



Caractérisation dynamique d'actionneurs fluidiques, et identification expérimentale des mécanismes dynamiques d'interaction jet - couche limite induits

Célestin Ott

► To cite this version:

Célestin Ott. Caractérisation dynamique d'actionneurs fluidiques, et identification expérimentale des mécanismes dynamiques d'interaction jet - couche limite induits. Mécanique des fluides [physics.class-ph]. Université Polytechnique Hauts-de-France, 2020. Français. NNT : 2020UPHF0001 . tel-02886215

HAL Id: tel-02886215

<https://theses.hal.science/tel-02886215>

Submitted on 1 Jul 2020

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

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

THÈSE

Pour l'obtention du grade de

DOCTEUR DE L'UNIVERSITÉ POLYTECHNIQUE
HAUTS-DE-FRANCE

(Diplôme National - Arrêté du 25 mai 2016)

Ecole Doctorale des Sciences pour l'Ingénieur, Mécanique et Génie civil
ONERA - LMFL Kampé de Fériet FRE2017 - LAMIH CNRS UMR 8201

Présentée par

CÉLESTIN OTT

Caractérisation dynamique d'actionneurs fluidiques, et identification expérimentale des mécanismes dynamiques d'interaction jet - couche limite induits

Sous la direction de

LAURENT KEIRSBULCK

Soutenue le 27 janvier 2020 à Valenciennes
Devant la Commission d'Examen

J.-L. HARION	Professeur, IMT Lille-Douai	Président du jury
C. BRAUD	Chargée de recherche, HDR, Université d'Orléans	Rapporteur
A. KOURTA	Professeur, Université d'Orléans	Rapporteur
F. KERHERVÉ	Maître de conférences, Institut P' Poitiers	Examineur
Q. GALLAS	Docteur, ONERA - LMFL Kampé de Fériet FRE 2017	Encadrant
L. KEIRSBULCK	Professeur, LAMIH UMR CNRS 8201	Directeur de thèse

A mes parents.

REMERCIEMENTS

Tout d'abord je tiens à chaleureusement te remercier, Pr. Laurent K., pour avoir dirigé cette thèse, pour m'avoir guidé pédagogiquement et efficacement, pour tout le soutien moral, scientifique, matériel, et pour ta bienveillance. Merci également Dr. Quentin G. pour ton engagement, ton soutien, toutes tes idées, pour m'avoir guidé et accueilli à l'Onera. Merci Jérôme D. pour ta patience, le partage de ton expérience, et pour toutes tes solutions miraculeuses. Merci Dr. Marc L. pour tes conseils, tes programmes, et ta bonne humeur chaque fois que je te croisais. Je souhaite aussi remercier toute l'unité Expérimentation et Limites du Vol de l'Onera Lille pour l'accueil chaleureux, les discussions scientifiques ou non à la machine à café. Plus particulièrement Dominique F. pour le goût partagé des montagnes suisses et tes récits de vélo, ainsi que Brigitte D. pour ta bonne humeur quotidienne, tes petits gâteaux et chocolats et ta disponibilité sans faille pour résoudre mes problèmes administratifs. Merci à l'équipe du LAMIH pour l'accueil chaleureux, les cafés en bonne compagnie et le partage de connaissances. Plus particulièrement merci Dr. Anthony G. pour m'avoir dirigé vers ce sujet de thèse et également aiguillé régulièrement pendant tout mon début de thèse. Merci aussi à l'équipe numérique, Dr. François B. et Dr. David U. pour votre soutien et votre expertise sur OpenFoam. Et parce que l'ambiance dans laquelle on travaille est tout aussi importante, je souhaite également remercier Dr. Charles P. pour toute l'aide apportée, la bonne humeur, Pierre D. pour avoir partagé mon bureau, les pauses rigolade, les cours de math, et pour m'avoir prêté MON agrafeuse, Pierre M. pour tes répliques de film toujours bien placées, Dr. François O. pour les conseils, et les leçons de karting, Pablo F. pour avoir partagé mon bureau et plein de discussions enrichissantes, mes collègues thésards ou jeunes docteurs, Nicolas V., Giovanni C., Rolando C.M., Dr. Hélène T., Dr. Camila C., Baptiste P., Bruce I., Charlène O., Maxence R. pour les bons moments, pour les discussions scientifiques, pour les conseils ou les coups de main en tout genre, et les stagiaires qui marquent Adrien R., Paul P.. Pour finir, parce que sans les proches qui nous entourent et nous soutiennent, tout serait plus difficile dans la vie, je souhaite remercier infiniment mes parents pour le soutien sans faille pendant ces 26 dernières années, pour les encouragements, la confiance et la fierté que vous avez mis en moi. Pour m'avoir donné goût aux sciences sans léser le reste, et appris à être curieux. Plus généralement je tiens à remercier toute ma famille pour l'intérêt que vous avez toujours porté à ce que je fais, ce que je deviens, particulièrement ma mamie et mon tonton fou. Un énorme merci à mon parrain et ma parraine pour avoir toujours été présent dans les grandes (et petites) étapes de ma vie, pour votre soutien et votre présence depuis toujours, et pour votre visite hivernale à Lille (Bray-Dunes en mars, on s'en souviendra!). Last but not least, parce que la vie à deux c'est quand même plus chouette, merci Céline B. de colorer ma vie au quotidien, de partager ce petit grain de folie et cette passion pour la nature, la montagne, et le sport.

AVANT-PROPOS

Avant toutes choses je souhaiterais revenir sur le contexte particulier de cette thèse. En effet la région Hauts-de-France, de par sa situation socioéconomique, est de longue date centrée sur la thématique des transports. Cette thématique a permis de structurer la recherche régionale notamment autour :

- du projet ELSAT 2020, Écomobilité, Logistique, Sécurité et Adaptabilité dans les Transports à l’Horizon 2020, visant à relever des défis sociétaux pour des transports plus intelligents et respectueux de l’environnement. Il est soutenu par l’Union Européenne (Fonds Européen de Développement Régional), par l’État et la Région Hauts-de-France (CPER 2015-2020).
- de la FR TTM, Fédération de Recherche Transports Terrestres et Mobilité (FR3733), qui permet aux grands acteurs de la recherche régionale dans le domaine des transports de se regrouper sous une bannière commune afin de répondre ensemble aux appels régionaux, nationaux et européens.

Dans ce cadre scientifique, un levier potentiel permettant d’améliorer les performances des moyens de transports se dégage : le contrôle d’écoulement. Cette thématique en pleine expansion a donné vie au projet CONTRATECH, couvrant les besoins du contrôle aérodynamique pour les transports, depuis le développement multi-physique de systèmes micro-technologiques jusqu’à la physique des écoulements. Pour soutenir ce projet, la plateforme régionale de moyens mutualisés CONTRAERO a été mise en place. La [FIG. 1](#) schématise les regroupements et interactions entre ces principaux acteurs régionaux.

Ma thèse s’inscrit dans ce contexte et est le fruit d’une étroite collaboration entre deux laboratoires :

- Le LAMIH de Valenciennes (Laboratoire d’Automatique, de Mécanique et d’Informatique Industrielles et Humaines) UMR 8201
- L’ONERA Lille, dont l’unité Expérimentation et Limites du Vol fait partie du Laboratoire de Mécanique des Fluides de Lille LMFL, - Kampé de Fériet FRE 2017. L’objectif est de s’intéresser aux mécanismes d’interaction entre différents types d’actionneurs et l’écoulement à contrôler. La compréhension de ces interactions passe tout d’abord par une caractérisation dynamique et intrinsèque des actionneurs, puis par une étude topologique de l’interaction entre les écoulements induits par ces actionneurs et l’écoulement à contrôler. C’est ce que nous nous proposons de réaliser dans cette thèse.

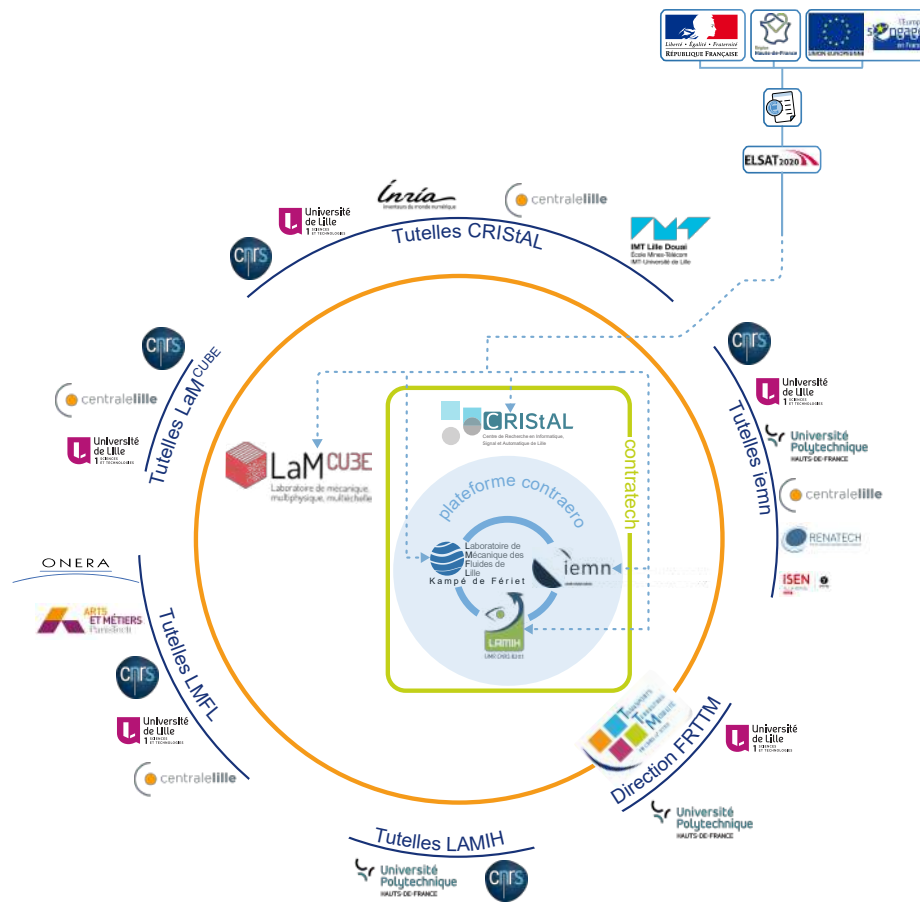


FIGURE 1 – Schéma systémique du contexte régional d'étude et ses principaux acteurs

TABLE DES MATIÈRES

Introduction	11
1 Concepts et stratégies de contrôle d'écoulements	17
1.1 Concept du contrôle d'écoulements	18
1.2 Éléments de compréhension des mécanismes de contrôle	33
1.3 Stratégie scientifique adoptée	43
1.4 Synthèse	49
2 Dispositif expérimental instrumenté et méthodes d'analyse	51
2.1 Présentation des moyens d'essais	52
2.2 Les actionneurs et leur intégration	55
2.3 Moyens de mesures	66
2.4 Traitement des données	70
2.5 Synthèse	83
3 Caractérisations dynamique intrinsèque des écoulements induits par les actionneurs	85
3.1 Validation de la géométrie d'interface	86
3.2 Choix des méthodes de reconstitution/reconstruction	90
3.3 Caractérisation de la dynamique intrinsèque des actionneurs	94
3.4 Synthèse	124
4 Analyse de la dynamique d'interaction actionneurs - écoulement	127
4.1 Étude préliminaire de l'interaction jet - couche limite	128
4.2 Choix de la gamme de ratio de vitesse	134
4.3 Caractérisation dynamique de l'interaction pour les quatre types de jets et comparaison	139
4.4 Synthèse	175
5 Conclusions et perspectives	177
5.1 Synthèse générale	177
5.2 Perspectives	182
ANNEXES	184
A Compléments sur les moyens de mesures utilisés	185
A.1 Anémométrie à fil chaud	185
A.2 Vélocimétrie par images de particules	186
B Compléments sur la simulation OpenFoam	189

C Résultats complémentaires	191
C.1 Étude préliminaire de l'interaction jet - couche limite	191
C.2 Contribution des capteurs pariétaux à la corrélation avec le champ de vitesse	193
Bibliographie	195

INTRODUCTION

Le 8 octobre 2018 le Groupe d'experts intergouvernemental sur l'évolution du climat (GIEC) rendait son rapport officiel. L'urgence climatique est réelle, et il est nécessaire de prendre des actions rapidement et efficacement afin de limiter le réchauffement climatique dans les prochaines décennies. Au cœur de ces actions et de ces recommandations, une stratégie bas carbone se profile. En effet le CO_2 fait partie des gaz à effet de serre, libérés en quantité dans l'atmosphère suite à certaines activités humaines, qui contribuent au réchauffement climatique. Parmi ces activités, avec 13.41 gigatonnes de CO_2 émis en 2016 dans le monde, le transport est le deuxième contributeur de gaz à effet de serre comme le met en évidence la [Fig. 2](#)¹.

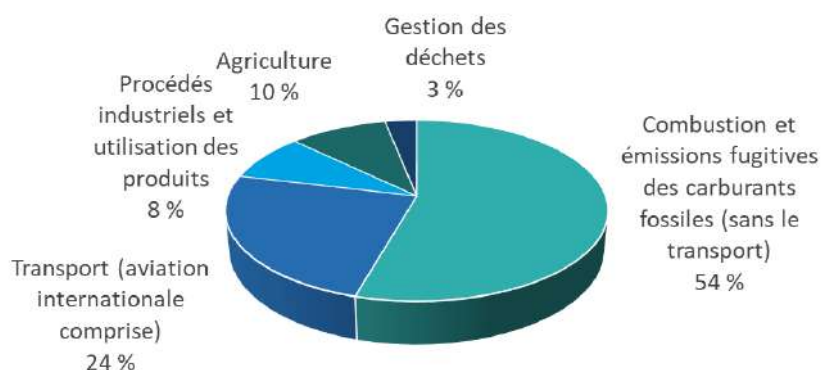


FIGURE 2 – Répartition de la production de CO_2 par secteur d'activité

Or le transport fait partie intégrante de notre vie au XXI^e siècle. Que ce soit pour du déplacement de fret, des déplacements professionnels, des petits déplacements quotidiens, des vacances... Nous nous déplaçons toujours plus, toujours plus loin. Parmi ces moyens de transport, l'aviation est en pleine expansion. De 2009 à 2019 nous sommes passés de 2479 millions de passagers à 4588 millions dans l'aviation civile², soit une augmentation de 85% en 10 ans. Avec 100 gCO_2/km par passager (contre 22.3 gCO_2/km pour le ferroviaire par exemple), l'aviation fait partie des mauvais élèves de la classe comme le montre la [Fig. 3](#)³.

1. données European Environment Agency, 2016

2. données ICAO

3. "Train ou avion : qui pollue le moins ?", Terraeco 2010, C. Cazenave



FIGURE 3 – Production de CO_2 en g par passager et par km

Plus particulièrement l'aviation internationale émet l'équivalent de 2% des émissions anthropiques de CO_2 . Avec la croissance actuelle et prévue du trafic aérien (+5% par an depuis 2005), les rejets carbonés des avions de ligne pourraient avoir plus que doublé à l'horizon 2050⁴. C'est dans ce contexte que 78 pays ont annoncé le 1er janvier 2019 la mise en place progressive du programme CORSIA visant à la taxation du kérosène⁵. Pour limiter les conséquences économiques de cette décision, les avionneurs, équipementiers et raffineurs devront à court terme améliorer leurs produits : nouveaux carburants dé-carbonés, kérosène d'origine végétale, allègement des aéronefs, augmentation des rendements de la motorisation. Un point clé de cette stratégie est la diminution de la consommation des aéronefs. Dans cette course à la performance, de nombreux domaines de recherche et développement se profilent et de nombreux objectifs se définissent. Parmi ces objectifs, la diminution de la traînée semble très prometteuse et délicate à la fois. En effet, les formes aérodynamiques des aéronefs sont de nos jours bien optimisées et profilées. Il est possible de différencier deux types de traînée : d'un côté la traînée de pression et de l'autre la traînée de frottement. Afin de les limiter, il est nécessaire d'avoir un écoulement le moins décollé possible et moins de frottement pariétal. Pour remplir ces objectifs le domaine du contrôle des écoulements s'avère être potentiellement un levier très efficace. Il s'agit d'avoir une action très localisée sur un écoulement pour améliorer les performances globales d'un système. Il existe deux familles dans le contrôle

4. "L'aviation civile peine à se décarboner", Journal de l'environnement 2019, V. Laramée de Tannenbergh

5. "Carbon offsetting and reduction scheme for international aviation (CORSIA)", The International Civil Aviation Organization 2018

des écoulements. La première, passive, consiste à avoir un dispositif constamment présent qui ne peut pas être désactivé ou escamoté au besoin. Un exemple déjà utilisé dans l'aviation : les générateurs de vortex, présents sur l'extrados des ailes de certains avions en vis à vis des volets. Ils permettent d'énergiser l'écoulement et plus particulièrement d'injecter de l'énergie dans la couche limite, la rendant plus robuste au décrochage aérodynamique. L'effet recherché est d'assurer une bonne efficacité des gouvernes même dans les régimes de vol à basse vitesse. La deuxième famille est le contrôle actif d'écoulements. Il s'agit là de dispositifs capables de modifier l'écoulement localement et présentant l'avantage par rapport au contrôle passif de pouvoir être activés ou désactivés au besoin. Encore peu utilisé industriellement, le contrôle actif commence cependant à faire son apparition dans certains domaines. Les applications pour l'aviation civile sont à portée de main, notamment concernant les problématiques d'aspiration de couche limite, ou encore le très bon exemple de dimensionnement des dérives des avions de ligne. Celles-ci sont dimensionnées pour les cas extrêmes rencontrés occasionnellement dans la vie de l'avion, principalement pour le décollage et l'atterrissage par forts vents de travers, ou lors d'une panne moteur. Ces situations nécessitent un moment de lacet élevé particulièrement à l'atterrissage pour maintenir l'avion dans l'axe de la piste. Ces dérives sont donc largement sur-dimensionnées pour la plupart des conditions de vol, comme le montre la photo en [FIG. 4](#). Un B-52H a perdu 83% de sa dérive lors d'un vol d'essai en condition de sévères turbulences, mais a pu continuer à voler 5h et effectuer un atterrissage malgré les dommages impressionnants.

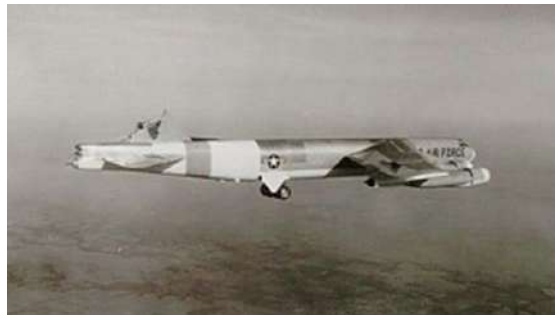


FIGURE 4 – *Un B-52H de l'United States Air Force qui a perdu 83% de sa dérive en 1964 ([Mizokami, 2017](#))*

Cet incident a débouché sur une idée dans la communauté du contrôle actif des écoulements ([Seele et al., 2013](#)) : en dimensionnant la dérive pour un domaine de vol normal, il serait possible d'économiser 15 500 gallons de kérosène par avion et par année. Sur une telle dérive il faudrait alors implémenter une solution de contrôle des écoulements pour être capable de fournir une force latérale suffisante pour les besoins spécifiques associés aux situations nécessitant une grande amplitude de moments de lacet. [Seele et al.](#) ont pour cela démontré sur une dérive de B-757 grandeur réelle qu'il est possible d'augmenter de plus de 20% la force latérale en actionnant 31 actionneurs de jet balayant sur la surface de la dérive. L'extrapolation de ce résultat à des conditions de vol réelles est estimée entre 13 et 16%. L'aviation est donc un candidat à fort potentiel pour le contrôle actif des écoulements, notamment

grâce à la vitesse d'évolution des aéronefs.

Les véhicules terrestres sont également concernés par de potentielles applications de contrôle actif des écoulements, entre autres dans le contexte de diminution de traînée ou d'amélioration des performances. Par exemple le système ALA (Aerodynamica Lamborghini Attiva ou Aérodynamique Active Lamborghini) breveté par Lamborghini et testé en 2017 sur le modèle Huracán. Il s'agit d'un jet d'air qui est soufflé sur l'aileron arrière du véhicule. Le souffle, utilisé sur l'extrados ou l'intrados de l'aileron, est disposé sur la droite, la gauche ou les deux, en fonction du besoin. En phase de freinage, le dispositif est capable d'augmenter la force qui maintient la voiture au sol, en phase d'accélération il est capable de l'alléger, et en virage d'assurer l'adhérence et le bon chargement des pneus. Les différents modes de fonctionnement sont illustrés sur la FIG. 5. L'enjeu de cette deuxième famille



FIGURE 5 – Système ALA Lamborghini (Lamborghini, 2017)

de contrôle des écoulements est d'avoir un système fiable et robuste, ainsi qu'un bilan énergétique avantageux. La robustesse est particulièrement critique pour les applications aéronautiques, notamment pour le contrôle en boucle fermée qui fait intervenir des capteurs. Le deuxième enjeu qui concerne le bilan énergétique est la justification économique et énergétique du contrôle actif en application. En effet, l'adoption d'une solution de contrôle actif nécessite l'utilisation d'un dispositif consommant de l'énergie (électrique, mécanique, chimique, etc...), et nécessite d'embarquer dans le véhicule du matériel supplémentaire (actionneur de contrôle, générateur d'énergie, électronique de commande, etc...). Pour que cela soit pertinent, il est nécessaire d'avoir un rendement global du système positif : l'énergie dépensée pour transporter et faire fonctionner le système doit rester inférieure à l'énergie économisée grâce à l'amélioration des performances. Pour remplir cette condition, le choix de l'actionneur, son dimensionnement, ainsi que la configuration d'intégration sont critiques. Or, pour le moment, ces choix sont faits plus par essais-erreurs que par une vraie étude de dimensionnement optimisée et basée sur une métrique des différentes solutions de contrôle, des études paramétriques, ainsi qu'une connaissance fine de la dynamique d'interaction des actionneurs avec leur environnement. Il est donc nécessaire de pouvoir caractériser dynamiquement ces actionneurs et de quantifier dynamiquement leur impact sur le fluide à contrôler pour pouvoir les choisir efficacement lors de la mise au point d'une solution de contrôle. Or, ces aspects sont actuellement peu couverts du fait de leur complexité. En effet, le cahier des charges de ces actionneurs susceptibles d'être embarqués sur des aéronefs et de devoir répondre très rapidement à une commande amène à la conception de nouveaux actionneurs, miniaturisés et capables de travailler à haute fréquence. Ces deux aspects rendent l'utilisation des méthodes de mesure résolues en espace et en temps conventionnelles très difficiles à mettre en œuvre. Dans ce

contexte et pour répondre à ces problématiques, l'objectif de cette étude est double. D'un côté mettre au point des méthodes de caractérisation et d'analyse dynamique des actionneurs, et d'un autre côté être en mesure de caractériser leur interaction avec l'écoulement afin d'obtenir une comparaison de la dynamique des actionneurs testés. Pour remplir cet objectif ce manuscrit est divisé en quatre chapitres.

