

# Contrôle sans modèle de la bi-stabilité de sillage d'un corps d'Ahmed.

**B. Plumejeau<sup>a,b</sup>, M. Lippert<sup>a</sup>, L. Keirsbulck<sup>a</sup>, S. Delprat<sup>a</sup>, W. Abassi<sup>b</sup>**

a. Univ. Polytechnique Hauts-de-France, CNRS - UMR 8201-LAMIH, F-59313 Valenciennes, France

b. IPSA, Institut polytechnique des sciences Avancées, F-94200 Ivry sur Seine, France

## Résumé :

*Comme il est admis dans la littérature, l'écoulement autour d'un corps épais rectangulaire peut induire, sous certaines conditions, un comportement bi-stable (asymétrie de sillage). Cette bi-stabilité apparaît à partir d'un nombre de Reynolds critique et dépend fortement de la hauteur de garde au sol ( $g$ ). Le corps d'Ahmed considéré dans cette étude a un rapport d'aspect largeur/hauteur ( $w/h$ ) de 1,346. Des mesures de vitesses (PIV, dans les plans horizontaux et verticaux) ainsi que de pression et de forces (dérive et traînée) ont été menées en vue de caractériser et de contrôler l'asymétrie du sillage. Dans un premier temps, différents nombres de Reynolds ( $Re_h = U_\infty \cdot h/\nu$ ) et hauteurs de garde au sol ( $g^* = g/w$ ) ont été étudiés et ont permis de définir les paramètres critiques associés à l'apparition du phénomène de bi-stabilité. Dans un second temps, une nouvelle approche de contrôle actif d'écoulement (couteaux d'air latéraux de culot) basée sur une méthode algébrique couplée à un observateur linéaire, est mise en œuvre en vue de symétriser le sillage, d'une configuration bi-stable ( $g^* = 0.154$  et  $Re_h = 2.86 \times 10^5$ ). Les premiers résultats mettent en avant une réduction de traînée de 2.5% par la symétrisation du sillage.*

## Abstract :

*As now clearly admitted in the literature, the instantaneous flow past rectangular blunt body can induce, under certain conditions, a bistable behaviour (wake asymmetry). This bistability appears beyond a critical Reynolds number and strongly depends on the ground clearance ( $g$ ). Ahmed body considered in this study has a width/height aspect ratio ( $w/h$ ) of 1.346. Measurements of velocity (PIV, in the horizontal and vertical planes) as well as pressures and forces (drift and drag) measurements were made to characterize and control the wake asymmetry. In a first time, different Reynolds numbers ( $Re_h = U_\infty \cdot h/\nu$ ) and ground clearances ( $g^* = g/h$ ) are analysed and allowed to define the critical parameter values likely to cause the bistable phenomenon. Second, a new approach of active flow control (lateral pulsed jet airknife) based on an algebraic method coupled to a linear observer is implemented in order to symmetrize the wake of a bi-stable configuration ( $g^* = 0.154$  and  $Re_h = 2.86 \times 10^5$ ). First results show a drag reduction of 2.5% according to the symetrisation.*

