{D-24}$$

$$F_x = \frac{\rho}{2} V_0^2 \left[\iint_{S_2} \left(\frac{V_y^2}{V_0^2} + \frac{V_z^2}{V_0^2} \right) d\sigma - \iint_{S_2} \left(1 - \frac{V_x}{V_0} \right)^2 d\sigma + \frac{2}{\rho V_0^2} \iint_{S_2} (Pi_0 - Pi) \, d\sigma \right] \tag{D-25}$$

Le sillage d'un véhicule est défini comme la région de l'écoulement perturbé par la présence de ce véhicule. Soit S la surface de sillage définie sur la Figure D-1. Sur la surface S_2 et en dehors de S, la vitesse de l'écoulement est égale à V_0, et la pression totale est égale à la pression totale de référence :

$$\begin{cases} V_x = V_0 \\ V_y = 0 \\ V_z = 0 \\ Pi = Pi_0 \end{cases}$$

La relation d'Onorato est alors donnée par l'expression suivante :

$$\boxed{F_x = \iint_S (Pi_0 - Pi) \, d\sigma + \frac{\rho}{2} V_0^2 \iint_S \left(\frac{V_y^2}{V_0^2} + \frac{V_z^2}{V_0^2} \right) d\sigma - \frac{\rho}{2} V_0^2 \iint_S \left(1 - \frac{V_x}{V_0} \right)^2 d\sigma \qquad \text{(D-26)}}$$

Annexe E - Champs de vitesse du sillage dans un plan transversal

Dans la PARTIE III – Approche Expérimentale, les mesures de vitesse du sillage dans un plan transversal situé à une distance H en aval du culot sont utilisées pour déterminer les dimensions transversales du sillage et évaluer les efforts engendrés par la rotation du fluide dans le plan de mesure et par la perte de vitesse longitudinale. Par conséquent, les mesures associées aux trois composantes V_x, V_y et V_z de la vitesse sont utilisées. Toutefois, par souci de concision, seule les champs de la norme V de la vitesse, calculée à partir des trois composantes précédemment citées, est présentée. Les mesures sont effectuées lors de l'utilisation des sorties 2, 3, 4 et 5. L'inclinaison des ailettes dans la section d'entrée, respectivement de sortie, prend les valeurs suivantes : 0°, 20° et 40°, respectivement 10° et 40°. Pour chacune des configurations, l'augmentation de traînée ΔC_x et l'augmentation de la surface transversale de sillage ΔS par rapport à la maquette fermée sont indiquées.

E.1. Sortie 2

Lorsque la sortie 2 est utilisée, le sillage transversal est peu modifié par rapport à la configuration fermée. L'influence de l'écoulement qui sort de la maquette sur l'écoulement de soubassement est toutefois visible et entraîne une diminution de vitesse dans le voisinage du plan médian y = 0 (repérée par les ellipses noires sur la Figure E-1). Les dimensions transversales du sillage augmentent alors par rapport à celle de la maquette fermée. Lorsque les ailettes de la grille de sortie sont inclinées de 40°, l'écoulement qui sort de la maquette reste plus proche de la paroi du soubassement et la zone de diminution de vitesse, cerclée de noir, est réduite. L'augmentation des dimensions transversales est alors généralement plus faible lorsque des ailettes sont inclinées de 40° dans la section de sortie.

Les champs de vitesse transversaux mettent également en évidence l'écoulement de retour de la structure torique vers le milieu du culot. Il se manifeste par une zone de vitesse plus élevée ($\sim 0{,}6 \times V_0$) et de forme circulaire. La dissymétrie du sillage, évoquée lors des mesures de pression statique au culot (voir Annexe C - Répartition de pression statique au culot de la maquette simplifiée), est retrouvée sur ces champs de mesure.

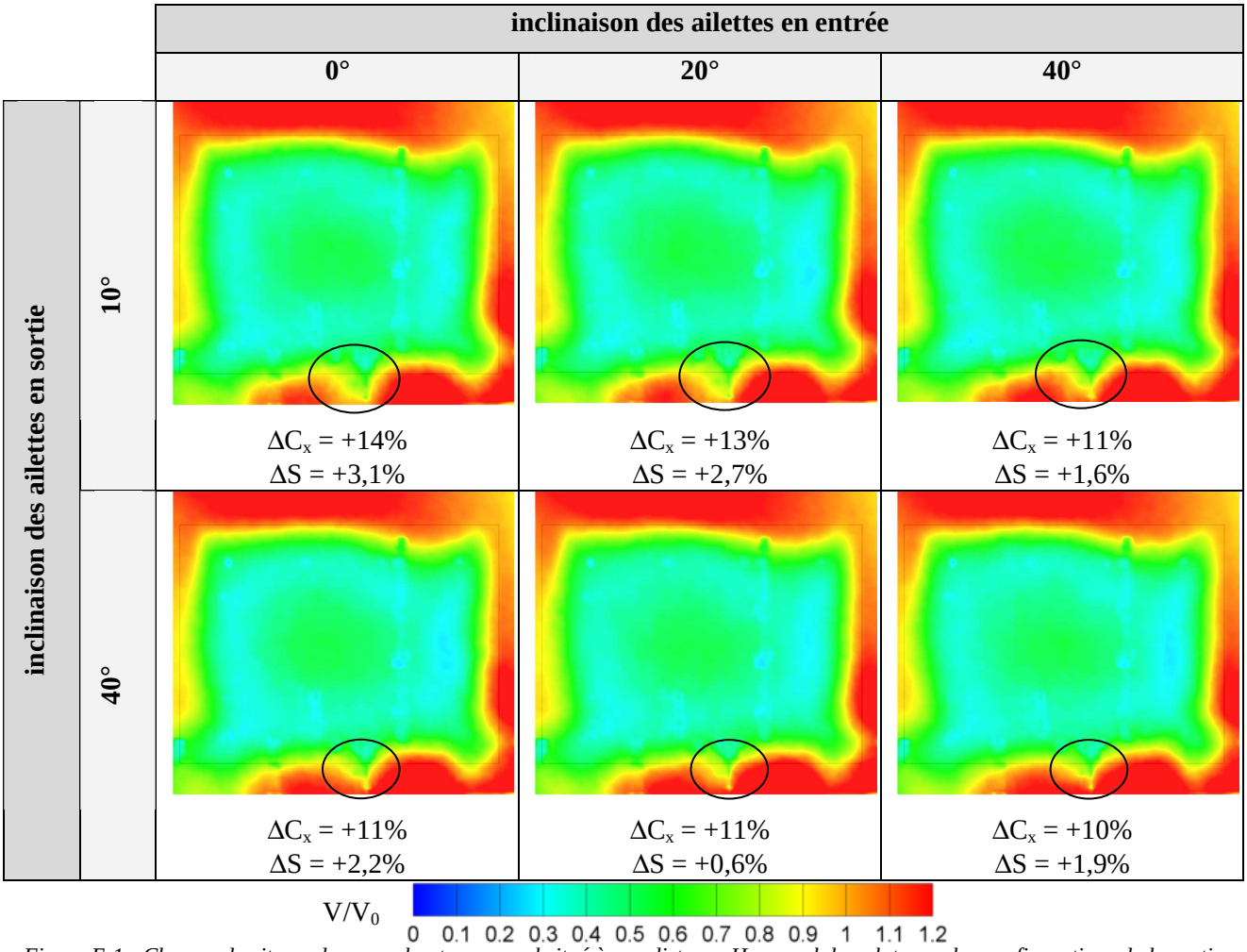


Figure E-1 : Champs de vitesse dans un plan transversal situé à une distance H en aval du culot pour les configurations de la sortie 2.