- Le premier chapitre vise à introduire la notion de contrôle d'écoulement en mettant l'accent sur le rôle décisif de la compréhension de la dynamique d'interaction entre le dispositif de contrôle et l'écoulement. Dans ce contexte un état de l'art des principales techniques d'extraction et d'analyse de la dynamique des écoulements est proposé. Cette étude bibliographique permet de définir le cadre de cette thèse : la configuration géométrique, les actionneurs utilisés, ainsi que la stratégie mise en place sont présentés.

- Le deuxième chapitre présente les moyens d'essais ainsi que les moyens de mesure déployés dans le cadre de cette thèse. La stratégie mise en place nécessite de porter une attention particulière à la conception du montage expérimental utilisé dans la campagne d'essai. Le détail de la conception de chaque pièce est présenté dans ce chapitre. Les méthodes de traitement des données implémentées pour cette étude y sont également développées.

- Le troisième chapitre vise dans un premier temps à valider la méthodologie mise en place ainsi que le montage expérimental. Pour cela les résultats d'une première campagne d'essais préliminaires sont présentés et analysés. Dans un second temps, cette méthodologie est appliquée pour caractériser dynamiquement chaque actionneur pris indépendamment. Pour cela les actionneurs sont successivement caractérisés en jet libre sur le banc de caractérisation, puis en environnement confiné dans la veine d'essai.

- Le quatrième chapitre présente dans un premier temps une optimisation des paramètres dimensionnants de l'essai basée sur des mesures préliminaires. Dans un second temps les résultats de la campagne d'essai visant à extraire et analyser la dynamique d'interaction entre chaque actionneur pris indépendamment et l'écoulement de couche limite sont présentés. Dans un troisième temps, les différents écoulements induits par les actionneurs dans l'écoulement à contrôler sont étudiés dans le but d'identifier les mécanismes de contrôle prépondérants induits par chacune de ces solutions de contrôle.

1. CONCEPTS ET STRATÉGIES DE CONTRÔLE D'ÉCOULEMENTS

Ce chapitre vise à rappeler les principaux concepts et stratégies de contrôle d'écoulements. Pour cela dans un premier temps nous nous intéressons au concept même du contrôle d'écoulement pour en comprendre le sens et les objectifs. Nous présentons également les trois grands mécanismes physiques d'interaction associés au contrôle d'écoulements, ainsi que les principaux dispositifs/actionneurs utilisés. Nous verrons dans un second temps que pour optimiser le contrôle des écoulements, et particulièrement pour le contrôle actif, il est nécessaire de mieux comprendre les mécanismes dynamiques en jeu. Pour cela il est nécessaire d'une part d'extraire la dynamique de l'interaction entre l'actionneur et l'écoulement, et d'autre part de mettre au point des outils d'analyse dynamique pertinents. Pour finir, nous présentons la stratégie adoptée pour cette thèse afin de répondre à ces objectifs. Nous détaillons plus particulièrement nos choix d'actionneurs/configurations et de configuration, ainsi que la stratégie d'extraction et d'analyse de l'interaction dynamique que nous avons mis en place.

Sommaire

1.1	Concept du contrôle d'écoulements	18
1.1.1	Contexte historique	18
1.1.2	Objectifs de contrôle et stratégies associées	20
1.1.3	Mécanismes classiques de contrôle	24
1.1.4	Les dispositifs de contrôle	26
1.2	Éléments de compréhension des mécanismes de contrôle	33
1.2.1	Méthodes d'extraction de la dynamique de l'écoulement	34
1.2.2	Analyse de la dynamique	39
1.3	Stratégie scientifique adoptée	43
1.3.1	Cadre de l'étude	44
1.3.2	Stratégie mise en place	48
1.4	Synthèse	49

1.1 | Concept du contrôle d'écoulements

Cette première partie présente de façon générale le contrôle d'écoulements afin d'en comprendre le sens et les objectifs. Pour cela nous commençons par retracer l'historique et le contexte du contrôle d'écoulements depuis sa naissance. Cet historique nous permettra de mettre en évidence les principaux objectifs du contrôle d'écoulements ainsi que les stratégies de contrôle qui leur sont associées. Finalement nous présenterons les principaux dispositifs (actifs ou passifs) classiquement utilisés en contrôle d'écoulements pour interagir avec l'écoulement à contrôler.

1.1.1 | Contexte historique

Le contrôle des écoulements fait partie de ces branches de la physique découvertes d'une manière atypique. Deux siècles après la pomme de Newton, et un demi siècle avant l'ascenseur d'Einstein, le révérent docteur Robert Adams se trouve, en 1848, sur le green d'un terrain de golf écossais. Alors jeune étudiant, il ne peut se permettre d'acheter les balles plumeuses utilisées à cette époque (enveloppe en peau de vache, et remplies de plumes) très onéreuses. Il inventa donc sa propre balle, la "guta-percha", fabriquée avec de la sève de sapotillier séchée (arbre fruitier de Malaisie) ([The New York Times, 1904](#)), ([Winawer, 2015](#)). Ces balles sont bien moins chères à produire, il suffit de chauffer la sève et de la travailler pour obtenir une balle, et il est possible de la retravailler lorsqu'elle a été déformée. Elles ont de plus de meilleures performances (on passe de 180 yards à plus de 200 yards). Ainsi ces nouvelles balles finissent par devenir en quelques années la norme et remplacent complètement les balles plumeuses ([Campbel, 2011](#)). Mais la révolution de la balle de golf ne s'arrête pas là, puisque par accident, il est découvert qu'une balle usée avec un état de surface texturé effectue des vols de meilleure qualité que les balles lisses. Les fabricants de balles commencent alors à volontairement graver leurs balles de motifs. Cette anecdote pourrait paraître anodine, mais il s'agit en réalité de la première utilisation du contrôle des écoulements.

Il faudra cependant attendre plus de 50 ans pour avoir un début d'explication de ce phénomène par la communauté scientifique. Cette réponse commence progressivement en 1904 par l'introduction du concept de couche limite par Prandtl ([Prandtl, 1904](#)), dont découle rapidement une définition du phénomène de décollement de couche limite. Il explique que lorsqu'une masse d'air se déplace contre une paroi, les effets visqueux du gaz entraînent une diminution de la vitesse en proche paroi. La couche limite est alors définie comme la couche dans laquelle les effets visqueux ne sont pas négligeables, et donc où la vitesse est inférieure à la vitesse loin de la paroi. Ainsi dans cette couche limite les particules d'air sont tiraillées entre leur énergie cinétique qui les incite à conserver la même trajectoire et la même vitesse, et les effets visqueux avec la paroi qui les incite à ralentir et rester collées à cette paroi. Tout dépend donc de l'équilibre entre ces deux effets, si les effets cinétiques prennent le dessus, les lignes de courant arrivent à se détacher de la surface, créant un décollement de la couche limite. Mais si les effets visqueux sont prépondérants, les lignes de courant restent collées contre la paroi. La nuance est également introduite entre couche limite turbulente et couche limite laminaire,

selon le niveau de turbulence à l'intérieur de la couche. Prandtl et Tietjens ([Prandtl et Tietjens, 1934](#)), comprennent alors que ces états de surface particuliers (la balle de golf, la peau d'un requin ...) introduisent de la turbulence de petite échelle sous la forme de tourbillons. Ces tourbillons permettent de récupérer de l'énergie "loin" de la paroi et de l'injecter dans la couche limite, accélérant également sa transition de couche limite laminaire à couche limite turbulente, ce qui a pour effet de la rendre plus robuste face au décollement ([Robinson, 1991](#)), ([Fage et Preston, 1941](#)). Pour faire le lien avec l'augmentation des performances des déplacements de ces objets, il est nécessaire de s'attarder davantage sur les mouvements d'un corps dans un fluide. Le fluide exerce plusieurs forces sur l'objet, dont une qui s'oppose au mouvement : la traînée. Cette traînée se décompose en une traînée de frottement, due aux effets de frottement à la surface de l'objet, et une traînée de pression, due à la répartition asymétrique des coefficients de pression autour de l'objet ([Fage et Warsap, 1929](#)), ([Achenbach, 1968](#)). Plus particulièrement des zones de sur-pression à l'avant de l'objet, et des zones de dépression là où l'écoulement est fortement accéléré ou décollé. En retardant le décollement de la couche limite, il est donc possible de limiter ces zones de dépression, et donc de diminuer la traînée de l'objet. Prandtl et Tietjens poursuivent ces investigations et débouchent en 1932 sur les premières expérimentations de contrôle des écoulements en laboratoire : ils recollent l'écoulement décollé derrière un cylindre, et celui décollé dans un diffuseur ([Tietjens, 2008](#)). Ils en déduisent alors ce qui deviendra la définition du contrôle des écoulements : en ayant une action très localisée dans un écoulement, il est possible d'engendrer des effets globaux et d'impacter le rendement global d'un système. S'en suit un XX^e siècle qui regorge d'exemples d'applications de contrôle des écoulements, et de nouveaux moyens de contrôle. Parmi eux les plus notables sont les générateurs de vortex de Mc Fadden en 1947, utilisés pour retarder le décollement de la couche limite sur l'extrados de l'aile d'un bombardier boeing B-47 ([McFadden et al., 1955](#)). En 1960 un nouveau pas est franchi avec l'avion expérimental Northrop X-21 de la NASA équipé d'un système d'aspiration sur l'extrados de ses ailes ([Winchester, 2005](#)). En 1974 l'aérodynamicien américain Richard Whitcomb met au point les premières winglets de l'histoire de l'aviation, qui permettent de diminuer la traînée induite par la portance lors du mélange du flux intrados et extrados au bout d'une aile conventionnelle ([Bargsten et Gibson, 2011](#)). Il convient alors de définir deux types de contrôle d'écoulements : le contrôle passif, qui ne peut pas être activé ou désactivé dans le temps (les générateurs de vortex, les modifications de géométrie, les winglets ...), et le contrôle actif qui peut être piloté dans le temps (comme l'aspiration de couche limite). La fin du XX^e et le début du XXI^e siècle sont donc les témoins de l'essor du contrôle passif, puis actif des écoulements, comme l'atteste le nombre croissant de publications scientifiques avec les mots clés "flow control" répertoriés par Google Scholar depuis 1900 sur la [FIG. 1.1](#). Les principaux objectifs qui s'en dégagent sont la diminution de la consommation de véhicules par diminution de leur traînée ([Bellman et al., 2011](#)) ([Reneaux, 2004](#)), la diminution de la production de bruits aéro-acoustiques ([Wolf et al., 2015](#)) ([Seiner et al., 2012](#)), la diminution de la vibration ([Chen et al., 2013](#)), l'intensification des transferts thermiques ([Jacobi et Shah, 1995](#)), l'augmentation du taux de mélange ([Aamo et al., 2003](#)), et la stabilisation de la combustion ([Poinsot et al., 2008](#)), ([Gad-el hak et al., 1998](#)). Cette liste, loin d'être exhaustive, est à la

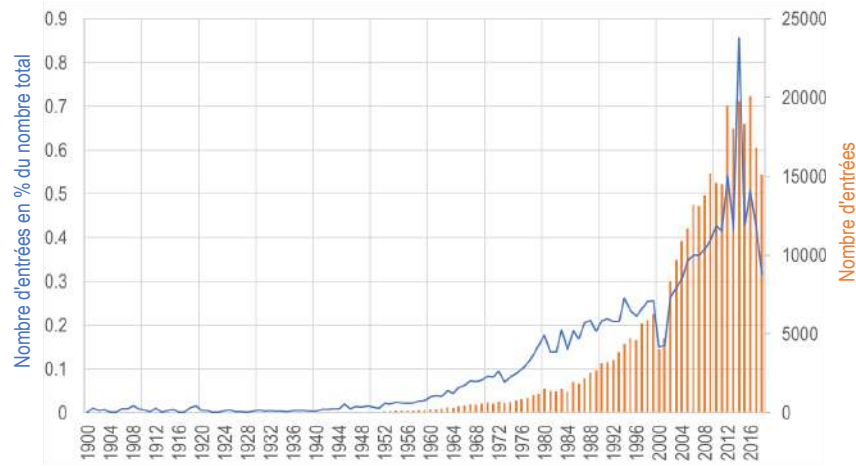


FIGURE 1.1 – Évolution du nombre d'articles répertoriés dans Google Scholar sous les mots clés "flow control" depuis 1900, exprimé en nombre d'articles (colonnes oranges) et en pourcentage du nombre total d'article répertoriés (courbe bleue)

croisée de plusieurs domaines scientifiques, et de nombreuses synergies très intéressantes sont alors engagées (DiStefano *et al.*, 1990). La plus notable est la mise en commun des savoirs faire de l'automatique et du contrôle actif des écoulements, qui débouche sur des approches "système" en contrôle actif en boucle fermée (Chovet *et al.*, 2017a). Il s'agit de mettre en place une stratégie de contrôle actif, qui réagit en temps réel en fonction de l'état de l'écoulement. L'état de l'écoulement est déterminé à l'aide d'un ou plusieurs capteurs dans l'écoulement qui forment une boucle de retour, un "feedback" (Pinier *et al.*, 2006). L'objectif est ici d'optimiser le contrôle actif, en minimisant l'énergie utilisée par le système de contrôle, et/ou en maximisant son impact. En effet une des principales limites du contrôle actif aujourd'hui est le rendement global d'une solution de contrôle (Jabbal *et al.*, 2010). Qui dit contrôle actif dit également actionneurs, consommation d'énergie, ajout de masse au système... Il s'agit donc de vérifier que le bilan énergétique reste positif, et que l'énergie gagnée d'un point de vue aérodynamique est supérieure à la surconsommation engendrée par l'apport de la solution de contrôle. Pour optimiser le contrôle, de nombreuses questions et de nombreux critères doivent être pris en compte. Ils concernent notamment le type de contrôle à utiliser, la stratégie de contrôle à adopter et le positionnement des actionneurs (Cattafesta et Sheplak, 2011).

1.1.2 | Objectifs de contrôle et stratégies associées

Le contrôle des écoulements peut être effectué selon différentes stratégies, définies en tenant compte de l'objectif de contrôle, de la configuration géométrique, des

conditions de fonctionnement, de la connaissance (ou non) préalable de l'écoulement, de l'énergie disponible... Ces stratégies peuvent être regroupées par familles, définies en fonction des objectifs de contrôle (Gad-el Hak, 2013). En voici quelques-unes ;

Diminution de la trainée de pression

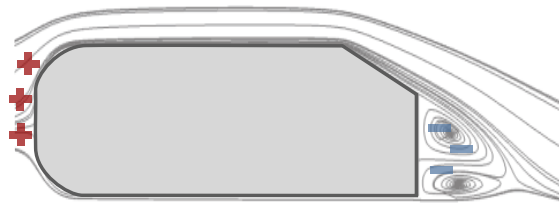


FIGURE 1.2 – Trainée de pression

La trainée de pression générée lors du déplacement d'un corps dans un fluide provient d'une asymétrie dans la répartition des coefficients de pression autour de la surface du corps (Polytechnique, 2017) (Schewe, 1983). Ces asymétries proviennent de l'apparition de zones de décollement ou de recirculation autour du corps, comme c'est le cas en aval d'un culot par exemple. Pour pallier cela, l'objectif est de limiter ces phéno-

mènes (Johnson et Nishi, 1990) en diminuant la taille de ces zones de recirculation ou de décollement. Pour atteindre cet objectif, les solutions sont nombreuses et dépendent de la configuration. On peut, dans le cas d'un corps épais, par exemple modifier la conception géométrique pour atténuer les arêtes et limiter les décollements, ou bien ajouter des éléments (volets, ailerons...) pour accompagner le fluide. Une autre solution pour diminuer les zones décollées et les recirculations en aval d'un changement brutal de géométrie, consiste à retarder le décollement de la couche limite. Or une couche limite turbulente étant plus robuste au décollement qu'une couche limite laminaire (Laufer et Vrebalovich, 1960), l'objectif est d'accélérer la transition laminaire - turbulent de la couche limite afin de la rendre plus robuste et retarder le décollement, diminuant ainsi les zones de recirculation. Des exemples ont déjà été évoqués en introduction, mais de nombreux autres peuvent être trouvés dans la littérature (Choi *et al.*, 2006) (Tian, 2009) (Leschziner *et al.*, 2011).

Diminution de la trainée de frottement

De la même façon que la trainée de pression est quantifiée par intégration des coefficients de pression autour d'un corps, la trainée de frottement est quantifiée par intégration du coefficient de frottement local sur la surface du corps en mouvement dans le fluide (Achenbach, 1968). Or ce coefficient de frottement local est proportionnel au gradient de vitesse pariétal $\left(\frac{\partial u}{\partial y}\right)_{y=0}$ (Robinet, 2012). Il est donc inversement proportionnel à la pente de la tangente au profil de vitesse prise en $y=0$. Pour diminuer la trainée de frottement, il faut donc augmenter la pente à l'origine de la tangente au profil de vitesse. En mettant de côté la solution consistant à diminuer la vitesse de l'objet dans le fluide, il reste l'option de modifier la forme du profil de vitesse. Le mécanisme associé à cet objectif de contrôle consiste à diminuer artificiellement la vitesse du fluide par rapport à l'objet (Bannier *et al.*, 2016). Des exemples d'applications optimales d'un point de vue aérodynamique seraient alors une paroi défilante ou un jet pariétal, avec une vitesse proche du double de la

vitesse de l'objet (Anders *et al.*, 2012). D'autres stratégies peuvent également être mises en œuvre, visant à modifier le niveau de turbulence dans la couche limite. Le constat est que la suppression des grandes échelles de turbulence mène à une diminution de la traînée de frottement d'un corps (Choi *et al.*, 1994). De plus dans le domaine du transport naval, une autre solution consistant à changer le type d'interface permet de réduire le frottement pariétal. Il s'agit alors par exemple en contrôle actif d'injecter des bulles de gaz contre la paroi frottante (Ceccio, 2010), ou en contrôle passif de modifier l'état de surface de la paroi.

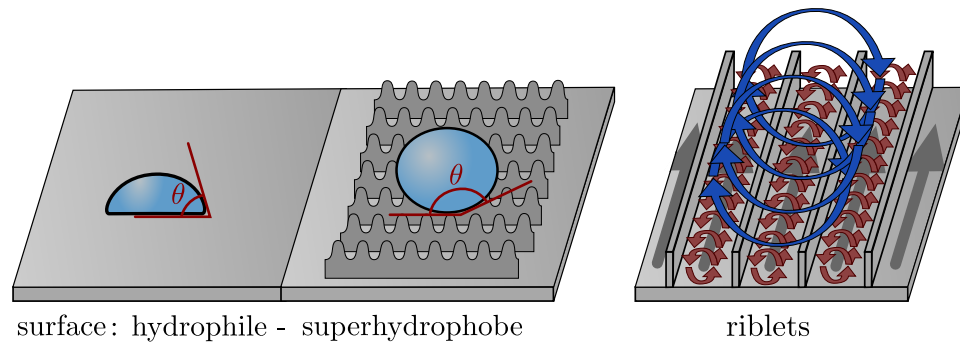


FIGURE 1.3 – Exemples de contrôle passif du frottement pariétal par modification de la surface : surfaces superhydrophobes et ribblets (Martin et Bhushan, 2016)

Augmentation de la portance

La portance d'une surface portante est générée grâce à une asymétrie dans la distribution des coefficients de pression (Polytechnique, 2017). Lors de l'intégration de ces coefficients de pression sur la surface, apparaît une résultante verticale et positive : la portance. Pour augmenter la valeur de cette résultante, il y a deux options. La première consiste à augmenter la surface d'intégration. Pour cela, dans le domaine du contrôle des écoulements, la solution est d'avoir une surface portante capable de varier selon les besoins. Les volets hypersustentateurs et toutes les solutions de surface-morphing en sont un bon exemple (Liebeck, 1978). La deuxième solution consiste à s'assurer que toute la surface alaire est bien utilisée pour produire de la portance, c'est à dire que l'écoulement reste collé sur le maximum de surface. On se retrouve alors dans la même configuration que pour la diminution de la traînée de pression par retardement du décollement de couche limite (Seifert *et al.*, 2008).

Amplification ou atténuation d'une instabilité

Dans le cadre d'un besoin d'énergétisation d'un écoulement par amplification de la turbulence (augmentation de la quantité de mouvement) (Poinsot *et al.*, 2008) ou au contraire d'un besoin de stabilisation d'un écoulement instable (couche de mélange, lâcher tourbillonnaire...) une stratégie plus fine de contrôle des écoulements

peut être utilisée (Mongeau *et al.*, 2013). Le point de départ de cette stratégie est une instabilité présente dans le fluide à contrôler. Il s'agit alors de mettre en place une solution de contrôle capable de fonctionner à une fréquence correspondant à celle de l'instabilité (régulière ou non). En jouant sur le déphasage de cette action par rapport au phénomène déjà présent dans le fluide, il est possible soit d'atténuer le phénomène, soit de l'amplifier. Cette stratégie permet de diminuer la quantité d'énergie consommée par le contrôle (Rist et Augustin, 2006). Ici encore, énormément de solutions technologiques sont disponibles et peuvent être adaptées en fonction de la configuration (fil oscillant, paroi vibrante, pièces mobiles, actionnement fluide)(Cattafesta et Sheplak, 2011). Cependant cette méthode nécessite la connaissance en amont des caractéristiques dynamiques de l'écoulement à contrôler.

Augmentation de l'efficacité d'un élément aérodynamique

Dans certains cas extrêmes, où le rendement n'est pas un critère décisif dans le cahier des charges, et où la sécurité ou le besoin en réactivité et en efficacité prennent le dessus, une stratégie de contrôle par forçage est utilisable (King, 2010). Il peut s'agir d'une redirection de fluide, de l'injection d'une grande quantité de mouvement ou au contraire du prélèvement d'une partie du débit du fluide à contrôler (Huang *et al.*, 2008). La plupart de ces cas ont pour application l'efficacité d'un élément aérodynamique qui est capitale au bon fonctionnement d'un système (inversion de poussée, aspiration d'écoulement décollé, recollement d'écoulement décollé, redirection des lignes de courant par entrainement pour rediriger un fluide sur une commande...).