**Mots clefs : Corps d'Ahmed, bi-stabilité, méthode algébrique, contrôle actif d'écoulement**

## 1 Introduction

L'augmentation des prix du carburant couplée à la raréfaction des ressources fossiles impose de réduire la consommation des véhicules. Celle-ci est fortement dépendante de la traînée aérodynamique induite par la différence de pression entre l'amont et l'aval du véhicule, particulièrement pour des vitesses supérieures à 60 km/h. Dans ce cadre, le contrôle actif d'écoulements est une des approches envisageable pour réduire la traînée et par conséquent la consommation de carburant. Historiquement, les travaux de *Ahmed et al.[1]* sur une représentation générique et simplifiée de modèle automobile, mettent en avant les caractéristiques dynamiques d'écoulement principales et fournit un contexte académique d'étude. Par la suite, des études expérimentales (*Volpe et al.[12]*) et numériques (*Eulalie et al.[11]*) ont été menées et ont montré un comportement bi-stable marqué qui apparait pour certaines configurations qui semblent fortement dépendantes de la hauteur de garde au sol ( $g^* = g/h$ ). Cette bi-stabilité, mise en évidence à l'origine par *Herry et al.[9]* sur un modèle de double marche descendante, modélisant une frégate, génère une dérive latérale s'alternant au gré des perturbations extérieures. Il est donc nécessaire de contrôler la bi-stabilité, dans le but de symétriser le sillage. Plusieurs approches de contrôle ont déjà été expérimentées. Par exemple des approches passives (*Fourrié et al.[13]*, *Evrard et al.[14]*) ont permis notamment de modifier la topologie du sillage favorablement. Néanmoins, en vue de maîtriser la bi-stabilité de sillage sans modification de la géométrie, le contrôle actif s'avère être une voie prometteuse. On peut citer à ce titre, sans être exhaustif, le forçage en fréquence de *Barros et al.[8]* ou les travaux récents de contrôle en boucle fermée de *Li et al.[7]*. Dans le cadre de cette étude, nous souhaitons montrer la faisabilité d'une approche de commande sans modèle. Le principe de la méthode consiste à estimer, en temps réel, la dynamique du système et à utiliser cette information pour forcer le système à réagir selon une dynamique souhaitée. Cette étude se structure de la manière suivante : le §2 est consacré au dispositif expérimental suivie de l'étude de l'écoulement naturel (§3), le §4 sera dédié à la présentation de la méthode de commande sans modèle et l'analyse de ses effets sur la bi-stabilité. Nous finirons par une conclusion du travail en et quelques perspectives §5.

## 2 Dispositif expérimental

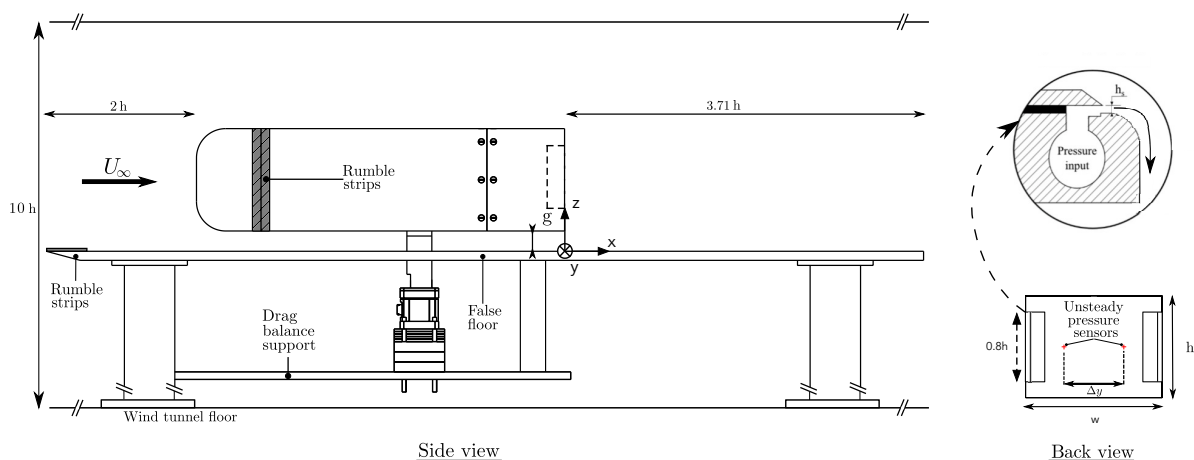


FIGURE (1) Schéma du dispositif expérimental avec intégration du contrôle.

L'étude a été menée au sein de la soufflerie subsonique en boucle fermée du LAMIH ayant un rapport de contraction de 6.25 :1. La veine d'essais possède une section de  $2 \times 2 \text{ m}^2$ , sur 10 m de long, et une intensité turbulente inférieure à 0.6 %.