E.2. Sortie 3

Lorsque la sortie 3 est utilisé, le sillage transversal de la maquette est complètement modifié par rapport au cas où la maquette est fermée (Figure E-2). Le sillage apparaît notamment rétréci sur ses parties haute et latérales. En revanche, il s'étend vers le plateau de la soufflerie. Ces caractéristiques s'expliquent à partir de l'analyse des champs longitudinaux du sillage. Dans le plan y = 0, le sillage associé à la sortie 3 est de type plongeant et s'incline vers le sol. Les mesures de vitesse dans le plan y = 0 n'apportent en revanche aucune information pour expliquer le rétrécissement latéral du sillage transversal. La combinaison des rétrécissements et élargissement locaux de la surface transversale du sillage se traduit par une faible variation des dimensions transversales du sillage par rapport à la maquette fermée. La traînée, en revanche, augmente de manière significative.

Il apparaît également, à partir de ces champs de mesure, que l'utilisation de la sortie 3 symétrise le sillage. Seule la partie inférieure gauche des champs n'est pas symétrique, et cette caractéristique se retrouve sur la répartition de pression statique au culot (voir Annexe C - Répartition de pression statique au culot de la maquette simplifiée). L'écoulement de retour de la structure torique sur le culot de la maquette n'est pas de forme circulaire comme pour la sortie 2. La contribution de la structure basse du sillage dans cet écoulement de retour est faible et cette observation est cohérente avec la prépondérance de la structure tourbillonnaire haute du sillage observée dans le Chapitre III.4 - Visualisation de l'écoulement autour de la maquette simplifiée.

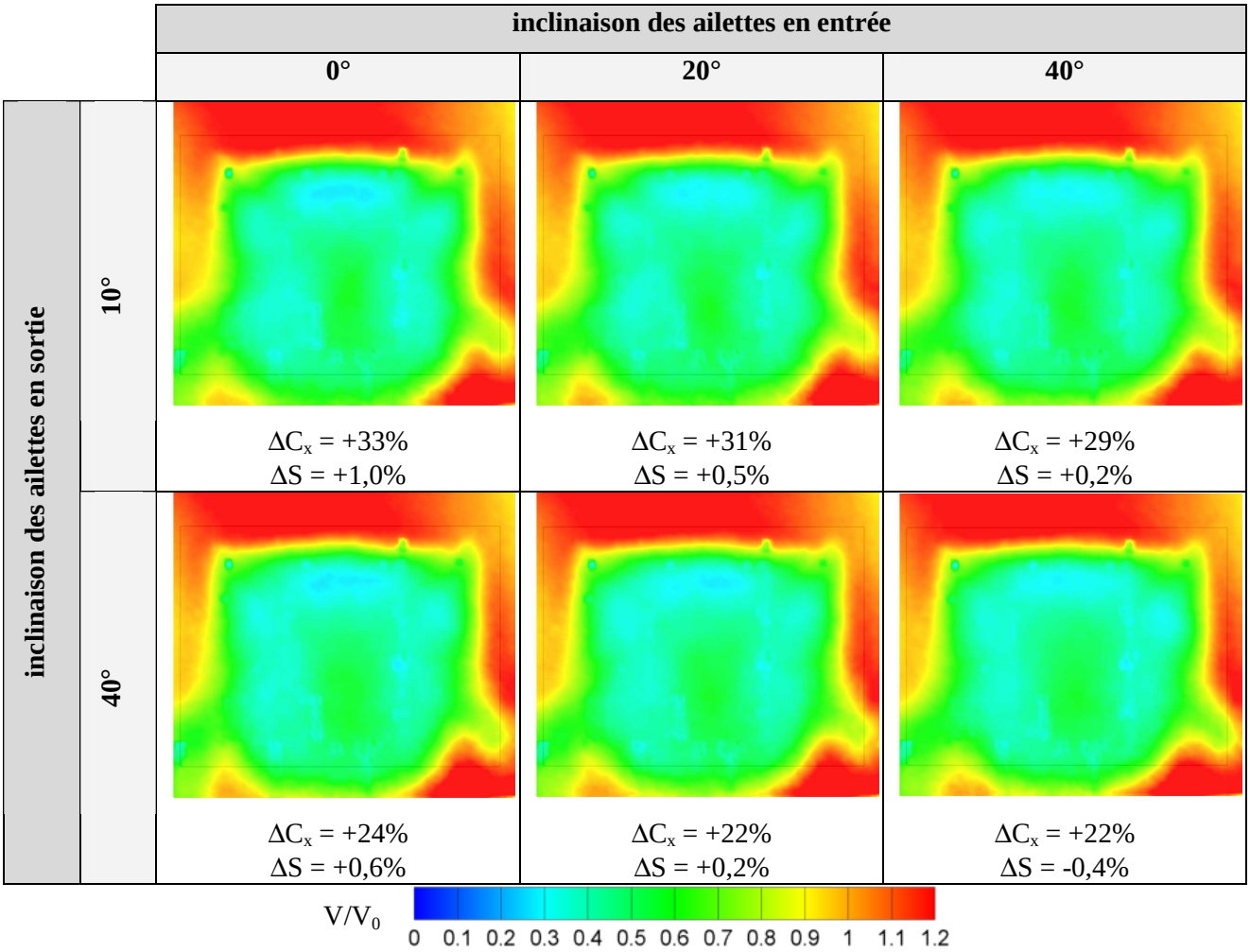


Figure E-2 : Champs de vitesse dans un plan transversal situé à une distance H en aval du culot pour les configurations de la sortie 3.

E.3. Sortie 4

Lorsque la sortie 4 est utilisée, le sillage transversal de la maquette est similaire à celui de la maquette fermée (Figure E-3). D'ailleurs, les variations des dimensions transversales ne sont pas significatives et sont comprises entre -0,2% et +0,5%. De même, l'utilisation de cette sortie engendre, avec la sortie 5, les plus faibles variations de traînée par rapport à la maquette fermée. Elles s'élèvent à +2% lorsque les ailettes de la grille de sortie sont inclinées de 10°, et à 7% en moyenne lorsque les ailettes de la grille de sortie sont inclinées de 40°.

Comme pour la maquette fermée et les configurations de la sortie 2, l'écoulement de retour de la structure torique présente une forme circulaire et il apparaît vers le milieu du culot.