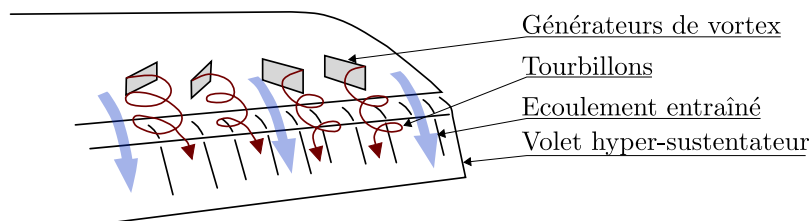


FIGURE 1.4 – Exemple de contrôle passif par générateurs de vortex dans l'objectif d'améliorer les performances d'un dispositif hyper-sustentateur ou d'une commande de vol

Modification des échanges thermiques

Les problématiques de refroidissement touchent quasiment tous les domaines de l'électronique à la mécanique. La technique la plus répandue est actuellement d'utiliser un fluide pour absorber la chaleur de l'élément à refroidir, et la déplacer (par convection). Certaines solutions de contrôle peuvent se placer en amont ou en aval de la zone à refroidir et se rapprochent des autres stratégies évoquées dans cette section : redirection du fluide, amélioration du mélange du fluide chauffé avec

le fluide de refroidissement, augmentation de la surface d'échange... (Zhang *et al.*, 2011) (Yilmaz *et al.*, 1999). Mais la stratégie de contrôle faisant intervenir un mécanisme physique est celle qui consiste à augmenter le coefficient de convection, afin d'améliorer les échanges thermiques. Le coefficient de convection peut être modifié par plusieurs facteurs. Les deux premiers, à savoir la différence de température entre le fluide et la surface à refroidir, et les propriétés intrinsèques du fluide, peuvent être modifiés par d'autres moyens que le contrôle des écoulements. Mais le troisième facteur, lié au type d'écoulement peut être impacté par des stratégies de contrôle. Pour augmenter le coefficient de convection, il est possible d'augmenter la couche de mélange et l'épaisseur de couche limite thermique. (Kim *et al.*, 2002) (Ely et Jubran, 2011) Pour cela, la façon la plus efficace d'agir est d'augmenter la turbulence en proche paroi. Des exemples de solutions technologiques seraient l'utilisation de pions ou des déformations locales sur la paroi (type rugosité) (Metzger *et al.*, 2009), ou des générateurs de vortex (Jacobi et Shah, 1995).

Modification des caractéristiques acoustiques

Les écoulements turbulents produisent des ondes sonores par effet aéroacoustique (Moore, 1977). Plus particulièrement les grandes échelles de turbulences contribuent à produire des ondes sonores qui ont des amplitudes d'autant plus élevées que ces échelles de turbulences sont énergétiques (Michalke et Fuchs, 1975). Cette production sonore peut être conséquente dans de très nombreux cas (couche de mélange à la frontière de jets libres, écoulement de cavité (FIG. 1.5), écoulement décollé...), et peut également être non désirée dans de nombreuses situations (pollution sonore, signature acoustique de navires de guerre...). La stratégie de contrôle associée à l'objectif de limitation de la production sonore est de limiter les écoulements cisailés (Fiedler et Fernholz, 1990), (Hussain et Hasan, 1985), c'est à dire de diminuer le gradient de vitesse des écoulements cisailés ou de désorganiser la couche cisailée. Comme exemple de mise en œuvre de ce type de contrôle d'écoulement on pourra citer les mélangeurs des turboréacteurs de nouvelle génération en forme de fleur, visant à limiter la production de bruits à l'interface cisailée entre le flux primaire et le flux secondaire du réacteur (Casalino *et al.*, 2008), (Ahuja et Brown, 2013).

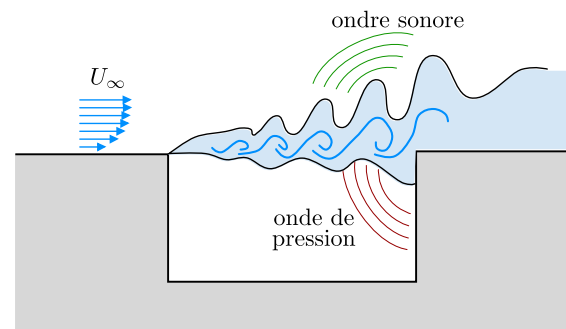


FIGURE 1.5 – Écoulement de cavité

1.1.3 | Mécanismes classiques de contrôle

Ces différents objectifs de contrôle peuvent être atteints par différentes stratégies proposées dans la littérature. Ces stratégies font intervenir un certain nombre de mécanismes de physique classiques. Nous allons définir les mécanismes les plus récurrents et les plus largement utilisés dans le domaine du contrôle d'écoulements.

Energétisation de couche limite

Le niveau d'énergie dans la couche limite est quantifié entre autres par son niveau de turbulence (Abu-Ghannam et Shaw, 1980). Deux types de couche limite peuvent alors être définies : les couches limites laminaires et les couches limites turbulentes. Une couche limite qui se développe dans un écoulement laminaire à la surface d'une plaque plane, va s'épaissir jusqu'à transitionner vers une couche limite turbulente (Emmons, 1951). Il faut donc une certaine distance à une couche limite laminaire avant de transitionner vers une couche limite turbulente, et cette distance dépend notamment du nombre de Reynolds et du taux de turbulence. Or il a été démontré que les couches limites turbulentes sont plus robustes au décollement que les couches limites laminaires (Laufer et Vrebalovich, 1960), et que plus la couche limite turbulente est énergétique, plus elle est robuste au décollement (Simpson, 1989). Cette énergie peut soit être injectée directement dans la couche limite (via des dispositifs de contrôle actif), ou alors peut être récupérée dans le champ lointain et redistribuée dans la couche limite en proche paroi (via des structures tourbillonnaires créées par des dispositifs de contrôle actif ou passif) (Cuvier, 2012). L'enjeu du contrôle est donc d'accélérer la transition laminaire turbulent, et d'injecter de l'énergie dans la couche limite turbulente, afin de retarder le décollement.

Modification du profil de vitesse

La modification du frottement pariétal est un enjeu très présent dans le contrôle des écoulements (Fischer et Ash, 1974) (Kang et Choi, 2000). Or la vitesse de frottement pariétale peut être quantifiée, entre autres, par le gradient de vitesse à la paroi $\left(\frac{\partial U}{\partial y}\right)_{y \rightarrow 0}$ (Qin et al., 2017). L'enjeu est alors de modifier la forme du profil de vitesse en proche paroi de sorte à modifier la pente à l'origine du profil de vitesse (Vinuesa et Schlatter, 2017). De nombreuses solutions techniques sont proposées dans la littérature pour remplir cet objectif (modification de la masse volumique du gaz en proche paroi, paroi mobile, injection d'air, parois poreuses...).

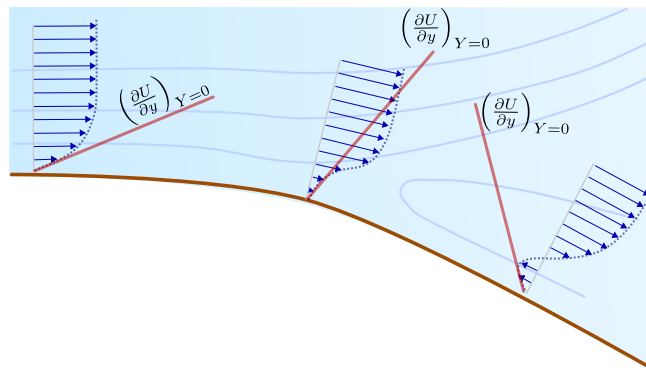


FIGURE 1.6 – Illustration de $\left(\frac{\partial U}{\partial y}\right)_{y \rightarrow 0}$ pour différentes formes de profil de vitesse

Déviation des lignes de courant

Dans le contexte de recollement des écoulements décollés ou le décollement d'écoulements collés, ou encore la déviation de lignes de courants, le mécanisme de contrôle associé consiste à modifier la trajectoire des lignes de courants (Braslow, 1999). Cela permet alors de forcer le décollement d'un écoulement attaché, ou au contraire de forcer le recollement d'un écoulement décollé (Yousefi *et al.*, 2014), (Ganesh *et al.*, 2019). Le mécanisme physique mis en jeu est la modification du champ de vitesse, et donc du champ de pression. En créant des zones de dépression par accélération, ou de surpression par ralentissement des particules, il est possible de forcer le comportement des lignes de courant.

1.1.4 | Les dispositifs de contrôle

Le point commun de toutes ces stratégies de contrôle est l'intégration de dispositifs de contrôle. Ce dispositif peut être soit un actionneur actif ou simplement un élément passif, mais il doit dans tous les cas être en mesure d'impacter l'écoulement à contrôler (afin de garantir l'autorité du contrôle sur l'écoulement). L'objectif est de maximiser cet impact en minimisant les effets indésirables induits par la présence de cet actionneur. Pour répondre à cette contrainte, comme toutes les stratégies de contrôle listées dans le §1.1.3 sont différentes, un grand nombre de dispositifs de contrôle ont été, et continuent d'être développés.

Dans le cas du contrôle passif il s'agit de modifier le comportement d'un fluide localement de façon constante et systématique (Bruneau *et al.*, 2012). La stratégie associée consiste à modifier une caractéristique du fluide (direction, vorticité, turbulence) à l'aide d'un élément ajouté (générateur de vortex, pions, découpe en forme particulière des bords d'attaque ou de fuite ...). Cette modification est constante dans le temps, et l'élément ajouté ne consomme pas d'énergie. Les besoins mis en évidence dans la communauté du contrôle des écoulements, et le déploiement de méthodes de conception efficaces (optimisation par essais-erreurs ou par algorithmes, bio-mimétisme...), permettent de déboucher sur de nombreux dispositifs. Ces dispositifs passifs peuvent être regroupés en 3 familles (Gad-el Hak, 2013) comme le montre la FIG. 1.7. Ces familles sont définies par le type d'intégration des dispositifs.

La première famille représente les dispositifs locaux, caractérisés par l'ajout d'éléments discrets (par exemple une rangée de générateurs de vortex en vis à vis d'un aileron, l'usinage d'une poche pour créer un écoulement de cavité ...)(Vosko-boinick *et al.*, 2018) (Fouatih *et al.*, 2016) (Bragg et Gregorek, 1987). L'ajout de ces éléments locaux permet de modifier localement les caractéristiques de l'écoulement (vorticité, pression, vitesse, turbulence). Et cette modification va induire des effets sur l'ensemble du système (redistribution de l'énergie, onde de pression...).

Les dispositifs pariétaux forment la deuxième famille des dispositifs de contrôle passif. Leur intégration est distribuée et consiste en la modification d'un état de surface sur une zone entière. Cette modification peut prendre la forme d'ajout

d'éléments (de pins (Bearman et Harvey, 1993), d'une surface imitant la peau des requins (Lang *et al.*, 2014), de bandes rugueuses (Carpenter *et al.*, 2008) ...), d'enlèvement de matière (usinages de petites poches, sablage de surface...), ou encore de modification de la rigidité ou de la flexibilité des parois en contact avec l'écoulement à contrôler (Taylor *et al.*, 2005). Ces modifications à la paroi permettent d'avoir un effet sur les caractéristiques de l'écoulement en proche paroi, et donc sur le comportement de l'écoulement et les performances globale du système.

L'ajout de corps forme la troisième famille des dispositifs passif de contrôle d'écoulements. L'intégration de dispositifs à part entière, comme un aileron de voiture par exemple, permettent de modifier à grande échelle la topologie de l'écoulement. Ces modifications peuvent alors être effectuées avec un objectif de contrôle visant à augmenter les performances globales du système. Étant donné l'échelle de la modification du système, chaque objectif de contrôle atteint par l'ajout d'un corps possède sa propre solution et son propre dispositif, ce qui implique un grand nombre de dispositifs dans cette famille. Pour ne citer que les principaux, on peut par exemple envisager l'intégration de résonateurs pour amplifier ou atténuer des instabilités aéro-acoustiques, de winglets pour limiter la formation des tourbillons en bout d'aile des avions, les ailerons sur les voitures de sport pour assurer une portance négative... (de Mattos *et al.*, 2003) (Karpouzas *et al.*, 2016).

Dans le cas du contrôle actif on souhaite modifier localement l'écoulement à contrôler, mais sans que cette modification ne soit systématique. Il s'agit donc d'intégrer un actionneur qui, lorsqu'il est désactivé, ne modifie pas ou peu l'écoulement. Cet actionneur peut également être activé au moment opportun afin de remplir son objectif de contrôle. Le déploiement d'une telle technologie nécessite donc un apport en énergie. Cette énergie est transformée par l'actionneur pour pouvoir être injectée dans l'écoulement à contrôler. Le domaine du contrôle actif des écoulements étant en pleine extension, et mettant à contribution de nombreux autres domaines (mécatronique, électronique, micro-électronique ...), le nombre d'actionneurs actifs pour le contrôle d'écoulements ne cesse d'augmenter. La littérature propose une classification de ces actionneurs, regroupés en 4 familles (Cattafesta et Sheplak, 2011), comme le montre la FIG. 1.7.

La famille des actionneurs fluidiques regroupe tous les actionneurs capable de convertir leur énergie d'alimentation en une quantité de mouvement, utilisée pour contrôler l'écoulement. Deux branches sont répertoriées dans cette famille, selon l'énergie d'alimentation de l'actionneur. La première branche, dite débit nul, correspond aux actionneurs ne nécessitant qu'une alimentation électrique. Le type d'actionneur associé est l'actionneur de jet synthétique (De *et al.*, 2009) (Chen *et al.*, 2000) (McCormick, 2000a). Le principe de cet actionneur est de transformer l'énergie électrique d'alimentation en énergie mécanique pour déplacer un élément (membrane, piston) dans un corps (plenum, chambre, caisson), créant ainsi un déplacement d'air qui est injecté dans l'écoulement via une interface (orifice, fente ...). Le terme débit nul provient du fait qu'en moyenne sur un cycle le débit net est nul. La deuxième branche dite à débit non nul correspond aux actionneurs

fluidiques nécessitant une source en air comprimé. Cette branche se divise donc en deux sous-branches. La sous-branche stationnaire représente les actionneurs fluidiques injectant un débit moyen net non nul dans l'écoulement, et de façon stationnaire. L'actionneur à jet continu représente cette sous-branche (Tadjfar et Asgari, 2018). Il s'agit de n'utiliser que l'alimentation en air comprimé afin de créer un jet continu, ne nécessitant pas d'énergie électrique. On vient alors injecter un débit et une vitesse constante dans l'écoulement à contrôler. La sous-branche instationnaire regroupe tous les actionneurs fluidiques de débit net moyen non nul qui ont au moins une de leurs caractéristiques qui n'est pas stationnaire. On retrouve dans cette sous-branche notamment le jet oscillant, qui consiste à injecter un débit constant mais avec un direction qui oscille dans le temps (Wygnanski, 2012) (Seele *et al.*, 2013), le jet pulsé (Ruiying, 2017) qui consiste à injecter un débit dans l'écoulement en suivant un créneau dont la fréquence et le rapport cyclique peut être piloté, et les actionneurs par combustion (Woo *et al.*, 2008) qui consistent à créer un déplacement de fluide à l'aide d'une combustion.

La deuxième grande famille des actionneurs de contrôle actif d'écoulements est la famille des surfaces mobiles. Cette famille regroupe tous les actionneurs capables d'interagir avec l'écoulement à contrôler en mettant en mouvement une surface qui est en contact avec cet écoulement (Timpe *et al.*, 2013). De nombreuses solutions techniques existent, et la liste proposée sur la FIG. 1.7 n'est pas exhaustive.

La troisième grande famille des actionneurs de contrôle actif est la famille des actionneurs à plasma (Morris *et al.*, 2005) (Roupassov *et al.*, 2008) (Thomas *et al.*, 2009). Ces actionneurs sont composés de deux électrodes non superposées séparées par un film isolant. Ces électrodes sont alors alimentées par un signal de haute tension, ce qui a pour effet d'ioniser le fluide entre ces deux électrodes. Les charges présentes dans le fluide à contrôler se déplacent alors dans le champ électrique et induisent un déplacement du fluide. Les actionneurs plasma permettent donc de convertir rapidement une énergie électrique en quantité de mouvement. Les actionneurs de cette famille se basent tous sur ce même principe, mais diffèrent de par les solutions techniques utilisées pour ioniser le fluide à contrôler. La FIG. 1.7 détaille quelques exemples d'actionneurs de cette catégorie.

Certains actionneurs, comme les actionneurs électromagnétiques (Cierpka *et al.*, 2010), capables d'effectuer des tâches de contrôle d'écoulements, ne peuvent être rattachés à aucune de ces 3 premières familles. Une 4^{eme} famille "autre" est donc créée pour regrouper ces actionneurs.

La FIG. 1.7 propose donc une classification des familles de solutions de contrôle (actives et passives) rencontrées dans la littérature, illustrées par une liste non exhaustive de dispositifs.

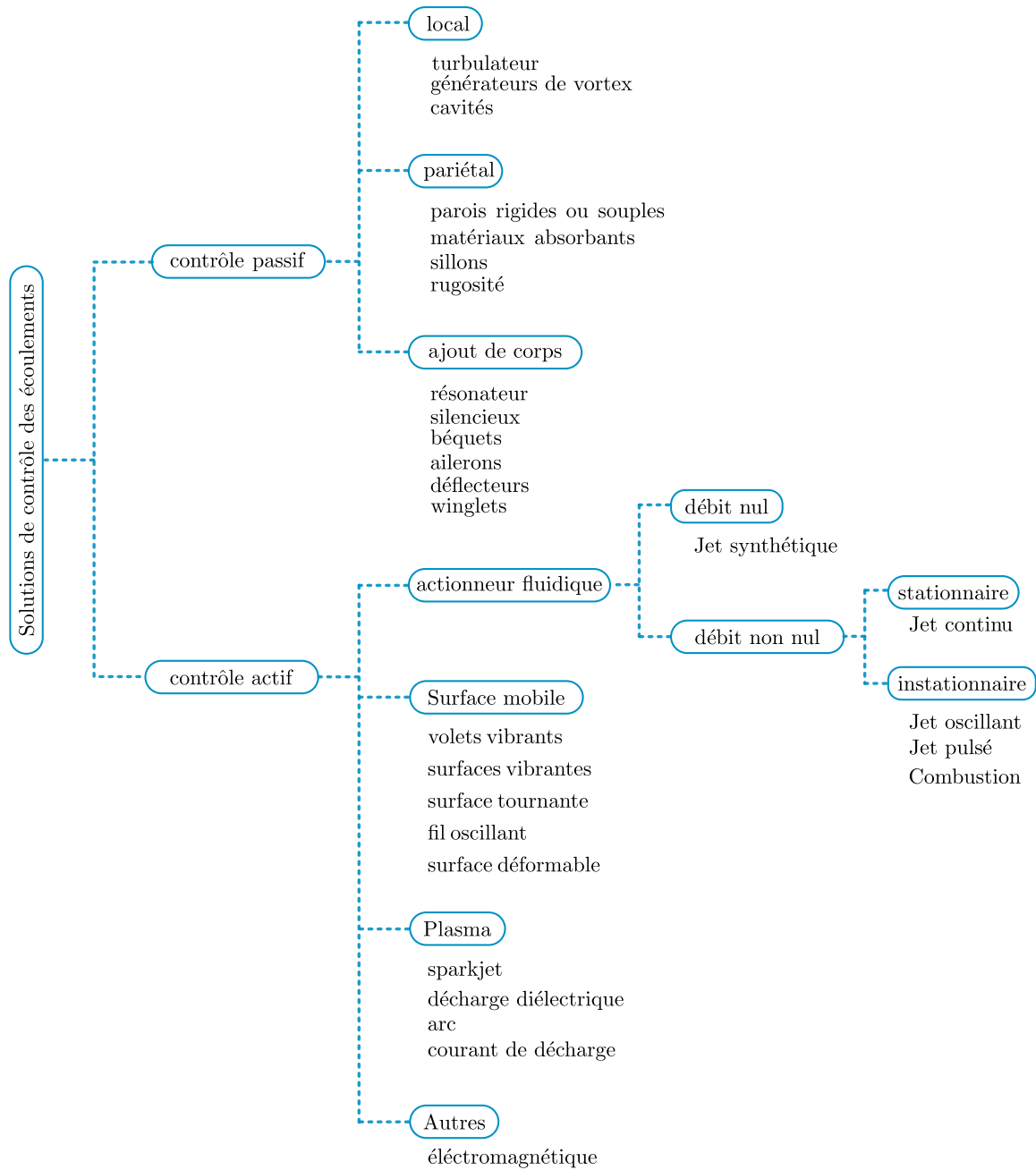


FIGURE 1.7 – Classification des solutions de contrôle des écoulements dans la littérature (Cattafesta et Sheplak, 2011) (Gad-el Hak, 2013).

Le point commun de tous ces actionneurs du contrôle actif est leur capacité à être activé ou désactivé. Cette notion implique la présence d'une loi de contrôle, c'est à dire d'une loi définissant la façon dont est pilotée l'actionneur. L'optimisation d'une solution de contrôle d'écoulement, passe alors non pas seulement par l'optimisation des paramètres d'intégration de l'actionneur (géométrie d'interface, positionnement...), mais également par une optimisation de cette loi de contrôle. La réponse à cette question est apportée par le domaine de l'automatique. Principalement deux possibilités sont proposées (Cattafesta *et al.*, 2012), (Amitay *et al.*, 2012). La première est le contrôle en boucle ouverte. Dans ce cas la loi de contrôle est déterminée à l'avance et est injectée dans le système sans tenir compte de sa réponse à cette action. La deuxième est le contrôle actif en boucle fermée, qui permet d'intégrer par rétroaction la réponse du système et donc d'adapter la commande de contrôle. Cette dernière solution nécessite cependant la mesure d'une ou plusieurs informations capables de quantifier l'impact du contrôle sur l'écoulement, et ainsi de formuler la rétroaction de manière fiable et efficace. Pour cela la définition de la loi de contrôle est capitale, et là encore le domaine de l'automatique offre un grand nombre de possibilités. Ces familles de contrôle d'écoulements ont chacune leur cahier des charges vis à vis des caractéristiques d'actionneurs (robustesse, taille, rapidité de réponse...). Notamment pour le contrôle actif d'écoulements qui fait intervenir un actionneur capable d'interagir avec le fluide à contrôler pour le modifier localement et atteindre l'objectif de contrôle (Cattafesta et Sheplak, 2011). Cela fait intervenir les plus récentes avancées dans le domaine de l'électronique, de la miniaturisation, et des micro-systèmes électromécaniques (MEMS). L'intérêt porté par la communauté scientifique dans ce domaine (Fujita, 2002) débouche sur de nombreuses innovations notamment dans le domaine des capteurs (Hejun et Bogue, 2007) ainsi que dans celui des actionneurs (Bell *et al.*, 2005). Ces actionneurs sont particulièrement intéressants pour les applications de contrôle actif des écoulements, de par leur petite taille et donc leur facilité d'intégration.

Ce type d'approche nécessite de connaître l'efficacité des actionneurs en quantifiant leurs impacts sur les performances du système. Pour cela une approche plus globale est généralement utilisée (Gilarranz *et al.*, 2005). Elle consiste à s'affranchir de la compréhension de la dynamique d'interaction entre l'actionneur et l'écoulement, mais vise plutôt à quantifier l'impact de l'actionneur et son efficacité sur des paramètres de performance ou des grandeurs spécifiques. Les principaux outils pour quantifier globalement l'interaction actionneur fluide-écoulement sont les suivants :

- **Le rapport de vitesse** (Smith et Swift, 2003), noté VR pour Velocity Ratio :

$$VR = \frac{U_{jet}}{U_{\infty}}$$

Il permet de quantifier la configuration du contrôle actif par actionneur fluide en termes de ratio de vitesses. La subtilité de cet outil est la définition de U_{jet} dans le cas d'un jet non continu. Il peut s'agir d'une vitesse moyenne sur une période dans les cas périodiques, ou d'une moyenne temporelle sur une durée déterminée, ou encore d'un maximum temporel. Sa définition spatiale doit également être définie

(moyenne sur la section de l'orifice, maximum...). U_∞ est définie comme étant la vitesse de l'écoulement ambiant non perturbé loin de la paroi.