Le corps d'Ahmed (Fig.1) est centré au milieu de la veine d'essai, à égale distance des parois latérales de la soufflerie. La géométrie est positionnée à une distance  $g$  par rapport au faux plancher.  $\mathbf{x}$  désigne la direction de l'écoulement,  $\mathbf{z}$  la direction normale et  $\mathbf{y}$  la direction latérale (Fig.1). Le modèle simplifié a une largeur  $w$  de 272 mm et une hauteur  $h$  de 202 mm donnant un rapport d'aspect de  $w/h = 1.346$ , correspondant à la configuration d'origine du corps d'Ahmed avec une échelle de 0.7, pour une longueur  $L$  de 730 mm, égale à celle de [Lahaye et al.\[10\]](#). Le nombre de Reynolds, basé sur la hauteur du corps d'Ahmed, est défini par  $Re_h = U_\infty \cdot h / \nu$ , où  $\nu$  est la viscosité cinématique de l'air et  $U_\infty$  la vitesse d'écoulement incidente. Le corps est supporté par un pied cylindrique de diamètre  $d = 50\text{mm}$  relié à une balance aérodynamique 6 composantes DELTA ATI (modèle MC-3A-500) ayant une précision statique de  $\pm 0.2\%$  fso. La face arrière du corps est équipée de dispositifs de mesure de pressions instationnaires Kulite XCQ-080 avec une précision statique de  $\pm 0.1\%$  fso. La garde au sol ( $g$ ), paramètre de notre étude, peut varier précisément sur une plage de [10 - 60] mm avec un dispositif de déplacement. Les résultats ont été obtenus pour trois vitesses d'écoulement différentes,  $U_\infty$  de 10, 20 et 30 m/s correspondant aux nombres de Reynolds de  $Re_h = 1.43 \times 10^5$ ,  $2.86 \times 10^5$  et  $4.29 \times 10^5$  respectivement. Le coefficient de traînée totale  $C_D$  (respectivement le coefficient de dérive,  $C_y$ ) obtenu avec notre balance aérodynamique, est défini par  $C_D = F_x / (S \cdot P_{dyn})$  (respectivement  $C_y = F_y / (S \cdot P_{dyn})$ ) où  $F_x$  est la traînée (respectivement la Dérive,  $F_y$ ),  $S$  l'aire frontale du corps et  $P_{dyn} = 1/2 \rho U_\infty^2$ . Les mesures de pression et de traînée sont prises de manière synchrone dans le temps, et nous permettent d'obtenir un  $\Delta C_p$  entre deux sondes de pressions instationnaires situées latéralement de part et d'autre du corps (Fig.1). L'implémentation du contrôle est développée sur Matlab R2018A avec le module Simulink et communique directement avec une Speedgoat (S-107100). Le signal de contrôle généré est ensuite envoyé aux électrovannes qui génèrent une nappe d'air par le biais de dispositifs de type couteaux d'air. La particularité de ce dispositif est la présence d'un congé en sortie d'air, qui permet de reproduire un effet coanda nous permettant de souffler de façon tangente à la face arrière, (Fig.1). Différents tests de contrôle ont été effectués à plusieurs amplitudes de vitesse de jet  $U_{jet} = 6, 8, 10, 16$  et  $20\text{m/s}$ , mesurées préalablement au fil chaud.

### 3 Dynamique du phénomène de bi-stabilité et paramètre critique

Les principales caractéristiques du phénomène de bi-stabilité sont représentées sur la Fig.2. On peut observer une alternance entre deux états stables distincts, que nous noterons  $\#P$  et  $\#N$ , clairement visibles sur la densité de probabilité associée à l'évolution temporelle du  $\Delta C_p$  ou du  $C_y$ . Les signaux ont un comportement similaire avec une apparition de phénomènes caractéristiques de la bi-stabilité quasiment synchrones. Ces états temporels sont associés à l'alternance des centres tourbillonnaires du côté gauche vers le côté droit (ou inversement) mise en évidence sur le champ PIV de la Fig.2 c). Pour chaque état, la localisation des centres tourbillonnaires est déterminée par l'application du critère  $\Gamma_1$  proposée par [Graftieaux et al.\[6\]](#) et montre un lâcher tourbillonnaire préférentiel d'un côté selon l'état, qui confirme l'hypothèse émise par [Grandmange et al.\[2\]](#). Comme souligné précédemment, la bi-stabilité apparaît sous certaines conditions/configurations, dépendantes notamment de la hauteur de garde au sol mais également du nombre de Reynolds. Nous avons fait varier ces deux paramètres sur des plages de  $g^* = [0.063 : 0.154]$  et de  $Re_h = [1.43 \times 10^5 : 4.29 \times 10^5]$  en vue de déterminer les paramètres critiques menant à l'apparition du phénomène de bi-stabilité. La Fig.3 représente l'intensité de turbulence et montre que pour de faibles  $g^*$ , les effets visqueux deviennent prépondérants et ralentissent l'écoulement sous caisse, favorisant l'apparition d'un décollement perturbant l'apparition de la bi-stabilité.