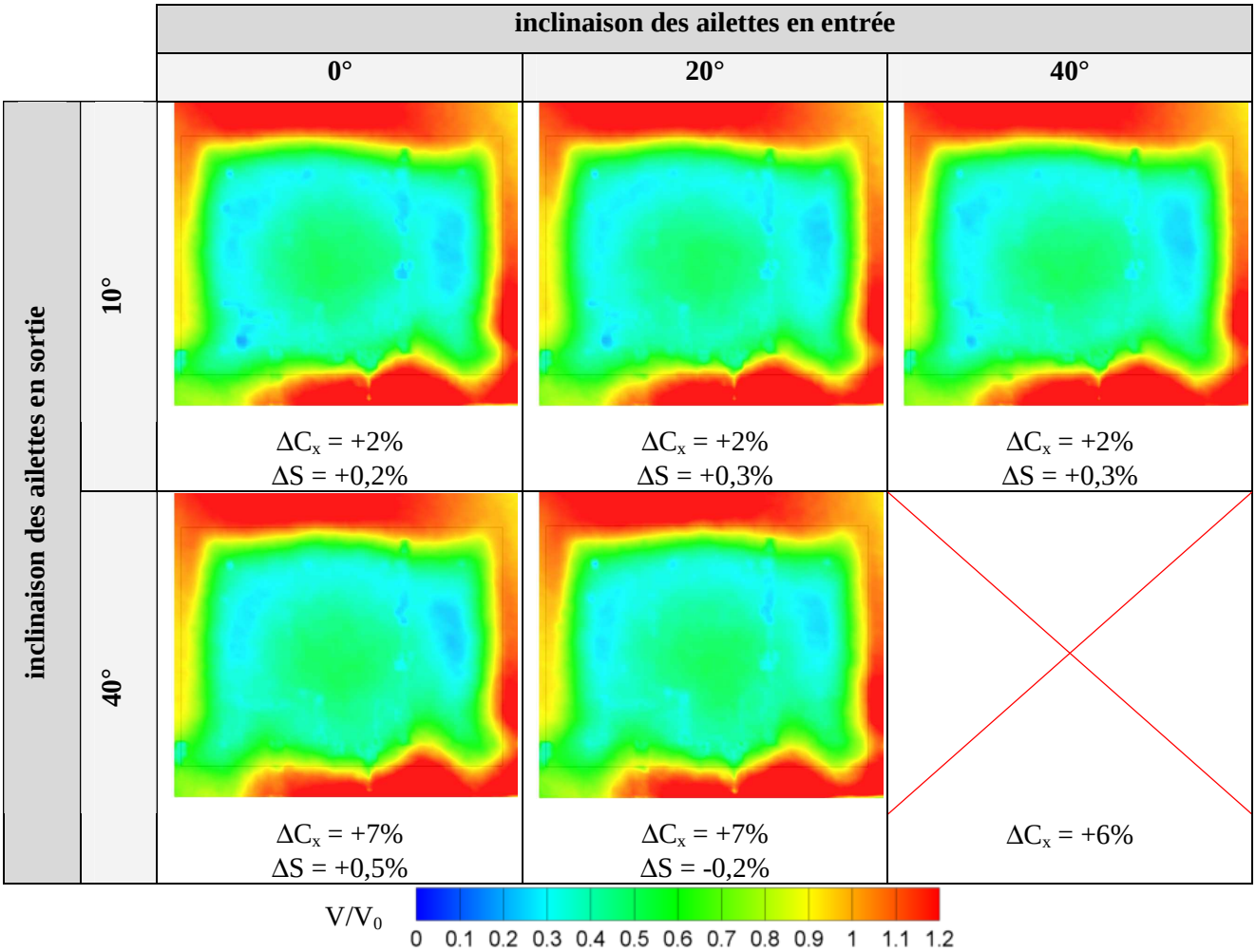


Figure E-3 : Champs de vitesse dans un plan transversal situé à une distance H en aval du culot pour les configurations de la sortie 4.

E.4. Sortie 5

L'utilisation de la sortie 5 modifie la distribution de vitesse dans le plan longitudinal par rapport à la configuration fermée de la maquette et entraîne des augmentations notables des dimensions transversales du sillage, comprises entre +7,2% et +13,9% (Figure E-4). Dans le cas où les ailettes sont inclinées de 10° dans la section de sortie, le sillage apparaît symétrisé en comparaison à la configuration fermée mais cette caractéristique n'est pas clairement retrouvée sur les mesures de pression statique au culot (voir Annexe C - Répartition de pression statique au culot de la maquette simplifiée). L'écoulement de retour de la structure torique sur le culot, de forme circulaire comme pour les sorties 2 et 4, semble en revanche de plus faible vitesse. La présence d'un jet en sortie de la maquette (voir Chapitre III.4 - section 4.2.5.) semble être à l'origine du ralentissement de cet écoulement de retour par rapport à la maquette fermée. Dans le cas où les ailettes sont inclinées de 40° dans la section de sortie, le sillage transversal redevient asymétrique, notamment sur ses parties haute et latérale. Pour cette inclinaison, l'écoulement en sortie de la maquette ne forme plus un jet, ce qui explique les différences observées avec une inclinaison de 10° en sortie.

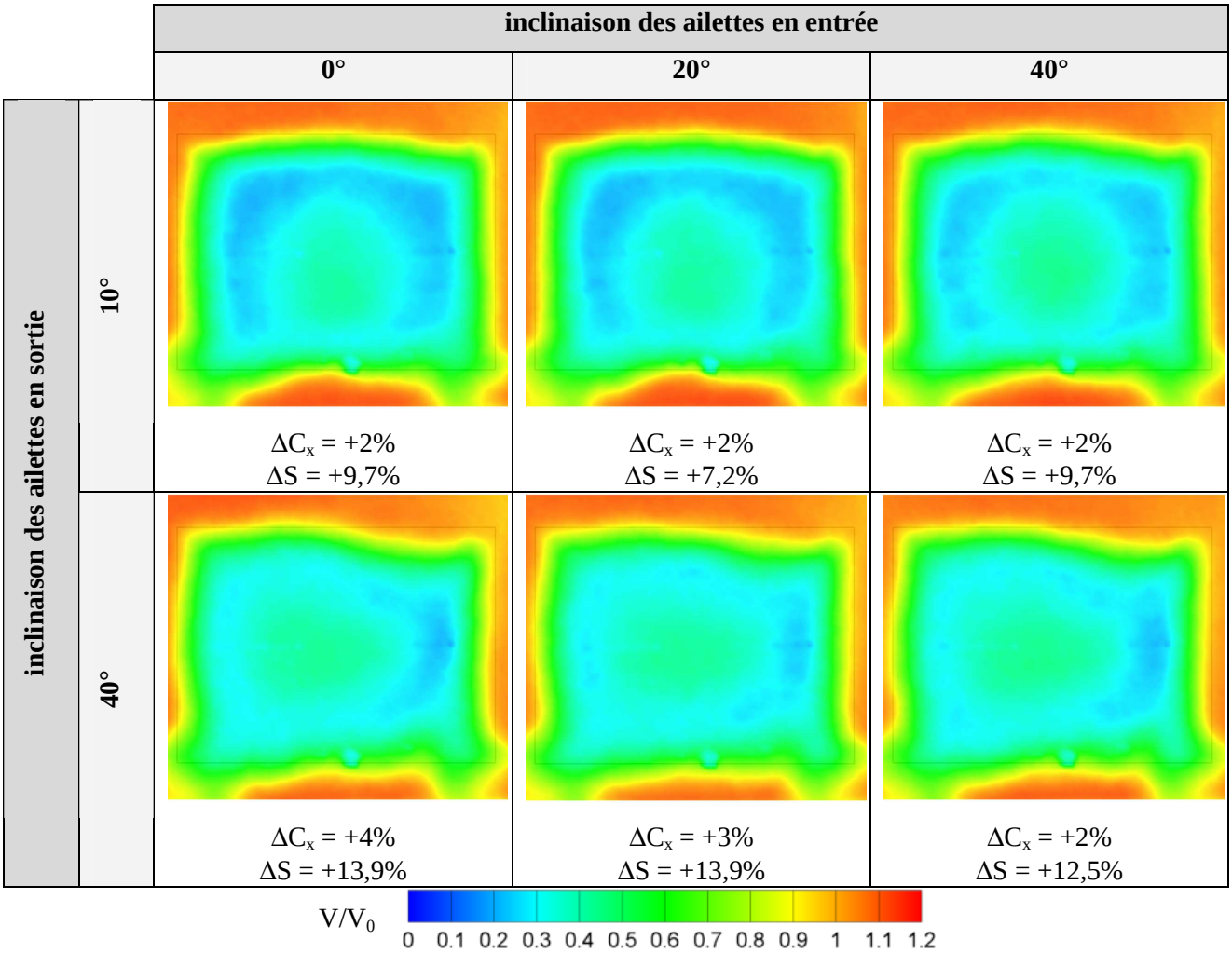


Figure E-4 : Champs de vitesse dans un plan transversal situé à une distance H en aval du culot pour les configurations de la sortie 5.