- **Le rapport des débits massiques** (Parekh *et al.*, 2013), noté $\dot{Q}R$ est défini comme le ratio entre le débit injecté par le jet et le débit de l'écoulement :

$$\dot{Q}R = \frac{\dot{q}_{jet}}{\dot{Q}}$$

Avec $\dot{Q}$ le débit massique de l'écoulement principal, qui ne peut être défini pertinemment que lors d'essais en soufflerie ou dans des cas d'écoulements internes. Et $\dot{q}_{jet}$ le débit massique injecté par l'actionneur fluïdique, dont la définition peut être complexe également pour les jets non continus : débit moyen sur une période, débit net, débit maximum...

- **Le coefficient adimensionné de débit massique** (Cattafesta et Sheplak, 2011) c_q est défini de la manière suivante :

$$c_q = \frac{\rho_{jet} \cdot U_{jet} \cdot A_{jet}}{\rho_\infty \cdot U_\infty \cdot A_r}$$

Avec ρ_{jet} et U_{jet} respectivement la masse volumique et la vitesse du fluide éjecté par l'actionneur, A_{jet} la section de l'orifice, ρ_∞ et U_∞ respectivement la masse volumique et la vitesse de l'écoulement lointain. A_r est une surface de référence à définir en fonction de la configuration.

- **Le coefficient de quantité de mouvement** c_μ permet de quantifier, de façon adimensionnée, l'énergie injectée par un actionneur fluïdique dans un écoulement sous forme de quantité de mouvement (Poisson-Quinton, 1948) (Poisson-Quinton et Lepage, 1961). Il est défini de la manière suivante :

$$c_\mu = \frac{\rho_{jet} \cdot U_{jet}^2 \cdot S_{jet}}{\frac{1}{2}\rho_\infty \cdot U_\infty^2 \cdot S_{ref}}$$

Avec ρ_{jet} , S_{jet} , et U_{jet} respectivement la masse volumique dans le jet, la section de l'orifice de soufflage, et la vitesse dans le jet (comme précédemment à définir avec précaution : moyenne ou maxima, dans le temps ou l'espace). Et avec ρ_∞ , U_∞ et S_{ref} respectivement les conditions de masse volumique et de vitesse loin de la paroi et une surface de référence à définir. Par conservation de la masse on peut également utiliser la relation $\dot{q}m_{jet} = U_{jet} \cdot S_{jet} \cdot \rho_{jet}$, ce qui permet de définir c_μ à l'aide du débit massique du jet :

$$c_\mu = \frac{\dot{q}m_{jet} \cdot U_{jet}}{\frac{1}{2}\rho_\infty \cdot U_\infty^2 \cdot S_{ref}}$$

- **Le coefficient d'efficacité**, utilisé lorsqu'un actionneur effectue un contrôle

d'écoulements avec un objectif de contrôle défini comme par exemple la modification des coefficients aérodynamiques (trainée, portance), il est possible de quantifier l'efficacité de l'actionneur à l'aide d'un coefficient d'efficacité A_e (Barros *et al.*, 2014).

$$A_e = \frac{|\Delta C_{D-L}| \cdot S \cdot U_\infty^3}{S_{jet} \cdot \overline{U_{jet}^3}}$$

Avec S une surface de référence, S_{jet} la section de l'orifice de soufflage, U_∞ la vitesse loin de la paroi, U_{jet} la vitesse du jet à définir de manière adaptée à la nature du jet. $|\Delta C_{D-L}|$ est la différence entre les coefficients aérodynamiques avec contrôle C_{D-L}^f et sans contrôle C_{D-L}^u :

$$\Delta C_{D-L} = C_{D-L}^f - C_{D-L}^u$$

Avec C_{D-L} pouvant représenter C_D le coefficient de trainée ou bien C_L le coefficient de portance.

Ainsi le coefficient d'efficacité A_e représente le rapport entre la puissance mécanique gagnée par réduction de la trainée ou augmentation de la portance, et la puissance mécanique consommée par l'actionneur. Il est également possible d'adapter cet outil pour d'autres objectifs de contrôle dont l'efficacité peut être quantifiée en termes de puissance (contrôle du frottement par exemple).

• **Le coefficient d'économie de puissance relative** permet également de quantifier le rendement d'un système de contrôle (Barros *et al.*, 2014). Il représente la puissance nette économisée grâce à la solution de contrôle normalisée par la puissance consommée par la trainée aérodynamique dans le cas d'un écoulement non contrôlé. Ce coefficient P_s s'exprime de la manière suivante (en suivant la même convention qu'énoncée dans le point précédent) :

$$P_s = \frac{\frac{1}{2}|\Delta C_D| \cdot S \cdot U_\infty^3 - \frac{1}{2}S_{jet} \cdot \overline{U_{jet}^3}}{\frac{1}{2}C_D^u \cdot S \cdot U_\infty^3}$$

Cette formule peut également s'adapter pour des cas où l'objectif de contrôle est autre que la diminution de trainée, en remplaçant ΔC_D et C_D^u par les grandeurs associées à l'objectif de contrôle.

• **Le Critère de performance globale** où OFM (pour Overall Figure of Merit) (Seifert et King, 2007) est un outil capable de quantifier l'efficacité d'un actionneur en tenant compte du surplus d'énergie dépensé pour l'intégration de l'actionneur.

$$OFM \equiv \frac{F_a^2 \cdot U_{pic}}{W_a \cdot Power}$$

Avec F_a la force de poussée engendrée par l'actionneur, U_{pic} la vitesse de pic de l'actionneur, W_a le poids de l'actionneur, et $Power$ la puissance consommée par l'actionneur. Cet outil est particulièrement adapté pour le travail sur maquette. Il peut également se décliner sous la forme de rendement (Avraham et Seifert., 2016),

et s'appelle alors FFM (pour Fluid Figure of Merit) :

$$\nu_F \equiv \frac{F_a \cdot U_{pic}}{Power}$$

Tous ces outils peuvent donc être utilisés pour quantifier l'impact global d'un contrôle d'écoulement sur les performances d'un système. Ainsi ils peuvent être utilisés comme quantificateur pour optimiser une loi de contrôle ou pour améliorer l'implémentation ou l'intégration d'un dispositif de contrôle. Cependant cette approche globale a ses limites. En effet, l'amélioration et l'optimisation des mécanismes de contrôle, passent nécessairement par la bonne compréhension des phénomènes physiques qui ont lieu lors de l'interaction entre les dispositifs de contrôle et l'écoulement à contrôler.

1.2 | Éléments de compréhension des mécanismes de contrôle

Le contrôle des écoulements fait intervenir deux principaux éléments. D'un côté les actionneurs présentés précédemment, et de l'autre côté l'écoulement à contrôler. Le contrôle consiste donc à mettre ces deux éléments en interaction, et la compréhension de la physique fine ainsi que des mécanismes physiques mis en jeu lors de cette interaction est capitale pour le bon dimensionnement d'une solution de contrôle. Il existe donc trois éléments clés pour la compréhension du contrôle d'écoulement :

- la connaissance de l'écoulement de base, qui dans la plupart des cas est bien connu
- la caractérisation de l'actionneur pour mieux comprendre son comportement, sa réponse dynamique.
- la compréhension de l'interaction entre l'actionneur et l'écoulement, ainsi que des phénomènes physiques qui interviennent. La [FIG. 1.8](#) schématise ces trois éléments clés.

La connaissance de l'écoulement à contrôler ne pose généralement pas de problème. Des mesures de champ de vitesse ou de pression, ainsi que des calculs numériques peuvent être utilisés. Les dispositifs de contrôle passif ne posent généralement pas de problème non plus. En effet ceux-ci n'ont en général que quelques caractéristiques intrinsèques, corrélées à leur capacité de contrôle (rugosité, dimensions, intégration géométrique). Leur caractérisation est donc strictement mécanique et géométrique ([Velte, 2009](#)), ([de Mattos et al., 2003](#)). En revanche les actionneurs du contrôle actif sont des actionneurs qui induisent des phénomènes physiques et des déplacements de matière. Pour cette raison nous nous concentrerons à partir de maintenant principalement sur les actionneurs fluidiques, ce choix est plus amplement justifié dans le [§1.3.1](#). Ce qu'il est alors souhaitable de caractériser est l'écoulement qui est induit par ces actionneurs, et qui va par la suite interagir avec l'écoulement à contrôler ([Cybyk et al., 2006](#)), ([Kral et Guot, 1999](#)). Mais, cette caractérisation dynamique peut, dans certains cas, s'avérer complexe pour

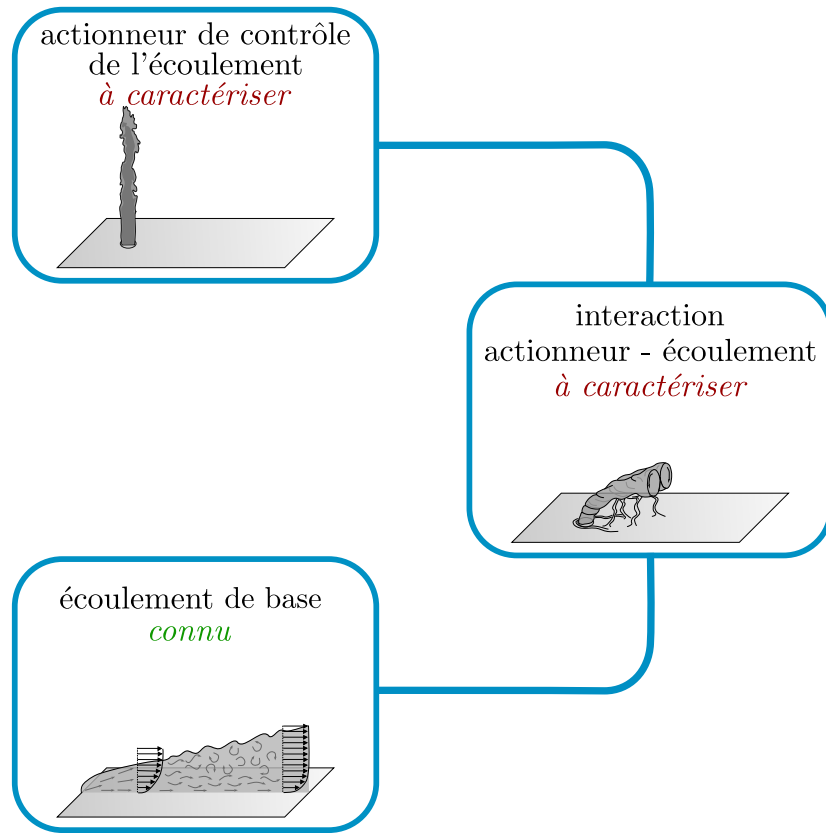


FIGURE 1.8 – *Éléments clés de la compréhension physique du contrôle des écoulements*

différentes raisons. Pour cela nous allons détailler ce que la littérature offre comme solutions pour améliorer la connaissance de ces trois éléments clés de compréhension (écoulement de base, écoulement induit par l'actionneur, et l'interaction actionneur-écoulement), ainsi que les limitations actuelles. Pour cela nous nous intéressons tout d'abord aux moyens disponibles dans la littérature pour extraire la dynamique d'un écoulement (que ce soit l'écoulement de base, l'écoulement induit par l'actionneur, ou un écoulement d'interaction). Nous nous intéresserons ensuite aux outils proposés dans la littérature pour analyser la dynamique des écoulements.

1.2.1 | Méthodes d'extraction de la dynamique de l'écoulement

L'extraction de la dynamique de l'écoulement (de l'écoulement de base ou de l'écoulement induit par les actionneurs) comporte plusieurs volets. En effet, in fine l'objectif est d'avoir une caractérisation dynamique résolue en espace et en temps de l'écoulement. Trois solutions sont alors envisageables pour atteindre cet objectif,

dont l'utilisation ;

- d'outils numériques (CFD, modèles réduits...)
- de mesures expérimentales capables de restituer des champs de vitesse volumiques résolus en temps
- combinée de moyens de mesures et de méthodes de reconstitution ou reconstructions.

Nous donnerons par la suite un aperçu des méthodes généralement utilisées dans ces 3 volets.

Outils numériques

Le domaine de la simulation numérique en mécanique des fluides est un domaine très riche et en pleine expansion (Wendt *et al.*, 2009), (Caruana *et al.*, 2009). Nous allons donc humblement donner un petit aperçu de ce qu'il est possible de faire grâce au calcul CFD dans le domaine de la caractérisation d'actionneurs fluidiques et de leur interaction avec l'écoulement à contrôler. Les études effectuées à l'aide de la CFD dans ce cadre peuvent être classées en 3 grandes catégories :

- La simulation des écoulements internes

En effet, pour certains actionneurs fluidiques, la compréhension de l'écoulement interne à l'actionneur peut être décisif dans le bon dimensionnement de l'actionneur et dans la compréhension du champ de vitesse induit par l'actionneur. Les actionneurs fluidiques particulièrement concernés par cette thématique sont les actionneurs jet balayant et les actionneurs synthétiques. Dans le cadre des jets balayants, la compréhension des phénomènes internes est nécessaire pour le dimensionnement global de l'actionneur lorsque l'on souhaite atteindre une fréquence ou une amplitude de réponse particulière. Pour cela le calcul numérique est très largement utilisé. Par exemple Pandey R. *et al.* (Pandey et Kim, 2018) ont modélisé l'écoulement interne d'un actionneur à jet balayant (simulation RANS) afin de déterminer les liens entre les différentes formes/dimensions internes de l'actionneur et son comportement dynamique. De même pour les actionneurs jet synthétique, la compréhension de l'écoulement interne permet de mieux dimensionner les composants de l'actionneur, notamment la forme de la cavité, ainsi que la position de l'orifice (Utturkar *et al.*, 2002).

- La simulation de l'écoulement induit par un actionneur fluidique

Grâce à la compréhension ou la connaissance de l'écoulement interne d'un actionneur fluidique, il est possible également de caractériser dynamiquement l'écoulement induit par l'actionneur seul. Pour ne citer qu'un exemple, Warsop C. *et al.* (Warsop *et al.*, 2007b) ont caractérisé dynamiquement un micro-actionneur fluidique de jet pulsé par la CFD afin de valider sa conception.

- La simulation de l'interaction entre l'écoulement de base et celui induit par un actionneur fluidique

Pour comprendre la dynamique fine et les mécanismes physiques mis en jeu lors de l'interaction entre un actionneur et un écoulement à contrôler, la CFD est un outil très puissant. Il permet en effet d'avoir accès à des informations qui seraient

complexes à acquérir expérimentalement. La littérature regorge d'exemples variés. On y retrouve des études CFD de plusieurs natures (RANS, LES, DNS...) visant à améliorer la compréhension de l'interaction entre des actionneurs fluidiques et un écoulement de base (par exemple pour des actionneurs de jet synthétique (Dandois *et al.*, 2006), de jet pulsé (Eroglu et Breidenthal, 2001), ou de jet balayant (Ostermann *et al.*, 2016)), mais également des études d'interaction entre des actionneurs non fluidiques et un écoulement à contrôler (comme par exemple des actionneurs à plasma (Suzen *et al.*, 2005), ou même l'effet d'une plaque souple et déformable derrière un cylindre sur la trainée du système (Lee et You, 2012)).

Mesures expérimentales

Les outils de simulation numérique seuls ne suffisent cependant pas à explorer toutes les situations. Dans certains cas il est nécessaire de mesurer expérimentalement les champs de vitesse permettant de comprendre la dynamique et les phénomènes physiques dans un écoulement. De telles mesures peuvent être complexes, notamment de par l'évolution actuelle des actionneurs (particulièrement des actionneurs fluidiques) : les avancées technologiques permettent de diminuer la taille des actionneurs et d'augmenter leur fréquence d'excitation. Une première méthode de caractérisation des actionneurs consiste à caractériser localement l'actionneur (en termes d'amplitude et de fréquence de réponse par exemple) à l'aide de capteurs locaux (pression d'arrêt, fil chaud, jauge de contrainte...) (Chovet *et al.*, 2016), (Gilarranz *et al.*, 2005). Mais dans ce cas, l'objectif de caractérisation dynamique résolue en espace et en temps n'est pas rempli, et la topologie ainsi que la dynamique de l'écoulement ne peut pas être extraite. La caractérisation dynamique de ces actionneurs nécessite donc d'effectuer la mesure des champs de vitesse à des fréquences plus élevées que celles des actionneurs. Pour capturer la physique et les structures cohérentes dans ces champs de vitesse, au delà de la résolution temporelle, la mesure expérimentale envisagée doit également avoir une résolution spatiale suffisante. Les moyens de mesures permettant d'obtenir des champs 3D de vecteurs de vitesse résolus en espace et en temps sont peu nombreux et impliquent un montage complexe. Quelques fois des méthodes moins lourdes sont mises en place, moyennant un compromis sur la nature de l'information récupérée. Les solutions habituellement adoptées quant aux différentes mesures envisagées sont les suivantes :

- au fil chaud, qui permettent d'avoir des informations de vitesse locale à très haute fréquence (20 kHz) (Fernandez *et al.*, 2018).
- par imagerie laser type PIV en 2D (ou SPIV sur nappe laser (Foucaut *et al.*, 2009)), qui permettent d'obtenir des champs de vitesse 2D résolus en espace, et en temps (classiquement 2kHz pour la PIV rapide), mais qui nécessitent la présence de particulesensemencées dans l'écoulement (Raibaud *et al.*, 2015).
- par imagerie laser type suivi de particules dans un volume 3D (V3V ou HPIV sur nappe laser épaisse résolue en espace et en temps (Soria et Atkinson, 2008)). Cette méthode permet d'obtenir des champs de vitesse 3D résolus en espace et en temps, en connaissant les trois composantes de la vitesse, moyennant la présence de particules dans l'écoulement. Ainsi ce moyen de mesure permet d'obtenir la dynamique d'interaction d'un actionneur fluidique avec un écoulement de façon

très précise et résolue en temps et en espace, comme l'ont montré Camboni T. et Aider J.-L. (Cambonie *et al.*, 2013) (Cambonie et Aider, 2014).

- par imagerie laser type LDA, qui permettent d'obtenir la vitesse localement à haute fréquence, sans être intrusives, mais nécessitant également l'ensemencement de l'écoulement (Bisgaard, 1983).
- optiques de type ombroscopie (Emerick *et al.*, 2012), Schlieren ou holographie (Olchewsky *et al.*, 2019), qui permettent de visualiser des champs de pression (ou de gradient de pression selon la méthode). Ces méthodes sont basées sur la variation de l'indice de réfraction, et ne sont donc utilisables que dans le cas de fort gradients de masse volumique (utilisation de différents gaz ou effets de compressibilité).

Chacune de ces méthodes a ses avantages et ses limites, mais les mesures de type PIV/HPIV semblent particulièrement adaptées à la caractérisation des actionneurs de par leur grande résolution en espace et en temps (Haack *et al.*, 2008). Cependant dans certains cas particuliers cette méthode n'est pas utilisable. En effet, la présence de particules dans l'écoulement n'est pas toujours possible (écoulement libre, actionneurs fluidiques non compatibles avec l'ensemencement), l'utilisation d'une nappe laser pour éclairer les particules dans le plan (ou le volume) d'intérêt peut poser problème lorsque l'on a besoin d'informations en proche paroi (problèmes de réflexion), et l'accès optique peut être problématique dans certaines configurations (particulièrement pour les méthodes nécessitant plusieurs caméras).

Restitution de la dynamique

Mis à part les cas où la V3V ou l'HPIV sont utilisées, pour chacun des autres moyens de mesure un compromis est fait, notamment sur les aspects 3D du champ de vitesse et la résolution temporelle. Par exemple des mesures au fil chaud simple permettent d'avoir une mesure ponctuelle du module de la vitesse résolue en temps et la stéréo-PIV permet d'obtenir un champ 2D des trois composantes de la vitesse. Certaines méthodes permettent d'utiliser ces données 1D ou 2D pour les extrapoler vers des données 3D. Il est alors nécessaire de séparer ces méthodes en deux catégories : la reconstitution des champs de vitesse, et la reconstruction des champs de vitesse. La subtilité entre ces deux termes provient de la nature de l'extrapolation. Pour simplifier, lors d'une reconstitution, les données dans le champ 3D proviennent toutes de mesures physiques. Tandis que dans une reconstruction, une certaine quantité de données dans le champ volumique sont estimées (de façon stochastique). Les principales méthodes utilisées actuellement sont détaillées dans ce paragraphe, de façon non exhaustive ;

• Méthodes de reconstitution

Les méthodes de reconstitution visent donc à reconstituer un champ de vitesse 3D résolu en espace et en temps, en se basant sur des mesures mono- ou bi-dimensionnelles résolues en temps. Ces types de reconstitutions sont basées sur l'approche conditionnelle introduite par Kovaszny en 1949 (Kovaszny, 1949). Pour étudier la dynamique de la couche de cisaillement derrière un cylindre, deux capteurs de fil chaud étaient utilisés : le premier, fixe, capturait un signal périodique correspondant au décollement des tourbillons de von Kàrman. Le second effectuait

simultanément (et en synchronisant les deux capteurs) une mesure ailleurs dans le sillage de l'écoulement. Il était alors possible d'exprimer toutes les mesures effectuées avec le deuxième capteur dans le même repère temporel en utilisant une référence extraite du capteur de référence. Ce type d'approche conditionnelle est basé d'une part sur le caractère périodique de l'écoulement, et d'autre part sur la présence d'un signal de synchronisation périodique de même période que celle propre à l'écoulement. Dans le cadre du contrôle actif des écoulements par actionneurs fluidiques, cette approche est particulièrement adaptée. En effet, très souvent la commande utilisée pour piloter les actionneurs est périodique (fréquence de forçage). La fréquence de ce signal est donc représentative de la fréquence propre à l'écoulement induit. C'est pour cette raison que l'approche conditionnelle peut être utilisée pour reconstituer des champs de vitesse dans le domaine du contrôle actif des écoulements par actionneur fluidique. La méthode a ainsi été adoptée pour convertir des mesures au fil chaud locales en profils de vitesse instantanés (Aeschlimann *et al.*, 2013), mais également en champs 2D de vitesse instantanés (Zaman *et al.*, 1989), (Chovet *et al.*, 2016). Ces reconstitutions ont la particularité d'avoir une résolution temporelle très élevée, puisqu'elle est définie par la fréquence d'acquisition du capteur fil chaud utilisé. Cette méthode a également été adaptée pour des mesures de type PIV rapide. Elle consiste alors à acquérir de multiples champs de vitesse 2D parallèles entre eux, qui peuvent être synchronisés les uns avec les autres afin de reconstituer un champ de vitesse 3D résolu en espace et en temps. Cette synchronisation est effectuée via un signal de synchronisation périodique représentatif de l'état de l'actionneur ou de l'état de l'écoulement (Ostermann *et al.*, 2017). Cette méthode a une résolution temporelle limitée par la résolution temporelle des mesures PIV.