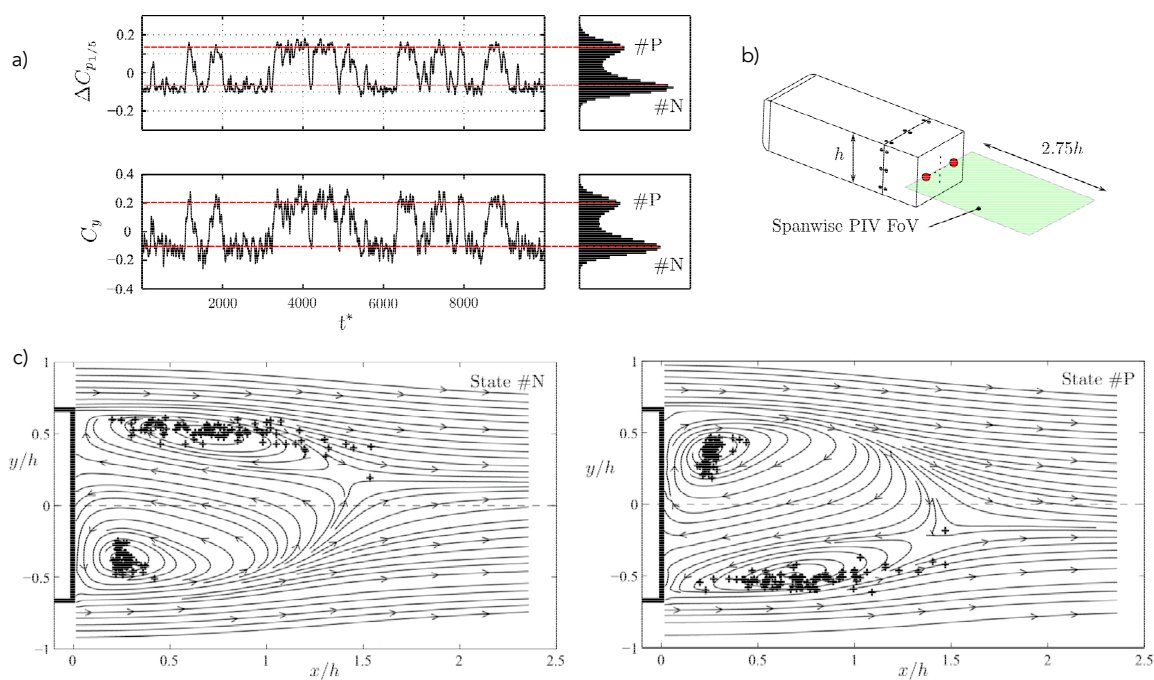


FIGURE (2) Caractéristiques de la bi-stabilité. a) Signature temporelle de la bi-stabilité ( $\Delta C_p$  et  $C_y$ ). b) Représentation du plan PIV transversal. c) Représentation de centres tourbillonnaires instationnaires et des lignes de courants associées aux moyennes conditionnées de deux états #P et #N pour  $Re_h = 2.86 \times 10^5$  et  $g/w = 0.154$ .