E.5. Conclusion

Les champs de vitesse du sillage, mesurés dans un plan transversal situé à une distance H en aval du culot, mettent en évidence l'influence de la position de la section de sortie du compartiment moteur sur la distribution des vitesses dans le plan de mesure. L'utilisation de la sortie 5, placée vers le milieu du culot, entraîne par exemple une redistribution complète des vitesses dans le plan transversal de mesure qui se traduit par une augmentation des dimensions transversales du sillage. Néanmoins, cette sortie engendre les variations de traînée les plus faibles par rapport à la configuration fermée. Il est alors important de ne pas tirer de conclusions hâtives, basées sur la relation d'Onorato (voir Annexe D - Mise en place de la relation d'Onorato), sur le lien entre les dimensions transversales du sillage et la valeur de la traînée aérodynamique. Ce rapprochement n'est valable que pour une distribution similaire des vitesses et de la pression totale dans le plan transversal de mesure.

Annexe F - Code de calcul

F.1. Présentation du code de calcul

La dynamique de l'écoulement d'air autour des véhicules automobiles est régie par les équations de Navier-Stokes. Ces équations, qui décrivent l'évolution de variables macroscopiques (vitesse, pression, masse volumique) caractéristiques de l'écoulement, peuvent être obtenues à partir de deux approches. La première approche consiste à écrire les bilans de conservation de la mécanique des milieux continus à l'intérieur de volumes fluides à l'échelle macroscopique. La seconde approche décrit le mouvement des particules qui constituent le fluide au niveau microscopique et repose sur l'hypothèse que la dynamique macroscopique d'un fluide résulte d'un comportement collectif des particules microscopiques. Dans ces conditions, l'évolution des particules est gouvernée par la théorie cinétique.

A l'échelle microscopique, le fluide s'apparente à un nuage de particules dont le mouvement est décrit statistiquement par l'équation de Boltzmann et les grandeurs microscopiques caractéristiques représentent des densités de particules associées à des distributions de vitesse. Les champs macroscopiques de vitesse, de pression et de température sont obtenus à partir de moyennes statistiques. Ainsi, le passage de la description microscopique (équations de Boltzmann) à la description macroscopique (équation de Navier-Stokes) est démontré analytiquement par Chapman et Cowling [CHA-70] (Figure F-1).

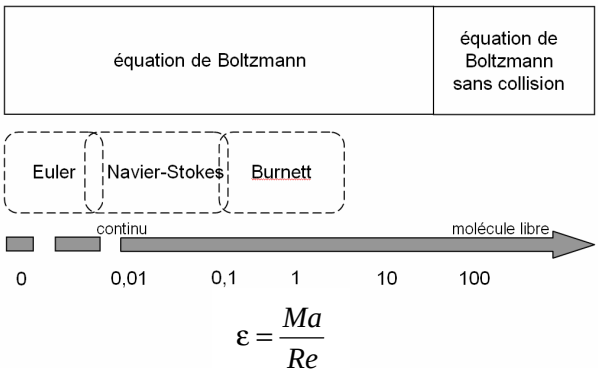


Figure F-1 : Domaines de validité des approches numériques continues et de Boltzmann en fonction du nombre de Knudsen ε.

Le code de calcul utilisé dans cette étude, PowerFLOW®, développé par la société EXA®, repose sur la résolution de l'équation de Boltzmann selon une discrétisation temporelle et spatiale de l'écoulement. Le code de calcul a largement été validé pour des applications classiques en aérodynamique automobile [RIC-02], notamment sur la géométrie du corps de Ahmed ([FAR-06], [ROU-06]).

Les développements qui suivent constituent une présentation non exhaustive des caractéristiques fondamentales du code de calcul. Les principes de la méthode Boltzmann sur réseaux (ou LBM pour Lattice Botzmann Method) sont tout d'abord exposés, puis le modèle de turbulence et de paroi utilisés dans le code sont précisés. Enfin, la gestion du maillage et des conditions aux limites est présentée.

F.2. La méthode Boltzmann sur réseaux (LBM)

Au niveau microscopique, le mouvement du fluide est associé au déplacement d'un nuage de particules dont le mouvement est décrit statistiquement par la théorie cinétique des gaz. La trajectoire de ces particules est modélisée selon deux phases. Premièrement, le volume associé au nuage de particules est discrétisé selon un réseau régulier de points de calcul. Chaque nœud du maillage ainsi défini est associé à une fonction de distribution $[f_i]_{i=1...N}$ qui représente la densité de particules se déplaçant à la vitesse $[\vec{c_i}]_{i=1...N}$. La distribution de vitesse $\vec{c_i}$ représente les N possibilités de déplacement du nuage de particules à partir du nœud de calcul considéré vers un nœud voisin. A l'issue de cette première phase de distribution, et si le fluide est suffisamment dense, des collisions entre particules peuvent se produire. Une deuxième phase, dite de redistribution, permet alors de simuler les phénomènes de choc entre particules.

Ces phases de distribution et de redistribution sont exprimées analytiquement par l'équation de Boltzmann dont la forme usuelle est la suivante :

$$f_i(\vec{x} + \vec{c_i}\,\Delta t, t + \Delta t) - f_i(\vec{x}, t) = C_i \qquad \text{(F-1)}$$

où f_i est la fonction de distribution des particules qui se déplacent dans la direction i, selon une base finie de vecteurs vitesse $\{\vec{c_i} : i=0,\ldots,N\}$, et $\vec{c_i}\,\Delta t$ et Δt sont respectivement les pas d'espace et de temps.

Le membre de droite de l'équation (F-1), C_i, est le terme de collision qui peut prendre différentes expressions et qui respecte les lois de conservations de base (conservation de la masse, de la quantité de mouvement…). L'approximation la plus simple et également la plus populaire est celle de Bhatnagar et al. [BHA-54] :

$$C_i = \frac{f_i - f_i^{eq}}{\tau_{rel}} \qquad \text{(F-2)}$$

où τ_{rel} est la constante de temps de relaxation entre l'état excité des particules avant collision et le retour à un nouvel état d'équilibre. La fonction f_i^{eq} est la fonction de distribution à l'état d'équilibre qui dépend des propriétés hydrodynamiques locales. Les quantités hydrodynamiques locales sont la densité ρ et la vitesse $\vec{u}$ du fluide qui sont obtenues par intégration :

$$\rho(\vec{x}, t) = \sum_i f_i(\vec{x}, t) \qquad \text{(F-3)}$$

$$\rho\vec{u}(\vec{x}, t) = \sum_i \vec{c_i} \cdot f_i(\vec{x}, t) \qquad \text{(F-4)}$$

Pour satisfaire l'hydrodynamique macroscopique, la fonction f_i^{eq} doit être choisie de manière à vérifier les lois de conservation et de manière à ce que les équations macroscopiques obtenues soient invariantes dans un repère galiléen. En trois dimensions, un des choix habituels est le modèle D3Q19 présenté dans la Figure F-2 avec :

$$f_i^{eq} = \rho w_i \left[1 + \frac{\vec{c_i} \cdot \vec{u}}{T} + \frac{\left(\vec{c_i} \cdot \vec{u}\right)^2}{2T^2} - \frac{\vec{u}^2}{2T} + \frac{\left(\vec{c_i} \cdot \vec{u}\right)^3}{6T^3} - \frac{\vec{c_i} \cdot \vec{u}}{2T^2} \vec{u}^2 \right] \tag{F-5}$$

où w_i est un paramètre de pondération donné par les relations suivantes :

$$w_i = \begin{cases} \frac{1}{18} \text{ dans les directions cartésiennes} \\ \frac{1}{36} \text{ dans les diagonales} \\ \frac{1}{3} \text{ pour les particules restantes} \end{cases} \tag{F-6}$$

et T est la température de lattice fixée à 1/3 pour les simulations isothermes.