Il est intéressant de noter que dans la plupart des études de champs de vitesse dans le cadre de contrôle actif d'écoulements avec la présence d'un forçage en fréquence, les méthodes de mesures et de reconstitution sont couplées avec un procédé de moyenne de phase, faisant office de filtrage (Schaeffler *et al.*, 2002) (Hardy *et al.*, 2010) (Ostermann *et al.*, 2015). Ce processus est également basé sur le caractère périodique de l'écoulement, et consiste à superposer plusieurs périodes successives et d'en faire la moyenne afin d'obtenir une période moyenne.

• Méthodes de reconstruction

Les méthodes de reconstruction sont utilisées notamment lorsque la résolution (temporelle ou spatiale) des données acquises n'est pas suffisante. Deux principales familles de méthodes de reconstruction sont envisageables dans ces situations.

· Méthodes stochastiques

La méthode de reconstruction la plus connue, et la plus répandue dans le domaine de la mécanique des fluides est la méthode LSE/QSE (estimation stochastique linéaire/quadratique) (Hudy *et al.*, 2006). L'objectif est d'utiliser un signal conditionneur local résolu en temps pour estimer un champ de vitesse. La principale condition de réussite d'une telle méthode est que ce signal conditionneur doit avoir un bon niveau de corrélation avec le champ de vitesse que l'on souhaite reconstruire. Le principe de la méthode est basée sur deux étapes. La première étape consiste à déterminer la relation entre les signaux conditionneurs et le champ de vitesse, et ce à plusieurs instants. Habituellement les champs de vitesse sont obtenus par

PIV non résolue en temps, et les signaux conditionneurs sont soit des capteurs de frottement pariétaux, soit des capteurs de pression pariétale. Selon le lien qui existe entre le signal conditionneur et le champ de vitesse, une approximation linéaire peut être suffisante (LSE), mais dans certains cas (notamment pour la corrélation pression-vitesse) il est nécessaire d'inclure les termes quadratiques (QSE), c'est à dire de prendre en compte des termes sources non linéaires. La deuxième étape consiste à utiliser ce lien (signal conditionneur - champ de vitesse), pour reconstruire les champs de vitesse environnants aux capteurs pariétaux à une fréquence correspondant à la fréquence d'acquisition du signal conditionneur (Fadla *et al.*, 2016) (Chovet *et al.*, 2017b). Les exemples d'utilisation de ces méthodes sont nombreuses et variées, et concernent des thématiques larges telles que la turbulence isotrope (Adrian, 1979), les couches limites turbulentes (Guezennec et Choi, 1988), les jets axisymétriques (Bonnet *et al.*, 1994), les marches descendante (Cole et Glausen, 1998), les cavités ouvertes (Murray et Ukeiley, 2003), les stratégies de contrôle (Pinier *et al.*, 2006)...

- Méthodes d'apprentissage profond

Les méthodes d'apprentissage profond (deep learning) issues du domaine en pleine expansion du machine learning commencent également à trouver leurs applications dans le domaine de la reconstruction de champs en mécanique des fluides. En effet ces méthodes sont capables d'assimiler un grand nombre de données et d'en extraire des inter-corrélations et des paradigmes. En ce sens ces outils peuvent être appliqués pour extraire un modèle en tenant compte d'un grand nombre de données. Le domaine du machine learning étant relativement jeune (les bases du concept ont été posées par Alan Turing en 1950 (Turing, 1950)), la contribution de ce domaine dans la mécanique des fluides en est à ses débuts mais s'avère prometteur. Les méthodes d'apprentissage supervisées ont par exemple montré leurs efficacité pour reconstruire des champs de vitesse et de pression 2D autour d'un cylindre en se basant sur des mesures de pression locales à la surface du cylindre (Bright *et al.*, 2013). Plus récemment l'apprentissage par réseaux de neurones a été utilisé pour grandement améliorer la résolution spatiale et temporelle de champs de vitesse 2D à basse résolution dans le sillage d'un cylindre (Bright *et al.*, 2013).

Les principales méthodes de reconstitution-reconstruction ont donc un objectif en commun : être capable de passer de données (expérimentales ou numériques) à faible résolution (spatiale ou temporelle), à des données résolues en espace et/ou en temps. La FIG. 1.9 résume les différents moyens listés dans ce paragraphe pour obtenir des champs de vitesse 3D résolus en espace et en temps, nécessaires à la bonne compréhension de la dynamique fine d'un écoulement fluide.

1.2.2 | Analyse de la dynamique

Une fois la dynamique de l'écoulement extraite, il faut l'analyser afin d'en comprendre les mécanismes physiques induits. Ce paragraphe liste quelques-uns des outils classiquement utilisés pour la quantification et l'analyse de la dynamique des écoulements, ainsi que la détection des structures cohérentes.

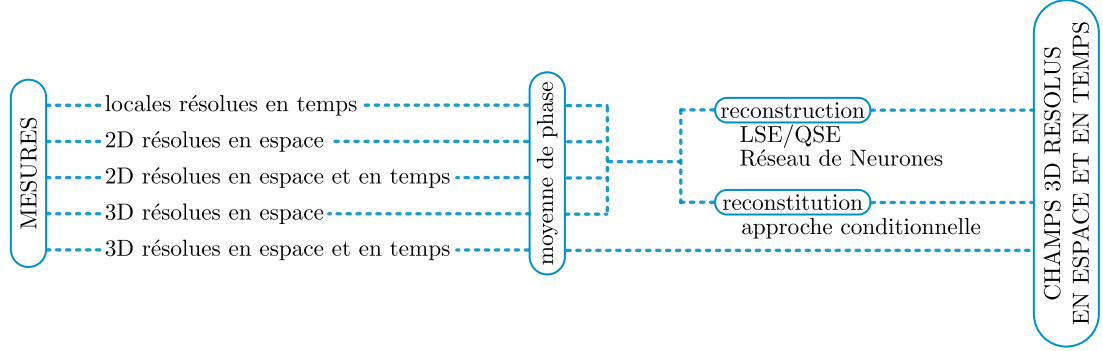


FIGURE 1.9 – Principales stratégies pour passer de données expérimentales partielles (résolution spatiale ou temporelle) vers des données résolues en espace et en temps

Longueur intégrale

La longueur intégrale permet de déterminer la taille des plus grandes échelles dans un écoulement (O'Neill *et al.*, 2004), ce qui permet dans le cas d'actionneurs fluidiques de déterminer le domaine d'impact. Pour cela la longueur intégrale est définie comme la plus longue connexion ou corrélation entre deux points de l'écoulement séparés par une certaine distance ou un certain temps (Hinze, 1975). La longueur intégrale peut être définie de la manière suivante :

$$\Lambda = \int_0^\infty R_{ii}(r, t) dr$$

Avec le double indice i dans R_{ii} représentant la fonction d'auto-corrélation, c'est à dire de la corrélation d'une composante de la vitesse (ou de sa norme) avec elle même, avec un déphasage r :

$$R_{ii}(r) = \frac{\langle u_i(x_i, t) u_i(x_i + r, t) \rangle}{\langle u_i^2 \rangle}$$

Où r est la distance spatiale entre deux points dans l'écoulement. La fonction d'auto-corrélation ainsi définie est longitudinale sur r est parallèle à u_i et transversale si r est perpendiculaire à u_i , avec u_i l'écart type de la vitesse dans la direction i .

Décomposition orthogonale en valeurs propres (POD)

La décomposition orthogonale en valeurs propres (POD pour Proper Orthogonal Decomposition) est un outil statistique introduit dans la mécanique des fluides par (Lumley, 1967). Appliqué à des écoulements stationnaires, quasi-parallèles, et turbulents, il permet d'identifier et d'analyser les propriétés des structures cohérentes, et de définir un modèle réduit restituant une grande partie de l'énergie cinétique (Berkooz, 1993). Cependant une autre application possible de cet outil est l'étude de l'interaction entre différentes régions dans un domaine fluide. La méthode

classique sélectionne les structures montrant les meilleurs taux de corrélation avec les fluctuations du champ de vitesse complet. Ceci n'est pas pertinent dans le cas où la zone d'intérêt S ne concentre qu'une petite partie de l'énergie cinétique totale. Pour pallier cela (Maurell *et al.*, 2002) a mis au point une méthode de POD par sous domaines, donnant les modes étendus par la méthode de snapshots. Maurell *et al.* (2002) montre ainsi que ces modes fournissent une décomposition du champ de vitesse dans le domaine complet, et que le mode étendu p fournit uniquement la contribution locale sur le mode p dans le domaine S .

La méthode modale classique de POD pourrait donc servir à quantifier et localiser l'impact énergétique d'un actionneur fluide sur un champ de vitesse, et la méthode POD par sous domaine pourrait être utilisée pour quantifier la contribution locale d'une source d'énergie, et ainsi dégager la signature énergétique d'un actionneur sur un écoulement. Les détails relatifs à ces méthodes peuvent être trouvés dans (Borée, 2003) et dans (Maurell *et al.*, 2002).

Décomposition bi-orthogonale

La décomposition bi-orthogonale notée BOD a été introduite par Aubry *et al.*, et la formulation mathématique peut être trouvée dans (Aubry *et al.*, 1991). Le principe est d'effectuer une décomposition déterministe d'un signal résolu en espace et en temps (typiquement un champ de vitesse instationnaire), en supposant son intégrabilité carrée. La BOD d'un signal $U(x, t)$ fonction de l'espace ($x \in \mathbb{R}^3$) et du temps ($t \in \mathbb{R}$) avec $U(x, t) \in L^2(X \times T)$, $X \subset \mathbb{R}^3$ et $T \subset \mathbb{R}$ se formule de la manière suivante :

$$U(x, t) = \sum_{k=1}^{\infty} \alpha_k \psi_k(t) \phi_k(x)$$

Le théorème de BOD prouve que cette décomposition existe, que sa norme converge, et que

$$\alpha_1 \geq \alpha_2 \geq \dots \geq 0, \quad \lim_{M \rightarrow +\infty} \alpha_M = 0, \quad \langle \phi_k, \phi_l \rangle = \overline{\psi_k} \psi_l = \delta_{k,l}$$

Les modes spatiaux (appelés *topos*) sont les modes $\phi_k(x)$ avec $\phi_k \in L^2(X)$. Les modes temporels (appelés *chronos*) sont les modes $\psi_k(t)$ avec $\psi_k \in L^2(T)$. Ils prouvent que les topos, associés au set des valeurs propres $\alpha_k^2 = \lambda_k$, sont les modes propres de l'opérateur de corrélation spatial :

$$Sc(x, x') = \int_T U(x, t) U(x', t) dt$$

Dans un même temps, les chronos associés au set des valeurs propres λ_k sont les modes propres de l'opérateur de corrélation temporel :

$$Tc(t, t') = \int_X U(x, t) U(x, t') dx$$

Cette décomposition (Hémon et Santi, 2007) permet donc d'introduire une configuration temporelle de l'espace, ainsi qu'une configuration spatiale, toutes deux reliées entre elles par un isomorphisme (Aubry *et al.*, 1992).

Décomposition en modes dynamiques

La décomposition en modes propres DMD a pour but d'extraire les caractéristiques dynamiques des données d'un écoulement fluide (Ferrer *et al.*, 2014). Cette méthode se base sur des champs de vitesse instantanés sous la forme :

$$V_1^N = \{v_1, v_2, \dots, v_N\}$$

Avec $v_i \in \mathbb{R}^M$ le champ instantané au i^{eme} instant, et $v_1^N \in \mathbb{R}^{M \times N}$ la matrice de données dans laquelle chaque colonne représente chaque champ instantané. L'indice et la puissance représentent l'index du champ instantané respectivement dans la première et la dernière colonne. Il est alors supposé que ces champs sont reliés linéairement au système dynamique

$$v_{i+1} = Av_i$$

Qui se généralise sur toute la durée de l'échantillon, et qui peut s'écrire sous forme matricielle :

$$V_2^N = AV_1^{N-1} + re_{N-1}^T$$

r est le vecteur résidu qui tient compte des comportements qui ne peuvent être décrits par A , $e_N = \{0, 0, \dots, 1\} \in \mathbb{R}^{N-1}$, $V_1^{N-1} = \{v_1, v_2, \dots, v_{N-1}\}$, et $V_2^N = \{v_2, v_3, \dots, v_N\}$. Ainsi les données de sortie du procédé de DMD sont les valeurs propres et les vecteurs propres de A , appelées respectivement valeurs propres DMD et modes DMD. Ainsi cette méthode appliquée à des champs instantanés successifs de vitesse (avec une résolution temporelle suffisante) peut revenir à :

-effectuer une étude de stabilité globale dans le cas de champs avec des faibles perturbations

-exprimer les comportements dynamiques dominants capturés dans la séquence pour les champs non linéaires.

Les modes DMD extraits, qui peuvent être interprétés comme une généralisation des modes de stabilité globaux, peuvent être utilisés pour décrire les mécanismes physiques dynamiques intrinsèques capturés. Ils peuvent également être utilisés pour réduire les degrés de liberté de certains systèmes en étant utilisés comme un système de filtrage par niveau de stabilité (Schmid, 2010).

Outils divers pour l'identification des structures cohérentes

L'identification des structures cohérentes dans un champ de vitesse est également un enjeu majeur dans la compréhension de la dynamique des phénomènes physiques. La littérature propose de nombreux quantificateurs pour cela, et ce paragraphe vise à lister les principaux quantificateurs et leurs objectifs. Une liste détaillée de ces outils, accompagnés des équations qui les définissent, et d'une comparaison des outils à l'aide d'exemple d'applications peuvent être trouvés dans (Ismail *et al.*, 2006). Ces outils sont les suivants :

- La vorticité (Strawn *et al.*, 1999)

Les structures cohérentes, quelque soit l'échelle, sont localisées grâce à leur centre. Or Strawn *et al.* (1999) définissent le centre d'un tourbillon comme étant le lieu où

la vorticité est maximale. L'inconvénient de cette technique est que la quantification de la vorticité dans un écoulement ne permet pas de distinguer les sources de vorticité dues au cisaillement, des sources de vorticité réellement dues aux structures cohérentes sous forme de tourbillons.

- Le critère Q (Hunt *et al.*, 1988)

Le critère Q défini les tourbillons comme étant la zone où le tenseur rotation est prédominant dans l'écoulement. Les structures tourbillonnaires peuvent alors être identifiées par une représentation des iso-valeurs de Q positives. Les zones où Q est maximal (comme pour la vorticité) définissent alors le centre du tourbillon.

- La méthode λ_2 (Jeong *et al.*, 1997)

Cette méthode consiste à extraire les valeurs propres du tenseur qui est symétrique au tenseur gradient de vitesse. Les valeurs propres négatives correspondent alors aux zones de minimum local de pression, dues aux mouvements tourbillonnaires. La technique du discriminant proposée par Chong *et al.* permet de localiser les centres des tourbillons, comme étant les zones où les valeurs propres sont complexes.

- Les paramètres Γ_1 et Γ_2 (Graftieaux *et al.*, 2001)

Γ_1 est défini comme étant le moment angulaire normé, et Γ_2 sa version améliorée. En se fondant sur ces critères, Graftieaux *et al.* ont développé des méthodes topographiques basées sur ces deux paramètres, capables de localiser le centre d'un tourbillon et sa limite, en ne considérant que la topologie du champ de vitesse (indépendamment de son intensité).

1.3 | Stratégie scientifique adoptée

Le §1.2 a permis de dégager deux principaux objectifs. Le premier objectif est de proposer et de valider des outils capables de fournir des champs de vitesse résolus en espace et en temps, sans ensemler l'écoulement, et adaptés à l'étude. Ces outils doivent être en mesure de mettre en œuvre des méthodes de caractérisation dynamique intrinsèque des actionneurs ainsi que de leurs interactions avec l'écoulement à contrôler. Le deuxième objectif est d'obtenir une méthode d'analyse adaptée à l'étude des actionneurs utilisés dans le contrôle actif des écoulements dans le domaine du transport civil, basée sur la compréhension des phénomènes physiques d'interaction.

Le §1.3 détaille la stratégie scientifique adoptée pour répondre à ces deux problématiques. Tout d'abord le cadre de la thèse est plus précisément défini, et le choix des actionneurs étudiés ainsi que de la configuration géométrique choisie sont présentés et justifiés. Ensuite la stratégie expérimentale est détaillée, menant à une des principales spécificités de cette étude.

1.3.1 | Cadre de l'étude

Le contexte de cette thèse étant celui des transports civils, nous choisissons donc de nous concentrer sur les solutions de contrôle actif des écoulements, adaptées à ces problématiques. Comme illustré sur la FIG. 1.8 et expliqué dans le §1.2 trois éléments sont à définir : le type d'actionneur de contrôle, le type d'écoulement à contrôler, et l'interface entre ces deux éléments. Ce paragraphe vise à choisir ces éléments de façon pertinente afin de représenter le plus grand nombre de situations possible habituellement rencontrées dans le domaine des transports civils.

Choix des actionneurs

Les travaux récents sur le contrôle des écoulements dans le domaine du transport aérien (Vatsa *et al.*, 2019) (Lin *et al.*, 2019), du transport ferroviaire (Shkvar *et al.*, 2018) (Kim *et al.*, 2016), du transport automobile (Plumejeau *et al.*, 2019) (Minelli *et al.*, 2018) et de l'énergétique (Leroy *et al.*, 2016) (Cuvier *et al.*, 2011) (Bangga *et al.*, 2018) montrent un intérêt grandissant pour l'utilisation du contrôle actif. La catégorie des actionneurs actifs, (Cattafesta et Sheplak, 2011) qui se définit selon 4 familles d'actionneurs classiquement utilisés dans le domaine du transport en général, peuvent être classées par catégories comme illustré sur la FIG. 1.10.

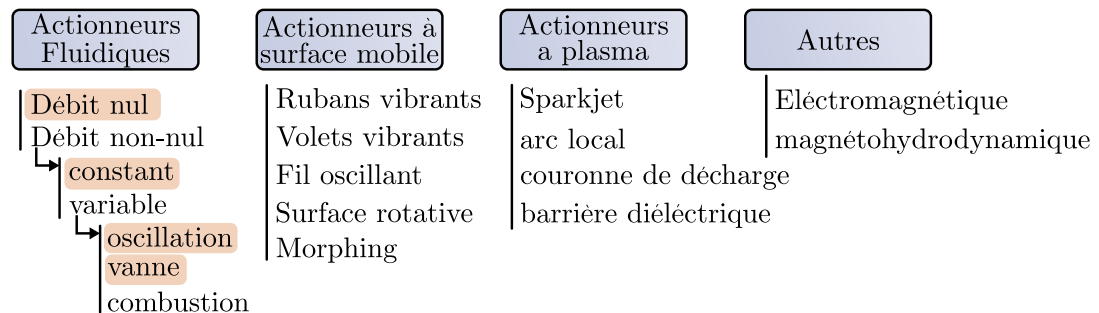


FIGURE 1.10 – Familles d'actionneurs utilisés dans le contrôle actif des écoulements (Cattafesta et Sheplak, 2011).

Pour compléter les critères de sélection d'actionneurs, on peut observer les travaux effectués dans les laboratoires (français et étrangers) spécialisés en contrôle des écoulements dans le transport (LAMIH, ONERA, PPRIME, PRISME, NASA, Florida States University, Beijing Space Physics Major Laboratory, Tel Aviv University...). Le choix se tourne alors rapidement vers le contrôle actif par actionneurs fluidiques de par leur efficacité/performance dans ce domaine. Un représentant de chaque sous-famille est donc sélectionné pour cette étude (en laissant de côté les actionneurs par combustion trop complexes à mettre en œuvre dans le cadre de cette thèse). Les actionneurs fluidiques choisis (Actionneur à débit nul, actionneur à débit constant, actionneur oscillant, et actionneur variable par électrovanne) sont des actionneurs produisant des jets fluidiques de différentes natures (respectivement synthétique, continu, balayant, et pulsé). Ces jets ont chacun leurs propres spécificités :

- Les **jets continus** sont les plus simples d'un point de vue dynamique : il s'agit d'effectuer un forçage stationnaire à plus ou moins forte amplitude dans l'écoulement à contrôler. C'est pourquoi c'est également le jet le plus efficace d'un point de vue aérodynamique. Le domaine de prédilection des jets continus dans le contrôle actif est donc le contrôle à forte amplitude, dit "brute force control" (Cattafesta et Sheplak, 2011). Par exemple (Tadjfar et Asgari, 2017) montre qu'un actionnement par jet continu sur l'extrados d'un profil NACA0012 en configuration de décrochage dynamique permet de recoller l'écoulement et de diminuer de 80% la traînée.

On peut cependant observer dans les techniques de contrôle actif par jet continu que l'énergie dépensée pour produire le jet continu est très importante face au gain d'énergie en termes d'efficacité aérodynamique. Un bilan énergétique positif est relativement complexe à atteindre, particulièrement dans le domaine du transport où l'intégration d'un actionneur à jet continu et de sa source en air comprimée entraîne une augmentation de la masse du véhicule ainsi qu'une surconsommation. Il est alors intéressant d'essayer de limiter l'énergie consommée par le système de contrôle tout en conservant les mêmes bénéfices aérodynamiques, notamment en utilisant un jet non continu. L'écoulement contrôlé par un jet continu est alors régulièrement utilisé comme écoulement de comparaison pour évaluer l'efficacité d'une autre solution de contrôle d'un point de vue aérodynamique (De Giorgi *et al.*, 2015) (Traficante *et al.*, 2015).

- Les **jets pulsés** sont utilisés avec succès depuis de nombreuses années dans les applications de contrôle actif en boucle ouverte ou en boucle fermée. Il a été établi que le forçage intermittent est plus efficace, notamment pour le recollement de couche limite décollée, et présente un meilleur rendement que le forçage en continu notamment de par son débit plus faible (Greenblatt et Wygnanski, 2000). Un jet pulsé est par définition non continu dans le temps (instationnaire). Il peut être également activé ou désactivé. Dans le cas périodique, ces successions d'activations et de désactivations peuvent être définies par un signal carré ou sinusoïdal, avec un facteur de marche précisant le ratio entre le temps d'activation et le temps de désactivation. Contrairement aux jets synthétiques, les jets pulsés nécessitent une alimentation en air. Le jet pulsé peut être généré, par exemple, à l'aide d'une électrovanne ayant un temps de réponse mécanique assez faible (par rapport à la fréquence de pulsation désirée) (Bons *et al.*, 2001). Il peut également être généré à l'aide d'une valve rotative (Williams *et al.*, 2007), ou encore d'une fente en rotation autour d'un orifice d'alimentation (McManus et Magill, 2013). Ces dispositifs sont moins robustes et plus complexes à piloter et synchroniser que les électrovannes.