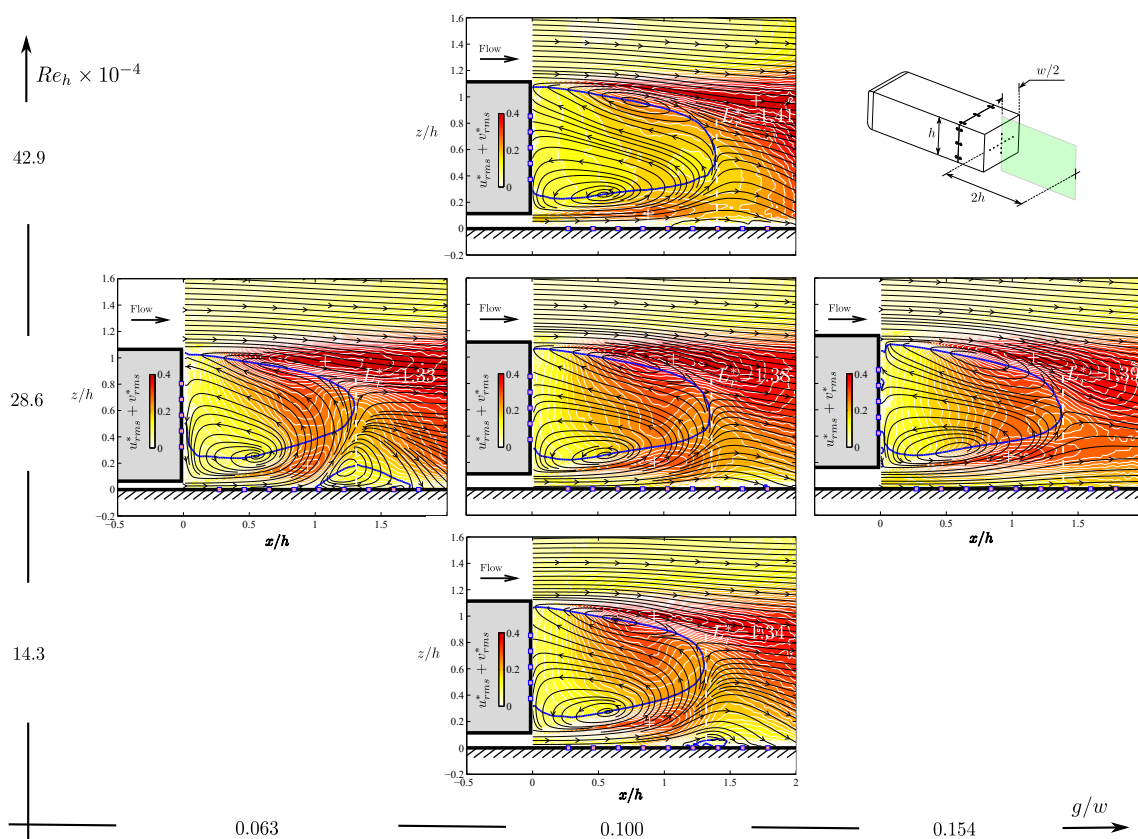


FIGURE (3) Influence de  $Re_h$  et  $g^*$  sur la topologie de sillage.

Les paramètres critiques associés à l'apparition de la bi-stabilité, obtenus dans notre cas, sont  $Re_h = 2.86 \times 10^5$  et  $g^* = 0.1$ , ce qui correspond aux paramètres critiques observés dans la littérature par [Grandmange et al.\[3\]](#). Pour une garde au sol d'au moins  $g^* = 0.1$ , l'écoulement sous caisse est suffisamment développé pour empêcher l'apparition d'un décollement et les deux zones de recirculation sont alors quasiment les mêmes. Pour un même  $g^*$ , la variation du nombre de Reynolds a aussi un effet sur l'apparition de cette zone de décollement de couche limite, comme on peut le voir pour  $g^* = 0.1$ ,  $Re_h = 1.43 \times 10^5$  et  $g^* = 0.1$ ,  $Re_h = 2.86 \times 10^5$ . Pour la suite de notre étude nous prendrons en considérations uniquement le cas bi-stable correspondant à  $g^* = 0.154$  et  $Re_h = 2.86 \times 10^5$

## 4 Contrôle sans modèle

Le but de cette étude est d'utiliser un contrôle actif pour réduire l'asymétrie latérale du sillage. L'effet attendu est une réduction de la trainée. Tout d'abord, nous allons caractériser l'autorité de nos actionneurs en soufflage continu en faisant varier l'amplitude de vitesse moyenne des jets ( $U_{jet}$ ) selon différents  $V_R = U_{jet}/U_\infty$  de 0.3 à 1, comme on peut le voir sur la [Fig.4](#), avec  $U_\infty = 20 m/s$ . On peut observer, pour un soufflage continu, une modification significative de topologie de sillage quelque soit la valeur de  $V_R$ . Celle-ci est de plus en plus prononcée à mesure que le  $V_R$  augmente, jusqu'à une disparition des recirculations pour  $V_R = 1$ . Le système d'actionnement a donc une forte autorité sur le sillage. Par la suite nous considérons un  $V_R = 0.8$  pour le contrôle actif sans modèle.