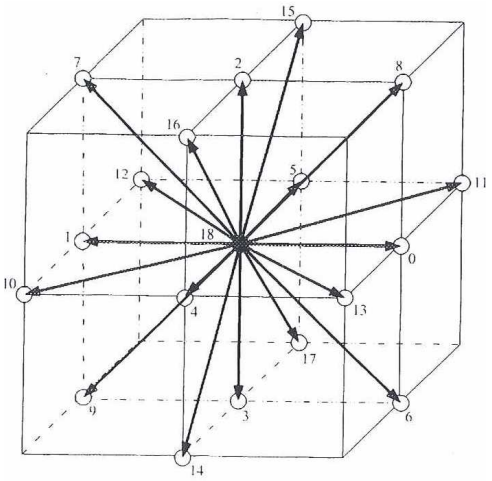


Figure F-2 : Modèle D3Q19.

L'utilisation de la LBM pour simuler un écoulement automobile à grand Reynolds ne permet pas de résoudre toutes les échelles de la turbulence. Le paragraphe qui suit présente le modèle de turbulence utilisé dans le code de calcul.

F.3. Modèle de turbulence

La dynamique des structures turbulentes, dont les dimensions caractéristiques sont inférieures à la taille locale du maillage, n'est pas modélisée par la LBM mais par un second modèle. La modélisation de la turbulence est réalisée par l'introduction d'une viscosité turbulente ν_t contenue dans l'expression suivante :

$$\nu = \nu_0 + \nu_t \tag{F-7}$$

où ν_0 représente la viscosité cinématique du fluide.

Le modèle utilisé dans le code de calcul pour déterminer la valeur de ν_t est une extension du modèle k-ε RNG [YAK-01] appliqué sur le maillage utilisé pour résoudre l'équation de Boltzmann. La discrétisation est réalisée à l'aide de différences finies du second ordre en espace (type Lax-Wendroff) et d'un schéma explicite en temps [PER-99]. Dans ce modèle, le tenseur de Reynolds est défini à partir de l'approximation de Boussinesq :

$$\tau_{ij} = 2\mu_t S_{ij} - \frac{2}{3}\rho k \delta_{ij} \tag{F-8}$$

où la viscosité turbulente ν_t est définie par :

$$\nu_t = \frac{\mu_t}{\rho} = C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \tag{F-9}$$

D'autre part, les équations pour k et ε sont données par :

$$\frac{Dk}{Dt} = \frac{\partial}{\partial x_j}\left[\left(\frac{\upsilon}{\sigma_{k0}} + \frac{\upsilon_t}{\sigma_{kt}}\right)\frac{\partial k}{\partial x_j}\right] + \upsilon_t |S|^2 - \varepsilon \tag{F-10}$$

$$\frac{D\varepsilon}{Dt} = \frac{\partial}{\partial x_j}\left[\left(\frac{\upsilon}{\sigma_{\varepsilon 0}} + \frac{\upsilon_t}{\sigma_{\varepsilon t}}\right)\frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j}\right] + C_{\varepsilon 1}\upsilon_t \frac{\varepsilon}{k}|S|^2 - \left[C_{\varepsilon 2} + f_{RNG} C_\mu \frac{\eta^3(1-\eta/\eta_0)}{1+\beta\eta^3}\right]\frac{\varepsilon^2}{k} \tag{F-11}$$

où l'expression de η est donnée par :

$$\eta = \frac{|S|k}{\varepsilon} + \frac{|\omega|k}{\varepsilon} + \frac{\Omega k}{\varepsilon} \tag{F-12}$$

Avec S le tenseur des déformations, ω la norme de la vorticité et Ω l'hélicité définie comme le produit scalaire du vecteur vitesse local et de la vorticité. Les valeurs des constantes de fermeture du modèle sont regroupées dans le Tableau F-1.

C_μ=0,085	$C_{\varepsilon 1}$=1,42	$C_{\varepsilon 2}$=1,92	σ_{k0}=1	$\sigma_{\varepsilon 0}$=1
σ_{kt}=1	$\sigma_{\varepsilon t}$=0,719	η_0=4,38	β=0,012	f_{RNG}=1

Tableau F-1 : Valeurs des constantes de fermeture du modèle numérique [YAK-01].

F.4. Modèle de paroi

Dans la couche limite, l'évolution du profil de vitesse u_t parallèle à la tangente locale à la surface est modélisée à partir de la loi logarithmique donnée par [YAK-01] :

$$u^+ = \frac{u_t}{u_*} = \frac{1}{\kappa}\ln\left(\frac{y^+}{\xi}\right) + B \tag{F-13}$$

où u_* représente la vitesse de frottement, κ la constante de Von Karman égale à 0,4, B une constante égale à 5 et y^+ définie par :

$$y^+ = \frac{y_s u_*}{\upsilon} \tag{F-14}$$

avec y_s la distance à la paroi.

ξ est une fonction corrective qui prend en compte les effets du gradient longitudinal (direction x) de pression dans la couche limite telle que :

$$\xi = 1 + \alpha\left(\frac{1}{h_c}\frac{\partial P}{\partial x}\right)^\beta \tag{F-15}$$

où α et β sont des constantes empiriques, propriétés intellectuelles de la société EXA® et h_c un paramètre homogène à un gradient de pression et défini par :

$$h_c = \frac{\rho_c V_c^2}{L_c} \tag{F-16}$$

où L_c, ρ_c et V_c représentent respectivement la longueur, la densité et la vitesse caractéristiques du cas étudié, et sont définis par l'utilisateur.

En pratique, la vitesse u_t s'obtient par extrapolation des distributions de vitesse au voisinage de la paroi relevées à la fin de la deuxième étape de la LBM. Le coefficient local de frottement à la paroi $C_f^{'}$, défini par :

$$C_f^{'} = \frac{\tau_p}{\rho u_t^2/2} = \frac{\rho u_*^2}{\rho u_t^2/2} \tag{F-17}$$

est alors imposé, à chaque pas de calcul, comme condition de paroi après avoir résolu le système d'équations (F-13) et (F-17) à deux inconnues $C_f^{'}$ et u_*. Ainsi, l'implémentation du modèle de proche paroi ne se fait pas classiquement par le contrôle de la vitesse u_t mais par le contrôle du coefficient local de frottement à la paroi $C_f^{'}$.

Concernant les valeurs des grandeurs caractéristiques de la turbulence k et ε en proche paroi, un modèle algébrique est implémenté au niveau du premier nœud de calcul au-dessus de la surface tel que :

$$k^+ = \frac{k}{u_*^2} = \frac{1}{\sqrt{C_\mu}} - e^{-0,1y^+}\left(\frac{1}{C_\mu} + 0,29y^+\right) \tag{F-18}$$

$$\varepsilon^+ = \frac{\varepsilon\upsilon_0}{u_*^4} = 0,04y^+ - 0,0033y^{+2} + 1,04.10^{-4}\,y^{+3} - 1,14.10^{-6}\,y^{+4} \tag{F-19}$$

La validité du modèle de paroi constitué des équations (F-13) à (F-19) n'est assurée que pour y^+ compris entre 10 et 300, qui correspondent à la région caractéristique de la zone logarithmique dans la couche limite (préconisations PowerFLOW®).