L'électrovanne sera donc choisie dans le cadre de cette thèse, et le matériel utilisé pour générer le jet pulsé est présenté en §2.2.1. Généralement le mécanisme dynamique utilisé consiste à donner un angle différent de 90° entre le flux d'air à contrôler et le jet (dans le plan perpendiculaire aux lignes de courant), imitant ainsi les générateurs de vortex passifs. En déployant plusieurs de ces jets sur une surface, ces jets pulsés vont produire des tourbillons espacés de manière périodique qui vont convecter dans la couche limite et ainsi retarder le décollement (Selby *et al.*, 1992), (Khan et Johnston, 2000), (Bons *et al.*, 2001), (Johnson et Nishi, 1990),

(Zhang, 2003), (Godard et Stanislas, 2006), (Warsop *et al.*, 2007a). Contrairement aux générateurs de vortex mécanique présents à demeure sur la surface et induisant une trainée parasite même lorsque le contrôle n'est pas nécessaire, les générateurs de vortex fluidiques peuvent être désactivés.

- Le **jet synthétique** consiste en une succession de soufflages et d'aspirations, avec un débit global nul. Il suscite un grand intérêt dans la communauté du contrôle des écoulements, car il ne nécessite pas d'alimentation en air comprimée. Il existe plusieurs types de technologies et plusieurs échelles de taille pour ces actionneurs allant de la membrane vibrante type haut parleur (McCormick, 2000b) à l'actionnement d'un piston dans une enceinte (Fernandez *et al.*, 2018). Le piston oscille autour de sa position d'équilibre dans une chambre, induisant ainsi au travers d'un orifice une alternance de soufflages et d'aspirations. Pour cette étude, la solution de type APA (Amplified Piezoelectric Actuator) est favorisée, pour ses capacités adaptées en termes de fréquence et d'amplitude de vitesse. De plus les actionneurs APA sont réputés pour leur faible consommation en puissance et leur large bande de fréquences d'actionnement. L'inconvénient de ce type de montage est un poids non négligeable (principalement dû aux éléments aimantés), et une production de chaleur importante. La conception de ces actionneurs est donc un réel challenge scientifique et technique (McCormick, 2000b), (Nagib *et al.*, 2004), (Agashe *et al.*, 2013), (Eglinger *et al.*, 2018), (Ternoy *et al.*, 2018). Les APA, et plus largement les actionneurs à débit nul, possèdent également des inconvénients pour leurs applications de contrôle des écoulements. Le premier est l'amplitude de vitesse de jet, qui est typiquement inférieure à 100 m/s. Le deuxième est leur fréquence d'utilisation : pour offrir des performances intéressantes, ils doivent être utilisés à une fréquence proche de la fréquence de résonance de l'actionneur, ce qui peut occasionner des dégâts structuraux (Tesař *et al.*, 2006). Une solution est d'utiliser un signal modulé (Seo *et al.*, 2018). Le troisième est la production de vibrations dues au mouvement du piston et la production de bruits sonores dus au mouvement d'oscillation du fluide proche de l'orifice (Devenport et Gleg, 2012). Les caractérisations des écoulements induits par ce type d'actionneurs sont complexes. D'une part expérimentalement car la conservation du débit induit que l'actionneur doit ingérer du flux externe chaque période, or dans le cas d'écoulement ensemencé pour les mesures optiques, l'orifice peut rapidement s'encrasser modifiant ainsi l'écoulement induit par l'actionneur. D'autre part numériquement, car la simulation de ces actionneurs doit être à la fois interne et externe (Raju *et al.*, 2007), (Rumsey *et al.*, 2008). Pour cette raison de nombreux travaux se concentrent sur la modélisation par modèle réduit des ces actionneurs (Raju *et al.*, 2009), (Gallas *et al.*, 2002). L'utilisation en pratique de ces actionneurs pour des applications de contrôle actif des écoulements se fait majoritairement dans le contexte de diminution de trainée de pression ou d'augmentation de portance, par retardement des décollements de couche limite (Amitay *et al.*, 1998), (Chen *et al.*, 2000), (Amitay *et al.*, 2012). Le jet synthétique choisi ainsi que le type de topologie de jet qu'il génère sont décrits dans le §2.2.1.

- Les **jets balayants** sont des jets en pleine émergence dans le domaine du contrôle des écoulements. Ils ont la particularité de fonctionner sans signal de

commande car ils n'ont aucune pièce interne mobile, ce qui les rend très robustes. En effet il s'agit d'utiliser une oscillation naturelle et auto-entretenu à l'intérieur de l'actionneur, ayant pour effet un jet continu qui oscille à la sortie de l'actionneur, ou un jet soufflant en alternance dans deux orifices séparés (s'apparentant alors à deux jets pulsés déphasés). Dans le cadre de cette thèse, sachant qu'un jet pulsé est déjà retenu, nous utiliserons un jet oscillant. Le principe de fonctionnement ainsi que l'actionneur choisi sont détaillés en §2.2.1. Le développement de ces actionneurs débute à la fin des années 1970, au laboratoire de recherche Harry Diamond où ils sont tout d'abord utilisés dans les ordinateurs analogiques comme amplificateurs fluidiques (Warren, 1962), (Viets, 2008). Pendant les années qui suivent ils sont utilisés principalement avec de l'eau comme fluide d'actionnement (comme oscillateur pour les gicleurs d'essuie-glaces, pommeaux de douche, systèmes d'irrigation). Ces actionneurs ont par la suite connu un regain d'intérêt, cette fois dans le domaine du contrôle des écoulements, de par leur robustesse, leur simplicité, et leur large domaine fréquentiel (Vollmer *et al.*, 1994), (Theofilis, 2012), (Sattarzadeh et Fransson, 2014), (Q et M, 2017), (Horne et Burnside, 2016), (Koklu et Pack Melton, 2013), (Koklu, 2016). Cela donne lieu à des exemples concrets de contrôle actif des écoulements, comme (Seele *et al.*, 2013) qui ont pu augmenter les forces latérales générées par une dérive verticale d'avion à l'échelle 1. Cependant pour concevoir efficacement une solution de contrôle actif des écoulements basée sur un actionneur à jet balayant, la connaissance de l'écoulement généré par l'actionneur est indispensable. Comme il n'y a aucune partie mobile sur l'actionneur, les trois principales grandeurs caractéristiques du point de fonctionnement (pression d'alimentation, vitesse de jet, fréquence d'oscillation) sont liées : on ne peut pas en modifier une sans modifier les autres. C'est dans ce cadre que la littérature offre de nombreuses études ayant pour but d'améliorer la compréhension de l'écoulement à l'intérieur de ces actionneurs, à l'extérieur, ou leur interaction avec un écoulement. Cependant l'absence de signal de commande permettant la synchronisation de l'actionneur avec une chaîne d'acquisition, et la gamme de fréquence d'oscillation très large (de 10 Hz à 25 kHz (Raman et Raghu, 2008)) sont problématiques pour la caractérisation spatio-temporelle de l'écoulement induit par l'actionneur. Il existe cependant des caractérisations locales à haute fréquence d'oscillation (Viets, 2008), (Raman et Raghu, 2008), (Woszidlo *et al.*, 2012), (Peters *et al.*, 2016), des caractérisations spatialement résolues mais instantanées (Ostermann *et al.*, 2017), des caractérisations résolues en espace et en temps mais à faible fréquence d'oscillation (Hirsch, 2017), (Ostermann *et al.*, 2017), (Ostermann *et al.*, 2015), et des caractérisations par modélisation numérique (Sieber *et al.*, 2016), (A et J, 2012), (Duda *et al.*, 2016), (Kara, 2015). Comme l'utilisation de ces actionneurs dans le contrôle actif des écoulements, la littérature souligne encore un manque en ce qui concerne la caractérisation expérimentale résolue en espace et en temps pour des hautes fréquences d'oscillations de l'écoulement induites par l'actionneur.

Configuration géométrique et choix de l'écoulement

La littérature montre également (Shmilovich et Yadlin, 2011) que, dans la plupart des cas de contrôle des écoulements dans le transport civil (aérien, maritime, ferroviaire), l'objectif est d'agir sur les forces aérodynamiques : trainée de pression,

trainée de frottement, portance. Or en se référant à l'étude bibliographique des stratégies de contrôles (§1.1.3), et en laissant de côté le contrôle de sillage, cela implique d'interagir avec une couche limite, la plupart du temps turbulente et établie sur une plaque plane (LeBlanc *et al.*, 1989), (Bal *et al.*, 2016), en amont d'une cavité, d'un bord de fuite, d'une arête vive... Dans cette thèse nous choisissons donc de nous intéresser à une couche limite turbulente au dessus d'une plaque plane. Une fois l'écoulement principal défini et les actionneurs fluidiques sélectionnés, la configuration géométrique doit être choisie. L'objectif est le même que dans toute cette procédure de sélection : on cherche une configuration générique, représentative d'un large éventail de cas applicatifs. Le choix de l'écoulement de couche limite de plaque plane nécessite d'avoir une surface d'interaction parfaitement plane. L'orifice de soufflage est défini par un rectangle. En effet ce type d'interface a déjà été utilisé en contrôle des écoulements, et cela permet d'étudier un écoulement plan 2D en se plaçant sur un plan perpendiculaire à la fente et à la paroi, placé en milieu de fente. En effet ce plan peut être considéré comme le plan de symétrie et la vitesse perpendiculaire au plan peut être considérée comme nulle. Mais il est également possible d'étudier des effets 3D de l'interaction en se plaçant en bord de fente. La section de la fente est choisie d'une part par la littérature pour la largeur de 0.5 mm, et d'autre part par l'écoulement et les dimensions de la veine d'essai pour la longueur de 30 mm (qui équivaut à environ une fois l'épaisseur de couche limite, et à $1/10^e$ de la hauteur de la paroi de la soufflerie). L'utilisation d'une fente rectangulaire limite le nombre d'angles de fente à définir. Il n'y a que l'angle entre la paroi et la fente qui peut être défini. L'optimisation du placement des actionneurs fluidiques sur les différentes configurations possibles du contrôle actif nécessitent parfois d'intégrer l'actionneur sur des arêtes franches ou des marches (par exemple pour le contrôle des écoulements de cavités). Or pour déporter la section de soufflage par rapport à l'actionneur en limitant le volume de la fente qui détermine la restitution de la dynamique de l'actionneur, une inclinaison de fente à 45° semble être le bon compromis. Cette configuration permet de plus d'introduire une vectorisation du jet en sortie de fente.

1.3.2 | Stratégie mise en place

L'objectif de cette thèse, dégagé par l'état de l'art, est double : le développement de méthodes de caractérisation dynamique des actionneurs et de leur interaction avec l'écoulement d'une part, et la mise au point d'une méthode d'analyse pertinente des phénomènes physiques mis en jeu par l'interaction entre les différents types d'actionneurs et un écoulement de couche limite turbulente qui se développe au dessus d'une plaque plane d'autre part.

Pour répondre à ces deux objectifs la stratégie mise en place se base sur une campagne expérimentale, s'appuyant sur des mesures au fil chaud (mesures de vitesse locale résolues en temps). Le premier point de la stratégie est donc de concevoir cette campagne expérimentale pour qu'il soit possible d'effectuer plusieurs mesures dans les mêmes conditions (même configuration géométrique, même écoulement, même interface) en ne modifiant que le type de jet de contrôle. Une interface commune doit donc être pensée pour être compatible avec tous les actionneurs fluidiques, permettant ainsi d'observer l'impact du type de jet sur l'interaction jet - couche

limite, et non une combinaison de l'impact du type de jet et d'une modification de géométrie d'interface. Ce point est la grande spécificité de cette étude, puisque habituellement les études de contrôle actif des écoulements adoptent la stratégie inverse à savoir de choisir un actionneur de contrôle, et le tester dans plusieurs configurations (géométrique, plusieurs paramètres d'écoulement...). Le deuxième point de la stratégie est lié au premier objectif, à savoir la mise en place de méthodes capables de se baser sur des mesures locales résolues en temps pour obtenir des champs de vitesse résolus en espace et en temps permettant d'observer l'évolution de la dynamique d'interaction. Pour cela la stratégie est d'utiliser deux outils de la littérature déjà utilisés et validés dans d'autres contextes (l'apprentissage profond et l'approche conditionnelle), et les adapter pour mettre au point des méthodes capable de convertir les données locales résolues en temps acquises par fil chaud en champ de vitesse instantanée résolu en temps. L'étape suivante est la validation de ces méthodes afin de pouvoir s'en servir pour la caractérisation dynamique des écoulements induits par les actionneurs puis de l'extraction de la dynamique d'interaction entre chacun des actionneurs et le profil de couche limite. Pour analyser cette dynamique d'interaction, les principaux mécanismes dynamiques sont identifiés sur les champs de vitesse, puis la signature énergétique de chaque actionneur est extraite à l'aide d'une décomposition modale (de type POD).

1.4 | Synthèse

Dans ce chapitre nous rappelons tout d'abord les principaux concepts du contrôle des écoulements, notamment en précisant ce qu'est le contrôle d'écoulements, quelle est son histoire et quels sont ses principaux objectifs. En détaillant les objectifs du contrôle des écoulements, deux dénominateurs communs se dégagent : l'utilisation de dispositifs/actionneurs ayant une certaine autorité sur l'écoulement à contrôler, et la mise en jeu de mécanismes de contrôle associés à l'interaction entre ces dispositifs et l'écoulement à contrôler. Ainsi l'optimisation d'une solution de contrôle d'écoulements passe, entre autres, par le choix des bons dispositifs/actionneurs, afin d'être capable de mettre en jeu les mécanismes de contrôle adaptés à l'objectif de contrôle. Or la littérature montre qu'à ce jour, le choix du dispositif se fait classiquement par essai erreur et par quantification de l'efficacité globale, mais rarement par une réelle étude de la dynamique fine d'interaction du dispositif avec l'écoulement. En effet, de telles études impliquent d'une part d'être en mesure d'extraire la dynamique d'interaction de l'actionneur avec l'écoulement de base, et d'autre part d'avoir des outils d'analyse pour identifier les mécanismes qui y sont mis en jeu. Or la littérature montre que pour extraire expérimentalement cette dynamique d'interaction il est possible soit d'effectuer des mesures par des techniques de suivi de particules nécessitant un ensemencement de l'écoulement (ce qui n'est pas toujours possible), soit d'effectuer des mesures ponctuelles résolues en temps qui doivent alors être traitées par des techniques de reconstruction/reconstitution. Ces différentes observations permettent de dégager les deux grands objectifs de cette thèse, à savoir de proposer :

- des méthodes capables de reconstituer ou reconstruire des champs de vitesse 3D

résolus en espace et en temps, en ne se basant que sur des mesures ponctuelles résolues en temps

- une méthodologie et des outils d'analyse permettant d'étudier la dynamique d'interaction de différents actionneurs avec un écoulement de couche limite.

Finalement nous détaillons dans ce chapitre le cadre de cette thèse ainsi que la stratégie déployée pour répondre à ces problématiques. Pour cela la configuration de la campagne d'essai est choisie avec précision : nous allons étudier l'interaction entre quatre types de jets fluidiques (continu, pulsé, synthétique et balayant) et un écoulement de couche limite turbulente au dessus d'une plaque plane. La spécificité de ces essais est la présence d'une interface commune pour ces actionneurs fluidiques, afin que la fente de soufflage soit la même pour tous. Cela permet d'une part de tester et valider les méthodes de reconstruction développées, et d'autre part d'avoir une comparaison des écoulements induits par les actionneurs, et de leur interaction avec l'écoulement de couche limite. Une fois les écoulements capturés, leur topologie est étudiée sur les champs de vitesse, et la signature énergétique des actionneurs est déterminée à l'aide de décompositions orthogonales en valeurs propres.

Pour répondre aux deux objectifs proposés pour cette thèse, ce manuscrit est articulé de la manière suivante :

Le [chapitre 2](#) présente les moyens d'essais et de mesure déployés dans cette thèse, ainsi que les détails de conception et de fabrication des pièces intervenant dans la campagne expérimentale. Il détaille également les méthodes de traitement des données développées ou adaptées pour cette étude, avec notamment une présentation détaillée de deux méthodes de reconstruction de champs de vitesse volumiques implémentées dans ce projet (une par approche conditionnelle et l'autre par apprentissage profond avec un réseau de neurones).

Le [chapitre 3](#) permet dans un premier temps de valider la conception du montage expérimental par des caractérisations préliminaires, et dans un second temps de valider les méthodes de reconstruction par une étude comparative sur un cas test. En choisissant la méthode la plus adaptée, les quatre actionneurs fluidiques sont pris indépendamment et sont caractérisés dynamiquement sur banc de caractérisation en écoulement libre, puis intégrés dans la veine d'essai en espace confiné.

Le [chapitre 4](#) présente ensuite la campagne d'essai, au cours de laquelle les actionneurs sont successivement utilisés en interaction avec l'écoulement de couche limite. Des mesures préliminaires au fil chaud et en PIV montrent la nécessité de réaliser une étude paramétrique pour optimiser l'angle de soufflage du jet dans l'écoulement afin d'être en capacité d'effectuer des mesures à l'intérieur du jet. Cette étude paramétrique permet de déterminer les caractéristiques de l'écoulement de couche limite à utiliser. Les interactions entre les différents types de jets pris indépendamment et le profil de couche limite sont ensuite étudiées à l'aide de mesures fil chaud et de différentes méthodes de traitement des données (approche conditionnelle, moyenne de phase, carte de corrélations, POD). Finalement une étude comparative de ces interactions et de leurs mécanismes physiques mis en jeu est effectuée.

2. DISPOSITIF EXPÉRIMENTAL INSTRUMENTÉ ET MÉTHODES D'ANALYSE

Ce chapitre vise, dans un premier temps, à présenter le contexte expérimental ainsi que les moyens de mesures déployés dans cette thèse. Le dispositif expérimental pour la caractérisation dynamique des actionneurs a été présenté à la 53^{ème} Conférence Internationale d'Aérodynamique Appliquée AERO2018 ([Ott et al., 2019b](#)). Dans un second temps les méthodes d'extraction de la dynamique des écoulements sont présentées : la reconstitution des champs de vitesse par approche conditionnelle, et la reconstruction des champs de vitesse par apprentissage profond par réseau de neurones. La première de ces deux méthodes a fait l'objet d'une publication ([Ott et al., 2019a](#)), et une autre publication visant à comparer ces deux méthodes est en cours de rédaction. Les diverses techniques d'analyse de ces champs de vitesse qui sont déployées dans cette thèse sont également présentées dans ce chapitre.

Sommaire

2.1	Présentation des moyens d'essais	52
2.1.1	Les souffleries de couche limite	52
2.1.2	Le banc de caractérisation des actionneurs	54
2.2	Les actionneurs et leur intégration	55
2.2.1	Présentation des actionneurs fluidiques	55
2.2.2	Conception de l'interface entre les actionneurs et l'écoulement extérieur	59
2.3	Moyens de mesures	66
2.3.1	Anémométrie à fil chaud	66
2.3.2	Vélocimétrie par images de particules	67
2.3.3	Ombroscopie	68
2.3.4	Autres capteurs utilisés	69
2.4	Traitement des données	70
2.4.1	Méthodes de reconstitution de champs spatiaux-temporels	70
2.4.2	Filtrages par moyenne de phase	78
2.4.3	Autres outils de traitement des données utilisés	79
2.5	Synthèse	83

2.1 | Présentation des moyens d'essais

Les campagnes expérimentales effectuées dans le cadre de cette thèse sont menées dans les installations du LMFL, plus particulièrement à l'ONERA Lille. Ce paragraphe vise à présenter l'ensemble de ces installations.

2.1.1 | Les souffleries de couche limite

L'ONERA de Lille dispose de deux souffleries de couche limite. Ces souffleries sont utilisées dans cette thèse pour générer une couche limite turbulente établie, dans laquelle est injecté un écoulement induit par un actionneur fluidique. La structure de ces deux souffleries est identique : la veine a une section de $300 \times 300 \text{ mm}^2$ pour une longueur de 2640 mm . Le collecteur a une section de $1340 \times 1340 \text{ mm}^2$. Il s'agit d'un collecteur en résine de polyester collé sur bois, dont le profil suit la loi cubique $y = 0.67 - 2.4375x^2 + 2.03125x^3$. Sa longueur est de 800 mm avec un rapport de contraction de 20. Le flux d'air est créé par aspiration à l'aide d'un compresseur radial de 15 kW , permettant d'atteindre une vitesse maximale en veine de 40 m/s et un débit maximal de $10000 \text{ m}^3/\text{h}$. L'objectif de ces installations est de générer dans la veine d'essai une couche limite turbulente établie, d'une épaisseur suffisamment élevée pour permettre d'effectuer des mesures à l'intérieur de celle-ci (typiquement 30 mm), avec une longueur de veine raisonnable. En effet la loi d'évolution de la couche limite étant de la forme $\delta(x)/x \propto \sqrt{u_e x / \nu}$, la longueur de veine nécessaire pour atteindre une couche limite de 30 mm d'épaisseur serait bien trop grande. De plus une veine carrée de 300 mm de côté avec une couche limite de 30 mm sur chacune des parois présenterait l'inconvénient d'avoir un diamètre hydraulique moindre, et donc d'engendrer des pertes de charge importantes ainsi qu'une augmentation marquée de la vitesse en milieu de veine lorsque l'on se déplace vers l'aval (par conservation du débit).

Pour pallier à ces difficultés, la solution retenue depuis les années 1990 à l'ONERA Lille est d'introduire un dispositif de déclenchement de couche limite turbulente à l'intérieur du collecteur sur une seule des quatre surfaces. Ce dispositif se compose d'un cylindre et d'une surface rugueuse placés dans le convergent comme le montre la FIG. 2.1. Le cylindre joue le rôle de déclenchement qui introduit un gradient de pression adverse, décollant ainsi la couche limite. La rugosité de paroi introduit la turbulence de proche paroi à l'intérieur de la couche limite. Ces deux éléments ont été dimensionnés dans des études antérieures (Hoyez-Delaliaux, 1990). Le cylindre est un tube de nickel de 0.5 mm de diamètre et la rugosité est introduite à l'aide d'une bande de 20 mm de large de

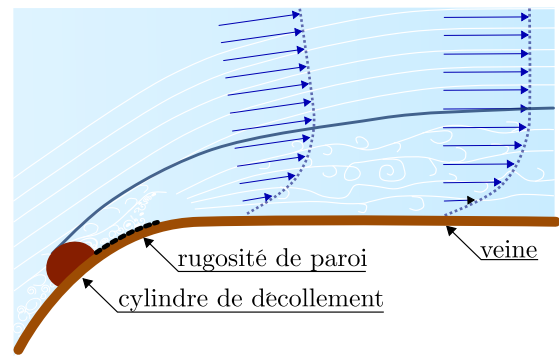


FIGURE 2.1 – Déclencheur de couche limite

papier de verre collée à 200 mm en amont de la première section de la soufflerie. Les deux souffleries de couche limite sont équipées d'une alimentation en air comprimé relié au circuit de 6 bar. Ces deux installations, bien que quasiment identiques, ont une utilisations différente.