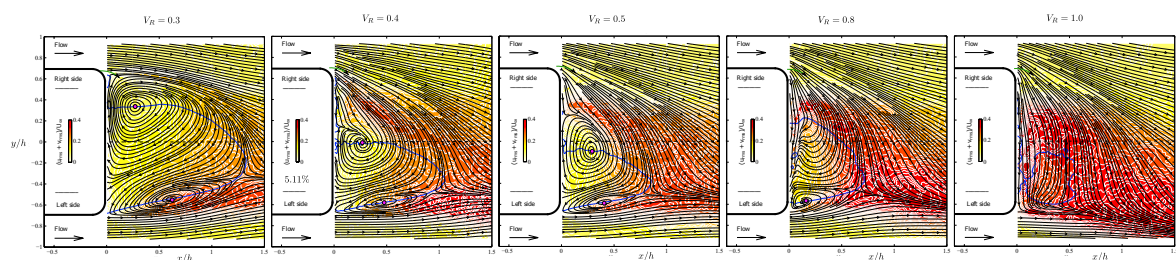


FIGURE (4) Autorité du contrôle continu à droite sur le sillage (plan transversal) pour différents  $V_R$ .

Dans la littérature, on peut observer plusieurs tentatives de contrôle dont l'objectif est de réduire la bi-stabilité, mais seulement deux études, à notre connaissance, font référence à des contrôles en boucle fermée. Le contrôle par opposition [Li et al.\[7\]](#), et le contrôle à base de modèle de [Brackston et al.\[5\]](#). Nous souhaitons ici montrer la faisabilité du contrôle de l'asymétrie du sillage par le biais d'une méthode sans modèle [Fliess et al.\[15\]](#). L'objectif général de la méthode consiste à imposer le comportement dynamique de la sortie pilotée  $y$  (la dérive) au moyen d'une équation différentielle d'ordre  $n$  :

$$y^{(n)}(t) = \sum_{i=0}^{n-1} \beta_i y^{(i)}(t) + \alpha u(t) \quad (1)$$

Les coefficients  $\beta_i$  sont choisis de manière à imposer les caractéristiques temporelles de la réponse (dépassement, temps de réponse, etc.). Dans notre cas, ils sont choisis de manière à ce que la dynamique souhaitée possède  $n$  pôles en  $-1/\tau$ . Le gain  $\alpha$  est un paramètre dont la valeur doit être fixée par l'opérateur (paramètre de réglage). Cependant, le système à piloter se comporte avec sa propre dynamique qui est inconnue. L'approche retenue pour exprimer cette dynamique inconnue consiste à rajouter un signal  $F(t)$  inconnu dans l'équation précédente :

$$y^{(n)}(t) = F(t) + \sum_{i=0}^{n-1} \beta_i y^{(i)}(t) + \alpha u(t) \quad (2)$$

Pour estimer le signal  $F(t)$ , il est nécessaire de poser une hypothèse sur sa dynamique. Parmi les différentes approches envisageables, une approche classique est de supposer que la dynamique de  $F(t)$  est lente :

$$\frac{dF(t)}{dt} = 0 \quad (3)$$

Les dynamiques 2 et 3 étant linéaires, la synthèse d'un observateur permettant d'estimer  $y$  et  $F$  devient alors triviale.

L'objectif de la commande est de forcer la sortie  $y$  à suivre un signal de référence  $y_R$ . Pour cela on considère la loi de contrôle en boucle fermée suivante :

$$u(t) = u_{ul}(t) + u_{fb}(t) + u_{ff}(t) \quad (4)$$

Cette loi comprend trois termes différents :

— Le terme ultra local :

$$u_{ul}(t) = -\frac{\hat{F}(t)}{\alpha} \quad (5)$$

— Le terme de réaction anticipative :

$$u_{ff}(t) = \frac{-y_r^{(n)}(t) + \sum_{i=0}^{n-1} \beta_i y_r^{(i)}(t)}{\alpha} \quad (6)$$

— Le terme de feedback :

$$u_{fb}(t) = -K_p (y(t) - y_r(t)) \quad (7)$$

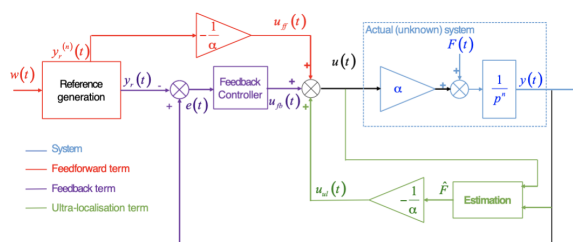


FIGURE (5) Structure de la boucle fermée (p indique l'opérateur de Laplace)