F.5. Maillage et Conditions aux limites

F.5.1. Maillage

L'équation (F-1) de la méthode Boltzmann sur réseaux est définie à partir d'un maillage volumique cartésien uniforme (cubique). La densité du maillage volumique évolue par domaines parallélépipédiques et diminue lorsque la distance à la paroi augmente. Dans ces domaines, le maillage volumique est cartésien, uniforme et la résolution est divisée par deux à chaque changement de domaine. Les domaines de forte résolution doivent, de manière classique, se situer au voisinage des parois et des régions où apparaissent des gradients de pression ou de vitesse importants. En pratique, l'utilisateur définit la taille et la position des domaines ainsi que la valeur de la résolution la plus fine.

Dans ces conditions, la vitesse du son c_s est définie, dans chaque domaine, par les relations suivantes [CHE-98] :

$$c_s = \sqrt{\frac{D+2}{D}\overline{T}}\,\frac{\left|\vec{c_i}\Delta t\right|}{\Delta t} \tag{F-20}$$

où D représente le degré de liberté des particules, égal à 4, $\left|\vec{c_i}\Delta t\right|$ la taille des mailles cubiques et Δt le pas de temps dans le domaine considéré. En pratique, c_s est une caractéristique fixée du fluide indépendante de la discrétisation spatio-temporelle de l'écoulement. Ainsi, pour $\left|\vec{c_i}\Delta t\right|$ connu et imposé par l'utilisateur, le pas de temps de calcul Δt est déterminé dans chaque domaine et le nombre CFL qui caractérise la discrétisation spatio-temporelle est donné par :

$$CFL = c_s\frac{\Delta t}{\left|\vec{c_i}\Delta t\right|} = \sqrt{\frac{D+2}{D}\overline{T}} \approx 0,794 \tag{F-21}$$

Le pas de temps Δt, directement proportionnel au pas d'espace $\left|\vec{c_i}\Delta t\right|$, est ainsi multiplié par deux à chaque changement de domaine en s'éloignant des régions de plus fine résolution. Cette méthode possède deux avantages : réduire le nombre de mailles de calcul et diminuer le nombre d'itérations dans les zones éloignées de la paroi.

F.5.2. Conditions aux limites

Les conditions aux limites d'entrée et de sortie du domaine de simulation sont définies à partir des variables macroscopiques telles que la pression ou la vitesse et sont implémentées dans la méthode Boltzmann sur réseaux à l'aide des relations (F-3) et (F-4) exprimées à l'état d'équilibre ($f_i = f_i^{eq}$).

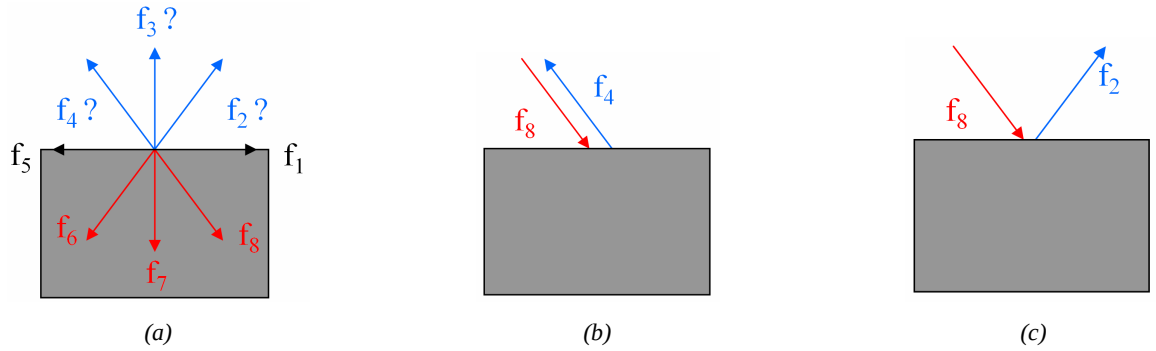


Figure F-3 : (a) Schématisation des fonctions de distribution des particules au niveau d'une paroi pour un modèle de distribution bidimensionnelle. (b) Exemple du rebond total arrière. (c) Exemple de la réflexion spéculaire.

Au niveau des parois de la géométrie étudiée, le problème des conditions aux limites consiste à évaluer les fonctions de distribution qui entrent dans le domaine de calcul (fonctions f_2, f_3 et f_4 inconnues, Figure F-3 (a)) à partir des fonctions de distribution qui sortent du domaine de calcul (fonctions f_6, f_7 et f_8 connues, Figure F-3 (a)). Deux cas sont alors distingués :

- Condition de paroi non glissante : la particule qui entre en collision avec la paroi est renvoyée dans le domaine de calcul selon une condition de rebond total arrière imposée par les relations suivantes (Figure F-3 (b)) :

$$\begin{cases} f_2 = f_6 \\ f_3 = f_7 \\ f_4 = f_8 \end{cases} \tag{F-22}$$

- Condition de paroi glissante : la particule qui entre en collision avec la paroi est renvoyée dans le domaine de calcul selon une condition de réflexion spéculaire imposée par les relations suivantes (Figure F-3 (c)) :

$$\begin{cases} f_2 = f_8 \\ f_3 = f_7 \\ f_4 = f_6 \end{cases} \tag{F-23}$$

Les relations (F-22) et (F-23) ne sont cependant valables que si les nœuds du maillage volumique définis dans les domaines de plus fine résolution coïncident avec la paroi de la géométrie étudiée. Dans le cas contraire, pour des géométries complexes ou courbes par exemple, une méthode volumique basée sur la conservation des flux de masse au voisinage de la paroi est proposée pour adapter les expressions (F-22) et (F-23). Les détails de cette méthode sont donnés par Chen et al. [CHE-98].

BIBLIOGRAPHIE

A

[ACEA] Association des Constructeurs Européens d'Automobiles : www.acea.be

[AHM-84] AHMED, S. R., RAMM, G., FALTIN, G., Some salient features of the time-averaged ground vehicle wake, SAE technical Paper Series 840300, Detroit, Michigan, 1984.

[ALA-07] ALAJBEGOVIC, A., XU, B., KONSTANTINOV, A., AMODEO, J., JANSEN, W., Simulation of Cooling Airflow under Different Driving Conditions, SAE Technical Paper Series 2007-01-0766, 2007 World Congress, Detroit, Michigan, 2007.

[AND-98] ANDRA, R., KUMAR, K., HYTOPOULOS, E., SUN, R. L., The Effect of Boundary and Geometry Simplification on the Numerical Simulation of Front-End Cooling, SAE Technical Paper Series 980395, International Congress and Exposition, Detroit, Michigan, 1998.

[AOK-90] AOKI, K., HANAOKA, Y., HARA, M., Numerical Simulation of Three Dimensional Engine Compartment Air Flow in FWD Vehicles, SAE Technical Paper Series 900086, International Congress and Exposition, Detroit, Michigan, 1990.

B

[BAR-00] BARNARD, R H, Theoretical and experimental investigation of the aerodynamic drag due to automotive cooling systems, IMechE 2000, Proc Instn Mech Engrs Vol 214 Part D p. 919-927, 2000.