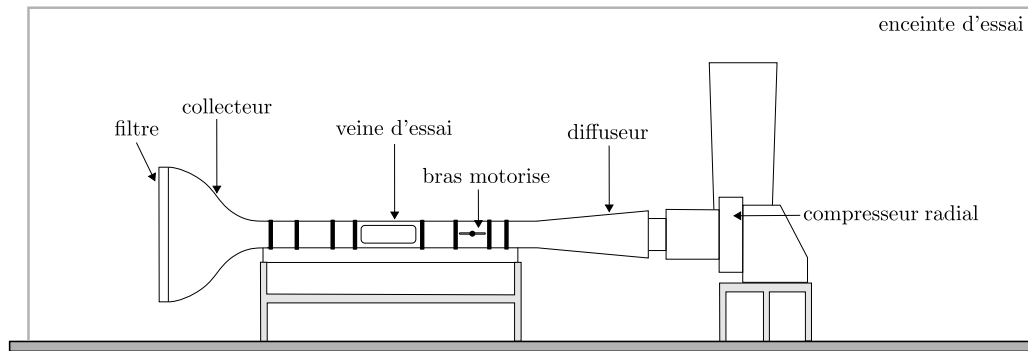


FIGURE 2.2 – *Installation soufflerie de couche limite fil chaud de l'ONERA Lille*

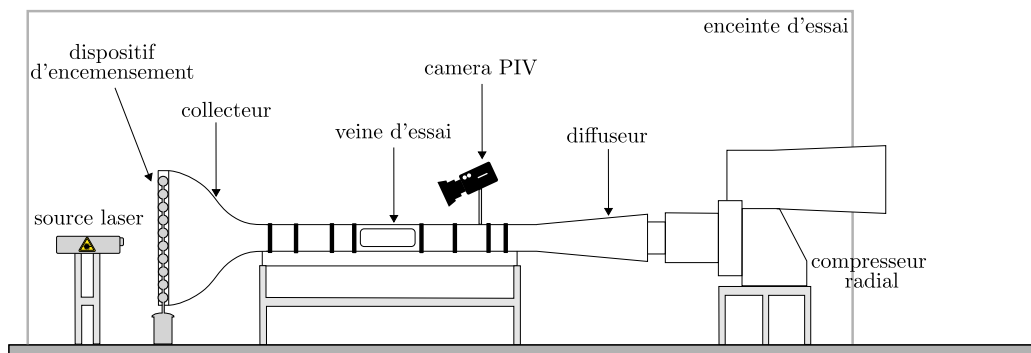


FIGURE 2.3 – *Installation soufflerie de couche limite Vélométrie par Images de Particules de l'ONERA Lille*

La première dite SCL-FC pour soufflerie de couche limite fil chaud est une soufflerie de type Eiffel. La pression à l'entrée de collecteur est identique à celle à la sortie comme le montre la [FIG. 2.2](#), et le retour se fait dans l'enceinte de la soufflerie (pièce de $11 \times 8 \times 6 \text{ m}^3$). Cette soufflerie est équipée d'un filtre au micron, d'une structure nid d'abeille et d'un grillage fin en amont du collecteur pour éviter toute contamination de l'air dans la veine d'essai et assurer un écoulement stable. Un bras motorisé 3 axes avec des moteurs pas à pas permet d'effectuer le déplacement

d'une sonde fil chaud à l'intérieur de la veine avec une précision de 0.1 mm dans chaque direction. Les déplacements de cette sonde sont surveillés à l'aide d'une caméra PCO ccd Imaging de type SENSI CAM 12 bit. Cela permet d'approcher la sonde à 0.3 mm de la paroi. La FIG. 2.3 schématise la soufflerie SCL-PIV qui est dédiée à la vélocimétrie par Images de Particules. Ce type de mesures nécessite une installation différente de la précédente : la soufflerie est de type veine ouverte. L'enceinte d'essai est mise en dépression, et la pression de sortie du compresseur est à la pression atmosphérique. Ce fonctionnement nécessite d'être précautionneux à propos de la pression de l'enceinte d'essai. Le débit d'entrée d'air dans celle-ci doit être contrôlé et adapté au débit de la soufflerie. De plus le volume de l'enceinte étant conséquent, il est nécessaire, à la mise en route, d'attendre la convergence de la pression de l'enceinte. La vélocimétrie par Images de Particules nécessite également un système d'ensemencement ainsi que tout le matériel optique détaillé en §2.3.2.

2.1.2 | Le banc de caractérisation des actionneurs

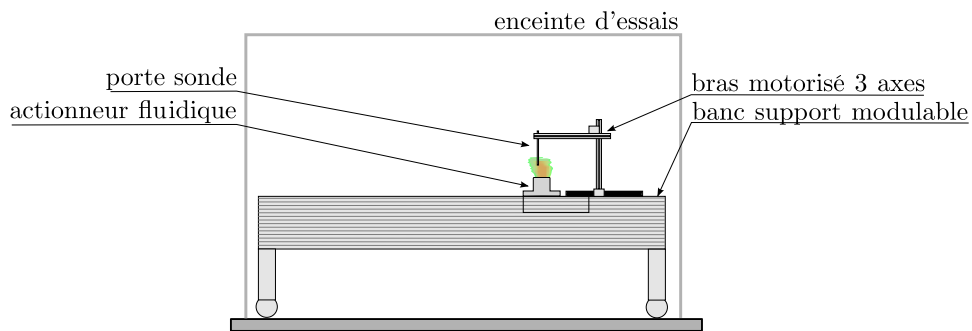


FIGURE 2.4 – Banc de caractérisation des actionneurs

Le banc de caractérisation d'actionneurs (schématisé sur la FIG. 2.4) est une installation expérimentale de l'ONERA, ayant pour but d'effectuer des mesures préliminaires sur les actionneurs fluidiques utilisés pour le contrôle des écoulements. Le volume de la pièce est de $8 \times 3.5 \times 2.6\text{ m}^3$. La température y est mesurée à l'aide d'un thermocouple de type K utilisable de 0°C à 100°C . La pression est mesurée à l'aide d'une sonde UNIK 5000 de la marque GE, utilisable de 70 mbar à 700 bar . Lors des mesures les accès au laboratoire sont maintenus fermés pour éviter toute perturbation. Pour faciliter la mise en place des campagnes de caractérisation d'actionneurs, le banc de caractérisation est équipé d'une alimentation en air comprimé de 6 bar . Cet air est comprimé sur le site de l'ONERA Lille, et distribué sur un circuit à 7 bar , ensuite régulé à l'aide d'une vanne Staebli ABC 115.6 sur l'installation à 6 bar afin d'assurer une pression continue dans le temps même pour de longues utilisations. Une vanne proportionnelle peut également être utilisée pour réguler la pression à 0.01 bar près. Le banc support, recevant les actionneurs à tester, mesure 2.7m de long, 1.5m de haut, et 0.5m de profondeur, et est entièrement modulable. Les capteurs peuvent être fixés sur un bras 3 axes motorisés avec

moteur pas à pas. La course des déplacements est de $1.2m$ dans la longueur du banc, et $0.35m \times 0.12m$ dans les deux autres directions. Le montage permet de modifier ces deux dernières directions. La motorisation de ce bras permet d'effectuer des déplacements avec une précision de 0.1 mm dans chaque direction. Le banc de caractérisation possède également une chaîne d'acquisition dédiée National Instruments.

2.2 | Les actionneurs et leur intégration

L'étude bibliographique (§1.3.1) a permis de dégager quatre types de jets différents qui seront utilisés dans ces travaux. Ce paragraphe va présenter les actionneurs fluidiques sélectionnés pour produire ces jets, ainsi que leurs intégrations respectives dans le dispositif expérimental. L'intégration des capteurs pariétaux est également présentée. L'enjeu majeur de la conception de ce dispositif expérimental est de pouvoir mettre en interaction les jets induits par les différents actionneurs avec l'écoulement des souffleries de couche limite tout en conservant une interface identique.

2.2.1 | Présentation des actionneurs fluidiques

Jet synthétique

Le premier type de jet choisi est le jet synthétique. Il nécessite un actionneur capable de successivement souffler et aspirer un certain volume. Ces actionneurs sont également appelés actionneurs à débit nul, car sur une période le débit soufflé est égal au débit aspiré : la moyenne est donc nulle. L'actionneur choisi pour produire le jet synthétique est un actionneur développé par l'ONERA dans le cadre de l'étude GRC (Ternoy *et al.*, 2013) (Pruvost, 2012) pour du contrôle actif par jets synthétiques sur le corps d'un aéronef à voilure tournante. Il s'agit d'un piston rectangulaire d'une surface de $2.3 \times 10^{-3}\text{ m}^2$ qui se déplace dans un carter, avec une course dépendant de la commande d'entrée (de l'ordre du mm). Le volume de la chambre de l'actionneur (volume de travail + volume mort) est de $1.93 \times 10^{-6}\text{ m}^3$. L'actionnement de ce piston est effectué par un électroaimant piézoélectrique amplifié ce qui permet d'atteindre des fréquences jusqu'à 200 Hz. Le plénum dans lequel se déplace le piston est débouchant. Cela permet de placer un capot au choix pour fermer ce plénum, et c'est dans ce capot que se trouve l'orifice choisi. Avec le même actionneur il serait donc possible de souffler un jet synthétique à travers un orifice circulaire, rectangulaire, ellipsoïdal, avec des angles d'inclinaison choisis, simplement en modifiant le capot de l'actionneur. Les vitesses de jet obtenues dépendent donc de la géométrie de l'orifice. La FIG. 2.5 schématise les principaux éléments de l'actionneur à jet synthétique.

Le principe du contrôle actif des écoulements par actionneurs fluidiques de type jet synthétique est d'injecter de l'énergie dans le fluide à contrôler, en conservant un débit moyen nul. L'énergie est donc injectée dans l'écoulement sous la forme de quantité de mouvement, qui elle est non nulle en moyenne. Cet objectif est rempli par l'actionneur de la manière suivante : lors du soufflage (remontée du piston), l'air

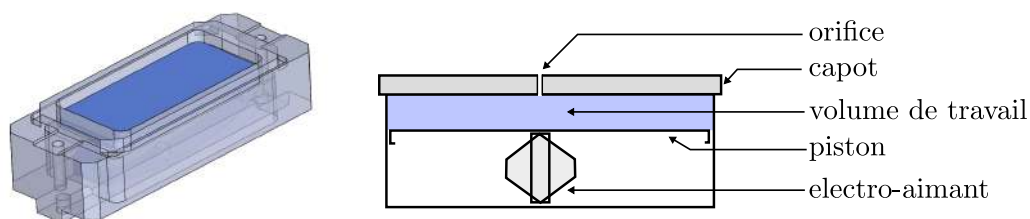


FIGURE 2.5 – Actionneur à jet synthétique. A gauche la CAO de l'actionneur sans capot, et à droite les principaux éléments de l'actionneur schématisés.

se comprime dans le plénum de l'actionneur créant un débit de soufflage à travers l'orifice. On peut alors observer le développement d'un jet classique à la sortie de l'actionneur, avec un cœur de jet, une zone de mélange avec du cisaillement entre le centre du jet et l'écoulement environnant créant de la vorticité et de la turbulence. Lors de l'aspiration (descente du piston), le plénum se met en dépression. Pour combler cette dépression, de l'air est aspiré de l'extérieur. Cependant cet air est aspiré de la façon la plus "simple" pour l'écoulement, et la plus rentable, c'est à dire proche des parois extérieures de l'actionneur. Ce mouvement va créer du cisaillement entre la zone d'aspiration et la zone où l'actionneur vient de souffler son jet, facilitant le détachement de la structure de soufflage. C'est pourquoi lorsque l'on observe un champ de vitesse moyen à la sortie d'un jet synthétique, un mouvement de soufflage est créé, accompagné d'un train d'anneaux tourbillonnaires. La [FIG. 2.6](#) montre les deux étapes du cycle de fonctionnement du jet synthétique.

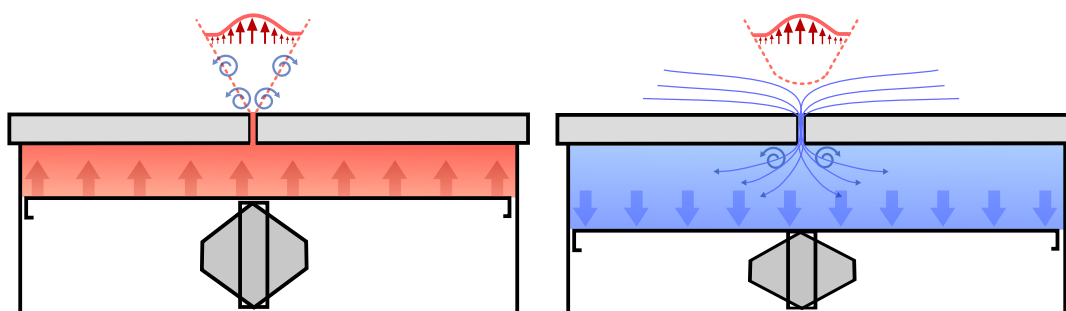


FIGURE 2.6 – Topologie des jets synthétiques

Jet pulsé et jet continu

Les deuxième et troisième types de jets retenus sont les jets pulsés et continus. Ils sont regroupés sur le même actionneur car le jet continu peut être considéré comme un jet pulsé de fréquence nulle. Ces jets permettent à la fois d'injecter de

l'énergie dans le fluide à contrôler sous forme de débit et de vitesse (forçage en amplitude), et également de choisir dans quel domaine fréquentiel injecter cette énergie. Pour produire ces deux types de jets, l'actionneur fluide choisi est une électrovanne. Il s'agit d'un électrodistributeur 2/2 monostable de la marque Festo. Les fréquences de pulsation capables d'être produites vont de 0 Hz à 200 Hz. En effet, même si l'électrovanne est capable de recevoir un signal de commande allant jusqu'à 300 Hz, une étude préliminaire a montré qu'au delà de 200 Hz la vanne n'a mécaniquement pas le temps de se refermer. La pression de service de cette vanne s'étend de 0.5 bar à 6 bar. Elle est commandée à l'aide d'un signal carré 3-30 V à 1.7 A. L'avantage est qu'il est possible de modifier le rapport cyclique du signal carré si besoin. Dans cette étude il sera conservé à 50%. Le temps de réponse en front montant est de 0.9 ms et en front descendant de 0.4 ms. La FIG. 2.7 montre le principe de fonctionnement ainsi que la forme globale de cet actionneur. Pour une réponse en amplitude plus fiable, cet actionneur est couplé avec une vanne proportionnelle Sentronic permettant de limiter la pression d'alimentation de l'électrovanne Festo à 0.01 bar près.

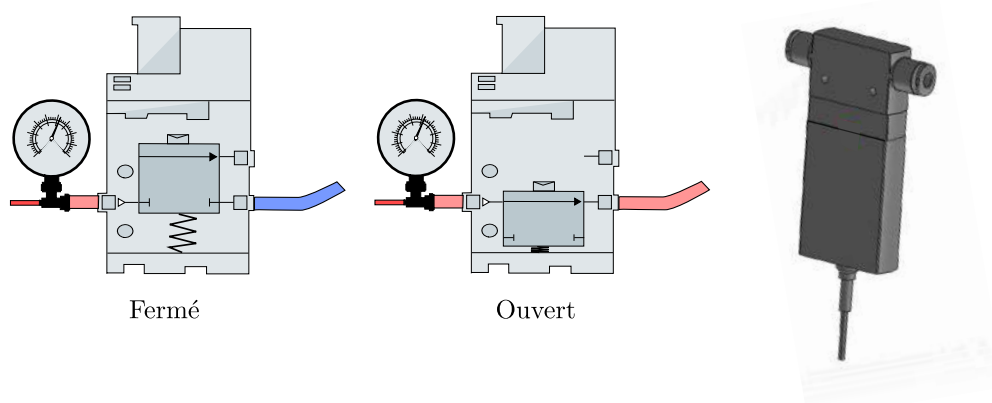


FIGURE 2.7 – Actionneur de jet pulsé et continu

Jet balayant

Le dernier type de jet choisi est le jet oscillant. Il s'agit d'un jet continu qui oscille d'un bord à l'autre de la fente de sortie de l'actionneur. Les mécanismes de contrôle associés sont comparables au jet continu, mais nécessitent un débit moindre (Dandois et J, 2017), (Tewes et al., 2012). La FIG. 2.8 (en bas) présente les principaux éléments de cet actionneur (a), ainsi que son principe de fonctionnement interne (b à e). Le corps de l'actionneur se compose d'une entrée d'air A, d'un corps B, de deux canaux de retour C, et d'une sortie D. Le principe d'oscillation est basé sur la bi-stabilité de l'actionneur et sur l'effet Coanda. En effet après avoir allumé l'alimentation en air de l'actionneur, le jet entrant va s'attacher sur une des deux parois de la cavité par effet Coanda. Ce flux attaché va engendrer une surpression

dans le canal de retour associé (b). Cette surpression va se propager dans le canal jusqu'à la base de l'actionneur (c), et va forcer le jet entrant à se coller sur l'autre paroi. Ce jet attaché sur l'autre paroi du corps de l'actionneur va engendrer une surpression dans l'autre canal de retour (d), se propager jusqu'à la base du canal (e) et dévier le jet vers sa position initiale. Et ainsi de suite. La fréquence d'oscillation de ce jet dépend donc principalement de la taille de l'actionneur, de la longueur et du diamètre des canaux de retour (tous ces paramètres géométriques sont fixés dans cette étude), et de la pression d'alimentation de l'actionneur. L'inconvénient de l'actionneur est que la fréquence d'oscillation, la vitesse du jet, et la pression d'alimentation de l'actionneur sont corrélés entre eux, et il est impossible de changer un de ces paramètres sans modifier les deux autres (à géométrie fixe).

La FIG. 2.8 (en haut) présente la géométrie utilisée pour cet actionneur, basée sur celle développée par Wygnanski et al. (Seele *et al.*, 2012), (Graff *et al.*, 2013). Elle est modifiée par homothétie et prolongement de la fente de sortie pour être compatible avec l'intégration dans cette étude. La fente de sortie a une surface de $25\text{ mm} \times 2.5\text{ mm}$ et est inclinée à 45° . les boucles de retour ont une longueur de 12 mm avec une section de 4 mm^2 . Cet actionneur est dessiné puis imprimé par stéréolithographie en résine.

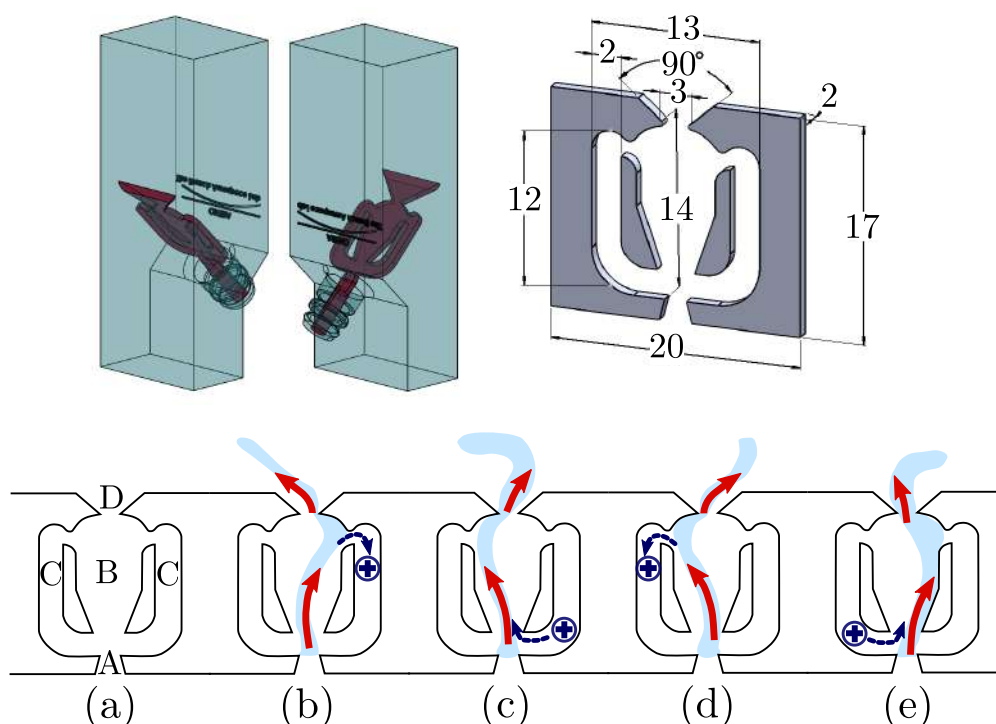


FIGURE 2.8 – Principe du jet balayant et CAO du dispositif développé dans cette étude

2.2.2 | Conception de l'interface entre les actionneurs et l'écoulement extérieur

La conception de ces pièces et de la modification des pièces existantes ont été effectuées à l'aide du logiciel de conception assisté par ordinateur SolidWorks. Les mises en plan sont ensuite validées par le bureau d'étude CFAO de l'unité Dispositifs et Maquettes Spécifiques de l'ONERA (du département Souffleries, Ingénierie et Maquettes), puis usinées par le bureau de préparation CFAO, et enfin les capteurs sont posés par le pôle électronique de la même unité. Les plans présentés dans ce paragraphe sont volontairement simplifiés pour plus de lisibilité.

Stratégie de conception

L'objectif est ici d'étudier l'interaction entre différents types de jets et un écoulement de couche limite au dessus d'une plaque plane afin de pouvoir comparer différents actionneurs. Pour cela des mesures doivent être effectuées pour chaque actionneur, et entre ces différentes mesures il est nécessaire que seul le type de jet soit modifié. La géométrie de l'interface doit rester identique. Cela signifie que les actionneurs doivent avoir une interface commune. Des capteurs de pression pariétale instationnaires ainsi que des capteurs de vitesse de frottement pariétale sont intégrés dans le montage afin d'avoir accès aux fluctuations fines de ces grandeurs en proche paroi. En tenant compte des différents éléments de ce cahier des charges, la solution adoptée est d'avoir une pièce pour chaque élément du cahier des charges :

- Pour l'aspect interface commune, un capot doté d'une fente mince est utilisé. Il doit être compatible avec les actionneurs de jet pulsé, continu et synthétique. Le jet balayant étant très sensible aux conditions d'entrée et de sortie, celui-ci sera utilisé sans capot. Cependant la fente de sortie propre à cet actionneur est conçue pour avoir la même configuration géométrique que la fente du capot.
- Pour l'aspect informations pariétales, une plaque instrumentée est utilisée. Il s'agit d'une plaque plane placée en aval de la fente, dans laquelle sont intégrés différents capteurs (pression et frottement).
- Et enfin pour l'aspect interaction avec un écoulement de couche limite sur plaque plane, il est nécessaire d'avoir une plaque support intégrable dans la veine de la soufflerie de couche limite, à la surface de laquelle se développe la couche limite. Une attention particulière est portée à l'état de surface du montage expérimental : tous les éléments doivent s'intégrer parfaitement les uns avec les autres, sans former de marches ou de cavité à la surface du montage qui est exposés à l'écoulement. De plus le montage doit permettre d'assurer l'étanchéité entre l'intérieur de la veine et l'enceinte d'essai.

La [FIG. 2.9](#) montre en vue de coupe le montage de ces trois pièces maîtresses du montage expérimental conçu pour cette thèse.

Les points suivants de ce paragraphe détaillent les spécificités de conception et de fabrication de ces différentes pièces.