La procédure de contrôle est la suivante, une fois le contrôle dimensionné, nous programmons notre système de contrôle sur Matlab Simulink, représenté à la Fig.5, et nous le chargeons dans le boîtier de prototypage rapide de loi de commande temps réel. Ainsi, le signal de commande est mis à jour à chaque pas de temps (dans notre cas  $t_{cont} = 0,001s$ ). Ce signal de commande est utilisé comme rapport cyclique d'un signal Pulse Width Modulation (PWM) envoyé aux électrovannes tout ou rien. In fine, le signal de commande  $u(t)$  permet de piloter l'ouverture moyenne des électrovannes. Les expérimentations sont réalisées en soufflerie pour une configuration bi-stable,  $g^* = 0.154$  et  $Re_h = 2.86 \times 10^5$ . Nous avons également mesuré la traînée de manière synchrone à la dérive, en vue d'estimer les gains potentiels. L'objectif étant de symétriser le sillage, la consigne de dérive est imposée à 0. Les paramètres de contrôle sont fixés à  $\alpha = 50000$  et  $\tau = 0.1s$ . La Fig.6 illustre l'efficacité de la symétrisation du sillage par la loi de commande, le signal de commande n'étant appliqué que pour  $t > 0$ . On peut observer sur le signal temporel de dérive avant contrôle l'alternance des deux états ( $\#P$  et  $\#N$ ) correspondant à un état instationnaire du coefficient de traînée autour d'une valeur moyenne de 0.361.

Lorsque le contrôle est appliqué le coefficient de dérive chute brutalement et oscille autour d'une valeur proche de 0 avec un écart type bien inférieur. Cet état contrôlé amène à une chute du coefficient de traînée de l'ordre de 2.5%, confirmant l'hypothèse de *Grandmange et al.[4]*. Une étude paramétrique est en cours en vue de caractériser la robustesse de la méthode de contrôle lors de changements de vitesse extérieurs ou d'introduire des perturbations.

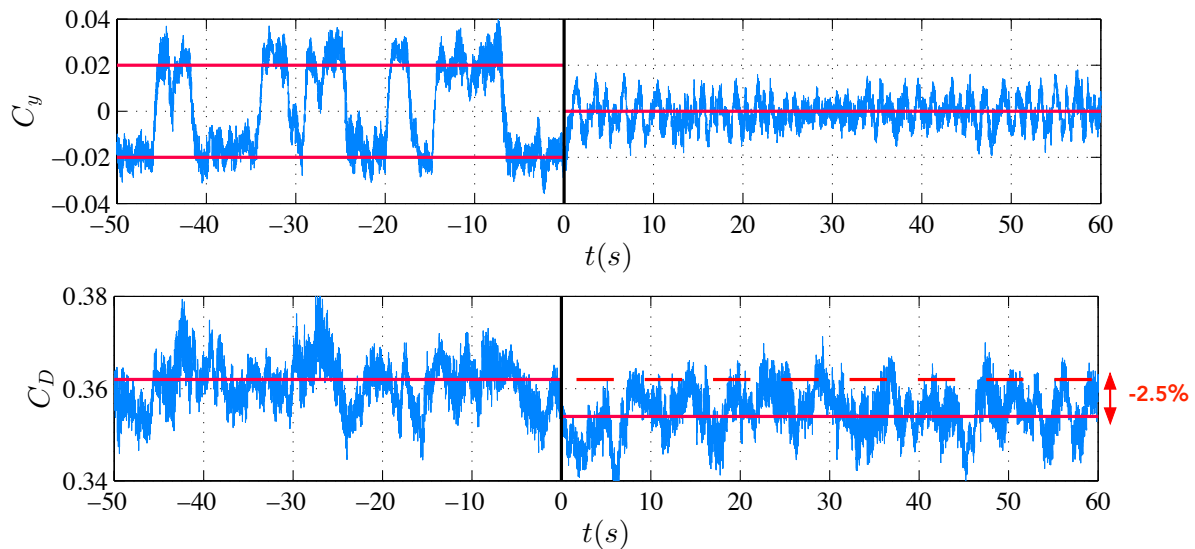


FIGURE (6) Représentation de l'évolution temporelle du coefficient de dérive et de traînée avec et sans contrôle (contrôle actif pour  $t>0$ ) pour  $V_R = 0.8$ .