[BHA-54] BHATNAGAR, P., GROSS, E., KROOK, M., A model for collision processes in gases. Small amplitude processes in charged and neutral one-component system. Phy. Rev. 94, p. 511-525, 1954..

[BUC-85] BUCHHEIM, R., The control of aerodynamic parameters influencing vehicle dynamics, SAE Paper 850279, Detroit, 1985.

[BUC-81] BUCHHEIM, R., DEUTENBACH, K.-R., LUCKOFF, H.-J., Necessity and Premises for Reducing the Aerodynamic Drag of Future Passenger Cars, SAE Paper 810185, 1981.

C

[CAR-83] CARR, G., W., Potential for Aerodynamic Drag Reduction in Car Design, Int. Journal of Vehicle Design, SP3, p. 44-56, 1983.

[CAR-95] CARR, G. W., The Influence of Engine Cooling Airflow on Car Performance and Stability, C496/079/95, IMechE 1995, p. 491-498, 1995.

[CCFA] Comité des Constructeurs Français d'Automobiles : www.ccfa.fr

[CHA-70] CHAPMAN, S., COWMING, T. G., The mathematical theory of non-uniform gases, Cambridge University Press, 1970.

[CHE-98] CHEN, H., TEIXERA, C., MOLVING, K., Realization of fluid boundary condition via discrete Boltzmann dynamics, Int. J. Modern Phys. C, Vol.9, p. 1281-1292, 1998.

[CHO-98] CHOMETON, F., GILLIERON, P., Assessment of Engine Cooling Performance by Measurement of Cooling Airflow Drag in Aerodynamic Wind Tunnels, SAE Technical Paper Series 980428, International Congress and Exposition, Detroit, Michigan, 1998.

[CHO-96] CHOMETON, F., GILLIERON, P., Modélisation des écoulements tridimensionnels décollés autour des véhicules automobiles à l'aide d'un modèle à zéro-dimension, S.I.A. 96.09.11, Journées d'Etudes Aérodynamique - Aéroacoustique - Aérothermique automobile et ferroviaire, Courbevoie, 5 et 6 Novembre 1996.

[CHR-10] CHRISTOFFERSEN, L., LOFDAHL, L, JONSON, A., Interference between Engine Bay Flow and External Aerodynamics of Road Vehicles, SAE International, 2010-01-0288.

[COS-02] COSTA, E. A., PINTO, M. G., Cooling and Airflow Management Development for Trucks Considering Pass-by-Noise, SAE Technical Paper Series 2002-01-2226, International Body Engineering Conference & Exhibition and Automotive & Transportation Technology Conference, Paris, France, 2002.

D

[DEP-09] DEPEYRAS, D., Contrôles actifs et passifs appliqués à l'aérodynamique automobile, 222 p., Thèse : Mathématiques appliquées et Calcul scientifique : Bordeaux I : 2009.

[DUE-99] DUELL, E., G., GEORGE, A., R., Experimental study of a ground vehicle body unsteady near wake, SAE Paper 1999-01-0812, Detroit, Michigan, 1999.

E

[ECO] EcoTest, The Automotive Environmental Rating Programme, www.ecotest.eu.

[EGE-96] EGEE, P., GILLIERON, P., DEMOULIN, M., Modélisation des écoulements aérodynamiques sous capot, S.I.A. 96.09.15, Journées d'Etudes Aérodynamique - Aéroacoustique - Aérothermique automobile et ferroviaire, Courbevoie, 5 et 6 Novembre 1996.

F

[FAR-06] FARES, E., Unsteady flow simulation of the Ahmed reference body using the lattice Boltzmann approach, Computers & Fluids, Vol. 35, p. 940-950, 2006.

G

[GIL-05] GILLIERON, P., LEVALLOIS-GOY, E., Contribution de l'aérodynamique au développement durable et sécuritaire dans l'automobile, Mécanique & Industries 6, p. 567-574, 2005.

[GIL-01] GILLIERON, P., CHOMETON, F., Reduction of Cooling Air Drag of Road Vehicles : An Analytical Approach, SAE 2001-01-1266, 2001.

[GIL-00] GILLIERON, P., Analyse, modélisation et typologie des écoulements de culot dans l'automobile, AAAF – 36ème Colloque d'Aérodynamique Appliquée, 20-22 Mars 2000.

[GIL-99] GILLIERON, P., SAMUEL, S., CHOMETON, F., Potential of CFD in Analysis Under-Bonnet Airflow Phenomena, SAE 1999-01-0802, 1999.

H

[HUC-78] HUCHO, W.-H., The Aerodynamic Drag of Cars – Current Understanding, Unresolved Problems and Future Potential, in SOVRAN, G., MOREL, T., MASON, W. T. [eds], Aerodynamic Drag Mechanisms of Bluff Bodies and Road Vehicles, Plenum Press, New York, p. 7-44, 1978.

I

[IDE-86] IDEL'CIK, I.E., Mémento des pertes de charge. Coefficients de pertes de charge singulières et de pertes de charge par frottement, Ed. Eyrolles, ISSN 0399-4198, 1986.

[IVA-05] IVANIC, T., GILLIERON, P., Reduction of the Aerodynamic Drag Due to Cooling Systems: An Analytical and Experimental Approach, SAE Technical Paper Series 2005-01-1017, World Congress, Detroit, Michigan, 2005.

J

[JAM-04] JAMA, H., WATKINS, S., DIXON, C., NG, E., Airflow Distribution through the Radiator of a Typical Australian Passenger Car, 15th Australasian Fluid Mechanics Conference, Sydney Australia, 2004.

K

[KAW-88] KAWASHIMA, K., FUJII, B., Front-End Airflow Rate Simulation, SAE Technical Paper Series 881748, Passenger Car Meeting and Exposition, Dearborn, Michigan, 1988.

[KUT-08] KUTHADA, T., WIEDEMANN, J., Investigations in a Cooling Air Flow System under the Influence of Road Simulation, SAE Technical Paper Series 2008-01-0796, 2008 World Congress, Detroit Michigan, April 14-17, 2008.

[KRA-03] KRAJNOVIC, S., DAVIDSON, L., Numerical study of the flow around the bus-shaped body, ASME Journal of Fluid Engineering, 125, p. 500-509, 2003.

L

[LAI-10] LAI, C.-G., KOHAMA, Y., OBAYASHI, S., SHINKYU, J., Investigation of Aerodynamic Performance due to the Interaction between the Rear Diffuser Angle and the Cooling Airflow Outlet, SAE International, 2010-01-0290.

[LEC-06] LECLERC, C., LEVALLOIS, E., GILLIERON, P., KOURTA, A., Aerodynamic Drag Reduction by Synthetic Jet: a 2D Numerical Study Around a Simplified Car, 3rd AIAA Flow Control Conference, AIAA paper n°54555-06, San Fransisco, California, 5-8th June 2006.

[LEH-06-a] LEHUGEUR, B., GILLIERON, P., Caractérisation et Contrôle Actif des Tourbillons Longitudinaux de Montant de Pare-brise, Note de synthèse n° 64260/2006/1014, interne Renault.

[LEH-06-b] LEHUGEUR, B., GILLIERON, P., IVANIC, T., Contribution de l'éclatement tourbillonnaire à la réduction de la traînée des véhicules automobiles : approche numérique, Compte-Rendu de l'Académie des Sciences (CRAS), Elsevier Ed., 334 (2006), p. 368-372, avril 2006.

M

[MAR-02] MARTIN, D. L., Adaptation of Traditional Cooling Airflow Management to Advanced Technology Vehicles, SAE 2002-01-1968, 2002.