## 5 Conclusions

Dans un premier temps, cette étude a permis d'étudier l'impact de la hauteur de garde au sol ainsi que l'effet du nombre de Reynolds dans le but de mettre en évidence et d'identifier les paramètres critiques induisant la bi-stabilité ( $g^* = 0.1$  et  $Re_h = 2.86 \times 10^5$ ). Dans un second temps, une méthode de contrôle sans modèle a été appliquée au corps d'A Ahmed, pour une configuration à l'origine bi-stable ( $g^* = 0.154$  et  $Re_h = 2.86 \times 10^5$ ). Les expérimentations ont abouti à la réduction significative de la traînée (2.5%) via la symétrisation du sillage. Les prochains travaux envisagés sur le sujet viseront d'une part à consolider les résultats et d'autre part à montrer expérimentalement la robustesse de la méthode en introduisant des perturbations et en changeant les vitesses d'essais pour des paramètres de contrôle ( $\alpha$  et  $\tau$ ) inchangés.

## Références

- [1] S.R. Ahmed and G. Ramm and G. Faltink, Some salient features of the time averaged ground vehicle wake, [Society of Automotive Engineers](#), 1984, SAE Inc 840300.
- [2] M. Grandemange and M. Gohlke and O. Cadot, Turbulent wake past a three-dimensional blunt body. Part 1. Global modes and bi-stability, [J. Fluid Mech.](#), (2013),772, 51–84
- [3] M. Grandemange and M. Gohlke and O. Cadot, Bi-stability in the turbulent wake past parallelepiped bodies with various aspect ratios and wall effects, [Phys. Fluids](#), (2013),25(9), 095103
- [4] M. Grandemange and M. Gohlke and O. Cadot, Turbulent wake past a three-dimensional blunt body. Part 2. Experimental sensitivity analysis, [J. Fluid Mech.](#), (2014),752, 439–461
- [5] R. D. Brackston, J. M. Garcia de la Cruz, A. Wynn, G. Rigas, and J. F. Morrison, Stochastic modeling and feedback control of bistability in a turbulent bluff body wake, [J. Fluid Mech](#), (2016), 802, 726–749
- [6] L. Graftieaux and M. Michard and N. Grosjean, Combining PIV, POD and vortex identification algorithms for the study of unsteady turbulent swirling flows. [Meas. Sci. Technol.](#), 2001, 12, 1422–1429
- [7] Ruiying Li, Diogo Barros, Jacques Borée, Olivier Cadot, Bernd R Noack, Laurent Cordier, Feedback control of bimodal wake dynamics [Experiments in Fluids](#), 2016, 57, 1–6
- [8] Diogo Barros, Jacques Borée, Bernd R Noack, Andreas Spohn, Tony Ruiz, Bluff body drag manipulation using pulsed jets and Coanda effect [Journal of Fluid Mechanics](#), 2016, 805, 422–459
- [9] B. Herry and L. Keirsbulck and L. Labraga and J. Paquet, Flow bistability downstream of three-dimensional double backward facing steps at zero-degree sideslip [J. Fluids Eng.](#), 2011, 133(5), 054501
- [10] A. Lahaye and A. Leroy and A. Kourta, Aerodynamic characterisation of a square back bluff body flow, [J. Fluids Eng.](#),2014,4(1/2),43–60
- [11] Y. Eulalie and P. Gilotte and I. Mortazavi and P. Bobillier, Wake analysis and drag reduction for a square back Ahmed body using LES computations, [Proceedings of the ASME 2014 4<sup>th</sup> Joint US-European Fluids Engineering Division Summer Meeting, FEDSM2014, Chicago, Illinois, USA,2014](#)
- [12] R. Volpe and P. Devinant and A. Kourta, Experimental characterization of the unsteady natural wake of the full-scale square back Ahmed body : flow bi-stability and spectral analysis, [Exp. in Fluids](#),2015, 56(5), 56–99
- [13] Grégoire Fourrié, Laurent Keirsbulck, Larbi Labraga, Patrick Gilliéron, Bluff-body drag reduction using a deflector, [Exp. in Fluids](#),2011, 50(2), 385–395
- [14] A. Evrard and O. Cadot and V. Herbert D. Ricot and R. Vigneron and J. D’elery, Fluid force and symmetry breaking modes of a 3D bluff body with a base cavity, [J. Fluids and structures](#),2016, 61, 99–114
- [15] M. Fliess and C. Join, Model-free control, [International journal of control](#),2013, 86, 2228–2252