[MEN-78] MENARD., M., Cours de Mécanique des Fluides, Conservatoire National des Arts & Métiers, Paris, 1978.

O

[OHS-97] OHSHIMA, T., HAMATANI, K., NINOYU, M., NAKAGAWA, K., Influence of the cooling air flow outlet on the aerodynamic characteristics, SAE of Japan, JSAE Review 19 (1998), p. 137-142, 1997.

[ONO-92] ONO, K., HIMENO, R., FUJITANI, K., UEMATSU, Y., Simultaneous Computation of the External Flow around a Car Body and the Internal Flow through its Engine Compartment, SAE Technical Paper Series 920342, International Congress and Exposition, Detroit, Michigan, 1992.

[ONO-84] ONORATO, M., COSTELLI, A. F., GARONNE, A., Drag measurement through wake analysis, SAE International Congress and Exposition, SP6569, p.85-93, Detroit, Michigan, 1984.

P

[PER-99] PERVAIZ, M., TEIXERA, M., Two equation turbulence modeling with the lattice Boltzmann method, proceeding of ASME PVP Division Conference, 2nd International Symposium on Computational Technologies for Fluid/Thermal & Chemical Systems with Industrial Applications, Boston, 1999.

[POW-06] PowerFlow User's Guide, Release 4.0, Exa Corporation, Boston, Massachusetts, 2006.

R

[REN-07] RENAULT, Direction de la Communication, Communiqué de Presse, A l'occasion du Challenge Bibendum Michelin, Renault présente Logan « Renault ECO2 » concept, véhicule écologique et économique, 1er octobre 2007.

[RIC-02] RICOT, D., Simulation numérique d'un écoulement affleurant une cavité par la méthode Boltzmann sur réseau et application au toit ouvrant de véhicules automobiles, Thèse : Mécanique des fluides et Acoustique : Lyon, 2002.

[ROU-06] ROUMEAS, M., Contribution à l'analyse et au contrôle des sillages de corps épais par aspiration ou soufflage continu, 221 p., Thèse : Dynamique des fluides : Toulouse : 2006.

S

[SAN-83] SANTER, R., M., GLEASON, M., E., The Aerodynamic Development of the Probe IV Advanced Concept Vehicle, SAE 831000, Passenger Car Meeting, Dearborn, Michigan, June 6-9, 1983.

[SIN-07] SINGH, R., SHEN, F., CFD-based Robust Optimization of Front-end Cooling Airflow, SAE Technical Paper Series 2007-01-0105, World Congress, Detroit, Michigan, 2007.

T

[TAI-07] TAI, C. H., CHENG, C. G., LIAO, C. Y., A Practical and Simplified Airflow Simulation to Assess Underhood Cooling Performance, SAE Technical Paper Series 2007-01-1402, World Congress, Detroit, Michigan, 2007.

[TOT-65] TOTI, G., Aerodynamic effects on vehicle moving in stationary air and their influence on stability and steering control, SAE Paper 948D, Detroit, 1965.

W

[WEB-08] WEBER-ROZENBAUM, R., BOUCINHA, V., Comparaison de l'efficacité de différents actionneurs sur la traînée d'un corps de Ahmed échelle 0,7 – Actionneurs de l'Institut PRISME", Rapport du benchmark CNRT-R2A, 2008.

[WIL-03] WILLIAMS, J., Aerodynamic Drag of Engine-Cooling Airflow with External Interference, SAE 2003-01-0996, 2003.

[WIL-02] WILLIAMS, J., KARANTH, D., OLER, W., Cooling Inlet Aerodynamic Performance and System Resistance, SAE 2002-01-0256, 2002.

[WIL-98] WILLIAMS, J., VEMAGANTI, G., CFD Quality – A Calibration Study for Front-End Cooling Airflow, SAE 980039, 1998.

[WIL-91] WILLIAMS, J. E., OLER, J. W., HACKETT, J. E., HAMMAR, L., Water Flow Simulation of Automotive Underhood Airflow Phenomena, SAE 910307, 1991.

[WIL-85] WILLIAMS, J., An automotive Front-End Design Approach for Improved Aerodynamics and Cooling, SAE Technical Paper Series 850281, International Congress & Exposition, Detroit, Michigan, 1985.

[WIN-93] WINDSOR, S., C., LEGOOD, G., M., The influence of aerodynamic lift on high speed stability of passenger cars, Autotech'93, C462/24/214 (Institution of Mechanical Engineers), Birmingham, 1993.

Y

[YAK-01] YAKHOT, V., CHEN, H., STAROSELKY, I., QIAN, Y., H., KANDASAME, R., MALLICK, S., ALEXANDER, C., A new approach to modeling strongly non-equilibrium time-dependent turbulent flows, EXA International Publication, 2001.

Marion D'HONDT

Etude théorique, expérimentale et numérique de l'écoulement de refroidissement et de ses effets sur l'aérodynamique automobile

Résumé :

L'écoulement de refroidissement, qui pénètre par les entrées d'air sous le capot des véhicules automobiles, est étudié à partir de trois approches complémentaires : les approches théorique, expérimentale et numérique. Ces trois approches s'appuient sur une maquette simplifiée à culot droit basée sur le corps de Ahmed et équipée d'un compartiment moteur. Les mesures expérimentales montrent que placer la sortie du compartiment moteur au culot de la maquette est plus favorable à une faible traînée de refroidissement qu'une sortie placée au niveau du soubassement. La contribution de la traînée de refroidissement dans la traînée totale peut ainsi varier de 2% à 24%. Les simulations numériques donnent elles accès au débit de refroidissement. Pour les configurations étudiées, les sorties au culot sont là encore les plus favorables puisqu'elles fournissent les débits les plus importants à travers le milieu poreux modélisant un échangeur aérothermique. Par ailleurs, la mise en place d'étanchéités de part et d'autre de l'échangeur améliore significativement le débit de refroidissement où une augmentation d'environ 45% est obtenue. La mise en place d'un modèle analytique permet de relier la traînée et le débit de refroidissement à partir d'une analogie entre les circuits électriques et les écoulements fluides. Il est alors possible de prévoir le sens d'évolution du débit de refroidissement, donc de la performance des échangeurs aérothermiques, à partir d'une modification géométrique interne au compartiment moteur.

Mots clés : Compartiment moteur, Traînée de refroidissement, Débit de refroidissement

Theoretical, experimental and numerical study of the cooling airflow and its effects on the aerodynamics of road vehicles

Summary:

The cooling airflow, which flows through the underhood of motor vehicles from the inlet sections, is studied by means of three complementary approaches: the theoretical, experimental and numerical approaches. The three approaches use a simplified geometry with a blunt rear end, based on the Ahmed body, and equipped with an engine compartment. The experimental measurements show that locating the outlet section of the engine compartment at the base of the geometry favors low cooling drag values compared to an outlet section located in the underbody. The variation of the cooling drag contribution in the total drag is between 2% and 24%, as a function of the location of the outlet. As for the numerical simulations, they provide the cooling flow rates. For the studied configurations, rear end outlets are again the most favorable since they provide the highest flow rates through the porous media that simulates a heat exchanger. Besides, the implementation of sealing above and below the porous media significantly increases the cooling flow rate by 45%. An analytical model, based on the analogy between electrical circuits and fluid flows, connects the aerodynamic drag with the cooling flow rate. It is then possible to predict the evolution trend of the cooling flow rate, hence the heat exchangers efficiency, from a geometrical modification inside the engine compartment.

Keywords: Engine Compartment, Cooling drag, Cooling airflow

Institut PRISME

8 rue Léonard de Vinci

45072 Orléans Cedex 2