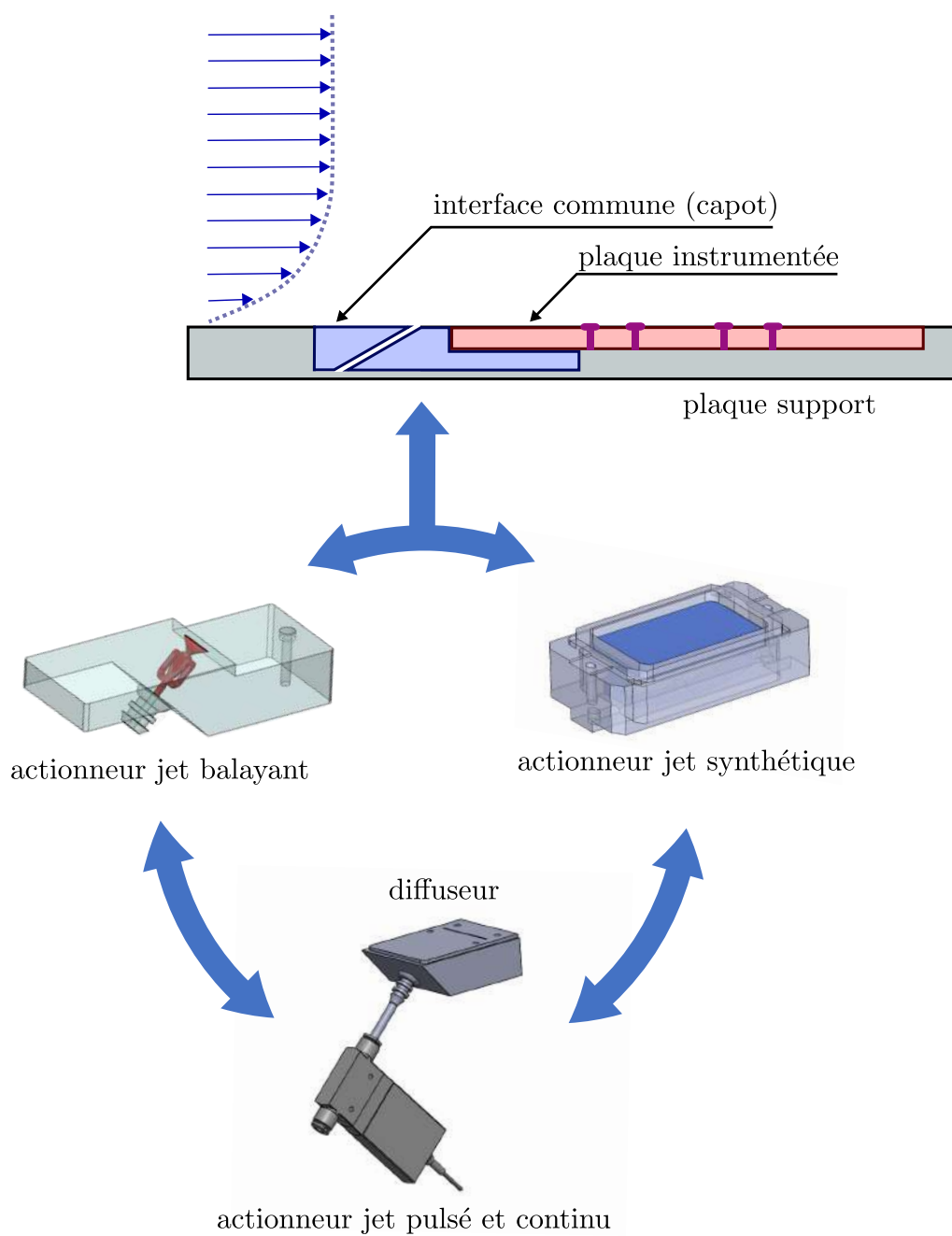


FIGURE 2.9 – *Vue de profil de la stratégie d'intégration des capteurs - actionneurs*

Plaque support

Le point de départ de la conception est l'intégration en veine de l'ensemble du montage expérimental (plaque support équipée de l'actionneur, du capot et de la plaque instrumentée). La veine des souffleries est carrée avec une section de $300 \times 300 \text{ mm}^2$. Les parois de la soufflerie sont entièrement modulables, ce qui facilite l'intégration de l'ensemble dans la veine, dans la section de notre choix. Une plaque existante de 300 mm par 280 mm (FIG. 2.10) est utilisée et adaptée. La première modification apportée à cette plaque support est une poche de 100 mm par 92 mm avec une profondeur de 5 mm pour l'intégration d'une plaque instrumentée. Une cavité de 62 mm par 100 mm est ensuite usinée sur la face extérieure de la plaque pour permettre la pose et le câblage des capteurs. La mise en position de la plaque instrumentée se fera via les rebords de la poche, et également en appui plan sur deux languettes de 26 mm de largeur. Le maintien en position est assuré par quatre vis non débouchantes pour assurer un état de surface optimal côté veine.

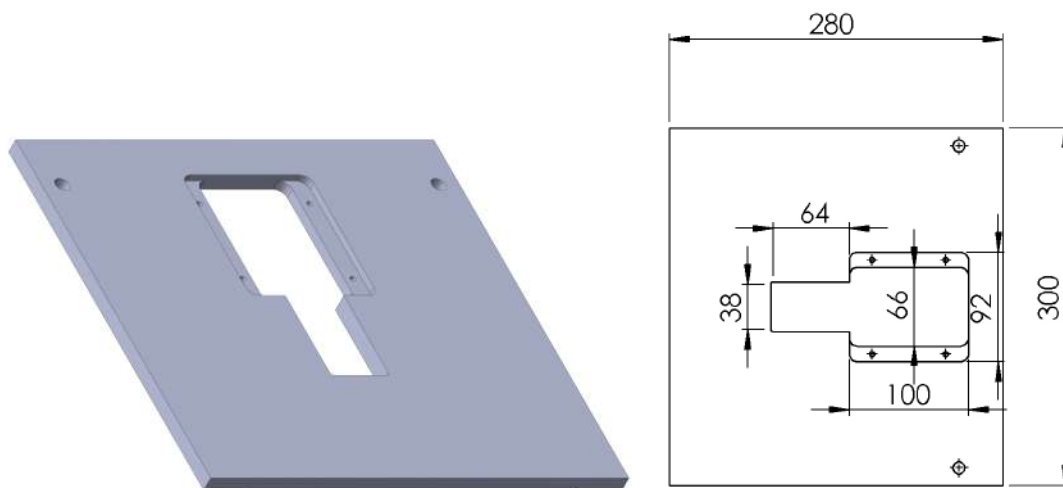


FIGURE 2.10 – *Plaque support intégrable dans la veine des souffleries (les cotations sont en mm)*

Plaque instrumentée

Pour s'intégrer dans la plaque support, la plaque instrumentée doit donc avoir une dimension de 100 mm par 92 mm avec le même diamètre de chanfrein que la plaque support aux quatre coins. Son épaisseur doit être la même que l'épaisseur de la poche, afin que la surface soit affleurante lorsque la plaque instrumentée est posée sur les languettes support dans la plaque support. Cette plaque instrumentée est détaillée sur la [FIG. 2.11](#). Elle est équipée de 8 capteurs pariétaux (4 de frottement et 4 de pression) qui sont présentés en [§2.3](#). Les capteurs de pression instationnaire nécessitent d'être installés au plus près de l'orifice de mesure afin de capturer au mieux la dynamique du signal. Leur diamètre est de 2 mm, ainsi ils sont intégrés dans la plaque instrumentée dans des trous de 2 mm de diamètre qui se poursuivent en trous de 0.5 mm de diamètre débouchant sur la paroi de mesure. L'encombrement ainsi que l'intégration de ces capteurs a nécessité pour les deux premiers capteurs (amonts) d'usiner une poche rectangulaire et de placer les capteurs parallèlement à la plaque. Le savoir faire et le matériel particulier du bureau de préparation CFAO a permis de percer des trous de 2 mm qui rejoignent le perçage de 0.5 mm de diamètre perpendiculairement optimisant ainsi le placement de ces deux capteurs, en minimisant l'espace mort entre l'orifice de mesure et le capteur. Les 4 capteurs de frottement sont collés à la surface de la plaque instrumentée côté veine, et la connectique est récupérée côté extérieur via des orifices de diamètre 1 mm. Les capteurs sont placés sur la plaque plane afin d'être espacés de la fente de sortie du jet de : $\frac{\delta}{2}$, δ , 2δ et $\frac{5\delta}{2}$. L'épaisseur de couche limite prévue pour cette campagne est d'environ $\delta = 30 \text{ mm}$, la position des capteurs sera donc à 15, 30, 60 et 75 mm en aval de la fente.

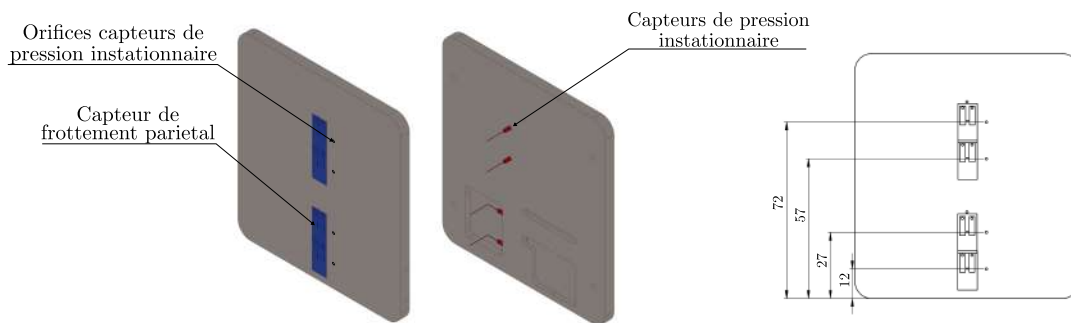


FIGURE 2.11 – *Présentation de la plaque instrumentée (les cotations sont en mm)*

Capot

Pour compléter cette interface, la pièce maitresse est le capot. Elle est nécessaire à la stratégie de comparaison des actionneurs. Elle permet d'assurer la mission d'interface unique et commune à tous les actionneurs, afin d'observer les effets de la nature du jet sur l'interaction, et non pas une combinaison des effets de la nature du jet et de la géométrie de l'interface. La géométrie de fente choisie lors de l'étude bibliographique (fente longue inclinée à 45°) est affinée. L'épaisseur de couche limite prévue est d'environ $\delta = 30 \text{ mm}$, la longueur de la fente est choisie égale à δ , et sa largeur est choisie à 0.5 mm afin de rester en adéquation avec la littérature (Ternoy *et al.*, 2018). Cette fente est usinée dans le capot qui doit être compatible avec tous les actionneurs. Or le jet balayant étant très sensible à la géométrie de l'actionneur dans son fonctionnement, la décision est prise de ne pas utiliser de capot pour cet actionneur. L'interface sera donc l'actionneur lui même, tout en conservant une géométrie de fente identique à celle définie pour le capot. Pour l'actionneur de jet synthétique la principale contrainte est d'avoir la bonne dimension pour fermer le plenum de l'actionneur, en assurant l'étanchéité. Cette étanchéité est assurée par une chicane et un montage ajusté. Pour cela une poche de 0.5 mm de profondeur est usinée dans la face inférieure du capot. Le maintien en position se fait à l'aide de deux vis. Pour la compatibilité avec le jet pulsé et le jet continu une pièce intermédiaire doit être pensée afin de relier la sortie circulaire de l'électrovanne et l'entrée rectangulaire fine du capot. Cette pièce sera mise en position à l'aide de la même poche que pour l'actionneur à jet synthétique, et maintenue en position à l'aide de cinq vis. Pour cette raison cinq trous taraudés sont percés dans le capot de part et d'autre de la fente. Ces éléments sont montrés sur la FIG. 2.12.

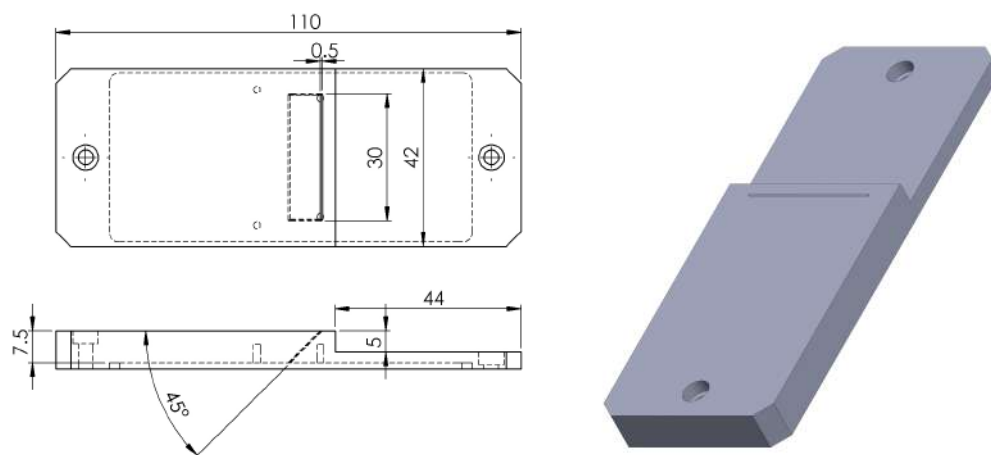


FIGURE 2.12 – Capot d'actionneurs de jet synthétique, pulsé et continu (les cotations sont en mm)

Diffuseur

Afin de relier la sortie de l'électrovanne circulaire avec la fente du capot rectangulaire en distribuant le jet de façon homogène le long de la fente et sans perdre la dynamique du jet, plusieurs configurations de pièces ont été fabriquées par stéréolithographie, testées, et caractérisées. Une première pièce avec un plénum de 10020 mm^3 a montré de bons résultats en termes d'homogénéité de jet à la sortie le long de la fente, mais le volume était trop important pour être capable de restituer la dynamique du jet pulsé, même à basse fréquence. Cette solution ne sera pas présentée car non utilisée. La solution retenue est un diffuseur avec une forme divergente, la plus mince possible. Son volume est cette fois de 1960 mm^3 . La fabrication de la pièce par procédé de stéréolithographie en résine a nécessité de mettre en place des "grains de riz" dans ce volume mort afin d'assurer la rigidité de la structure. Ils sont au nombre de trois, profilés et parallèles aux lignes de courants. Cinq poches circulaires sont dessinées de part et d'autre de la fente pour le passage des vis de maintien en position contre le capot. La fente est placée de sorte à être alignée avec la fente du capot lorsque les rebords de la pièce assurent la mise en position contre les rebords de la chicane du capot. La fente de sortie du diffuseur anticipe l'angle de 45° de la fente dans le capot pour éviter les changements de directions brutaux. L'entrée du diffuseur est conçue sur le modèle des prises pneumatiques habituelles, avec un embout cannelé. La [FIG. 2.13](#) montre les dessins de CAO de cette pièce.



FIGURE 2.13 – Diffuseur fabriqué par stéréolithographie

Intégration en veine

La précision de l'usinage à $\frac{5}{100} \text{ mm}$ pour les épaisseurs et $\frac{1}{10} \text{ mm}$ pour les dimensions dans le plan parallèle à la surface de la veine permettent d'avoir un montage parfaitement ajusté de tous ces éléments. La surface côté veine est donc lisse, sans aucune marche montante ou descendante. Les états de surface des différentes pièces sont travaillés pour être les plus lisses possible, et compatibles avec de la mesure laser. Cela implique de limiter au maximum les reflets. Pour cette raison le capot d'actionneurs est peint en noir mat à l'aide d'une couche micrométrique de peinture, et un traitement d'anodisation noire est appliqué à la plaque instrumentée. La FIG. 2.14 schématise l'intégration en veine de l'ensemble du dispositif.

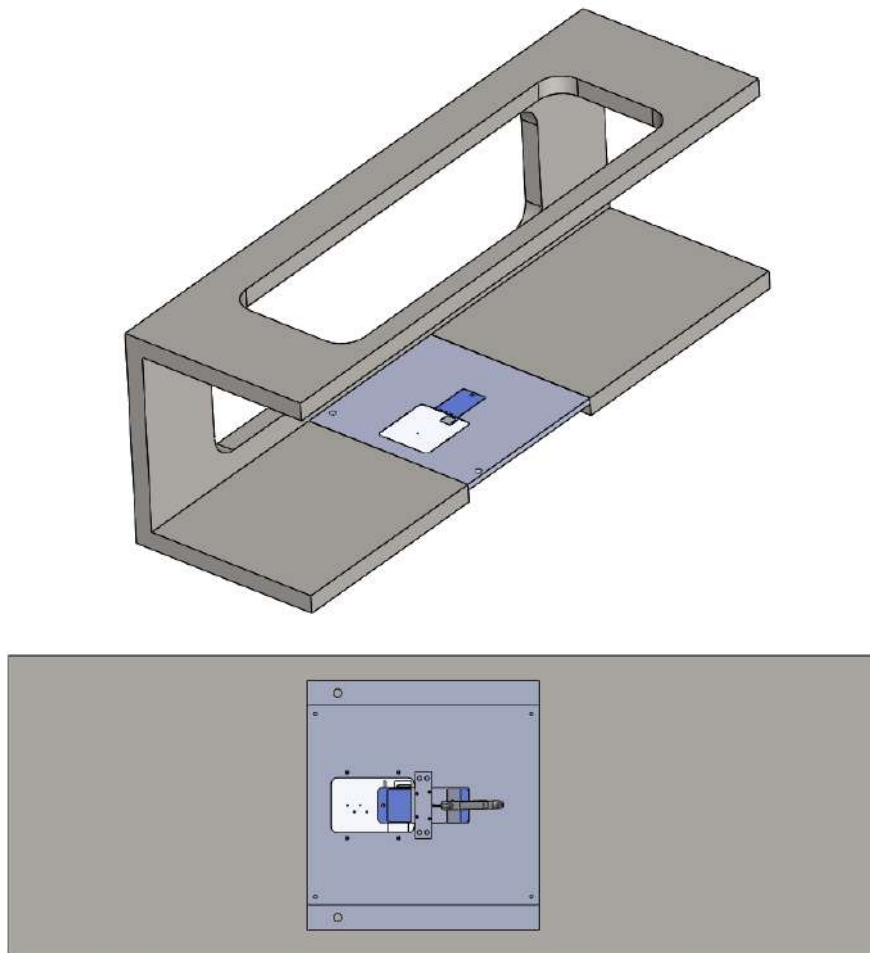


FIGURE 2.14 – Montage en veine de toutes les pièces

2.3 | Moyens de mesures

Ce paragraphe vise à présenter les différents moyens de mesure déployés dans le cadre de cette thèse.

2.3.1 | Anémométrie à fil chaud

L'anémométrie à fil chaud consiste à mesurer la puissance transmise par effet Joule à un fil et dissipée dans le flux d'air qui entoure ce fil (Perry, 1982).

Le capteur fil chaud 1D utilisé dans cette étude est le fil chaud de couche limite 55p15 de DANTEC Dynamics. Il s'agit d'un fil en tungstène de 1.25 mm de long et de $5\text{ }\mu\text{m}$ de diamètre. Le bout de la sonde est coudé afin de s'approcher au plus près de la paroi. Plus de détails sur la chaîne d'acquisition utilisée ainsi que sur la méthode de calibration sont exposés en [annexe A.1](#). S'agissant d'un fil chaud 1D, il est important de noter que la composante de la vitesse parallèle au fil est perdue, et les deux autres composantes sont indissociables car mesurées en module

$$U = \sqrt{U_x^2 + U_y^2}.$$

Dans la soufflerie de couche limite fil chaud, le capteur est monté sur le bras motorisé et est déplacé dans un volume de mesure de $80 \times 30 \times 40\text{ mm}^3$. La [FIG. 2.15](#) schématise le positionnement du porte sonde au dessus de la plaque instrumentée, ainsi que le volume de déplacement de la sonde fil chaud. Le repère orthonormé est défini par les 3 axes du bras motorisé. L'axe X est parallèle à l'écoulement et l'axe Y est perpendiculaire à la surface de la plaque plane.

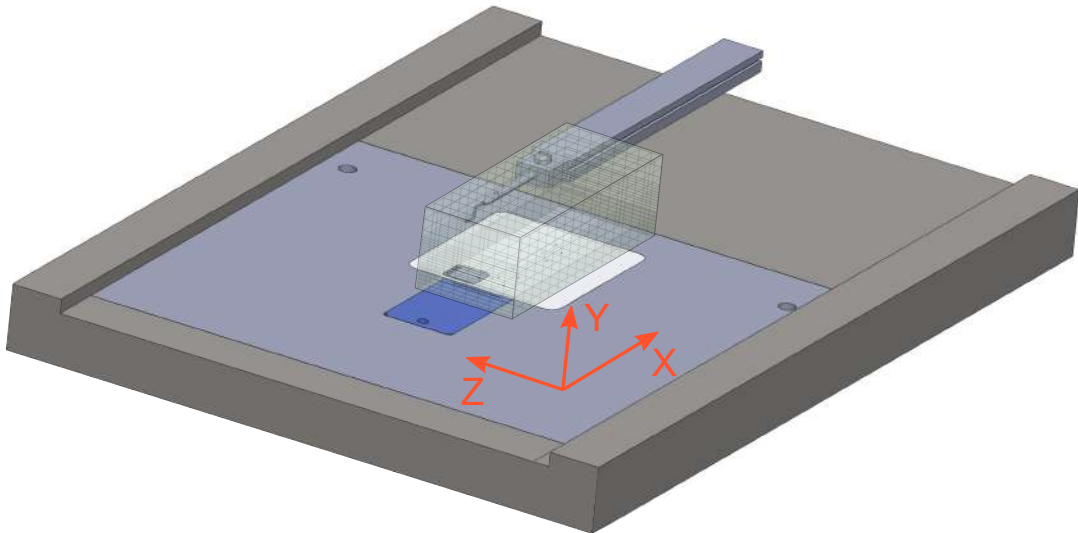


FIGURE 2.15 – Porte sonde fil chaud en veine, et son volume de mesure

2.3.2 | Véllocimétrie par images de particules

La Véllocimétrie par images de particules (PIV) est une méthode de mesure de champs de vitesses par la mesure du déplacement d'un nuage de particules dans un écoulement entre deux instants proches. La théorie de cette méthode est développée dans (Adrian, 1991), et les détails techniques de la technique PIV déployée dans le cadre de cette thèse peuvent être trouvés en annexe A.2. La PIV utilisée dans cette étude est la stéréo-PIV 2D3C haute cadence (2kHz). Le plan d'étude est défini comme étant le plan perpendiculaire à la surface de la plaque plane, et perpendiculaire à la fente, en intersectant celle-ci en son milieu. La zone d'intérêt est de $50 \text{ mm} \times 60 \text{ mm}$ respectivement suivant l'axe Y et l'axe X (définis en FIG. 2.15). L'origine est placée de sorte que le jet entre dans le plan de mesure à $X = 5 \text{ mm}$ et que $Y = 0 \text{ mm}$ corresponde à une distance de la paroi de 0.5 mm . La FIG. 2.16 montre l'intégration du montage en veine ainsi que les réglages du montage des caméras (de part et d'autre du plan laser, dirigées à 45° vers celui-ci).

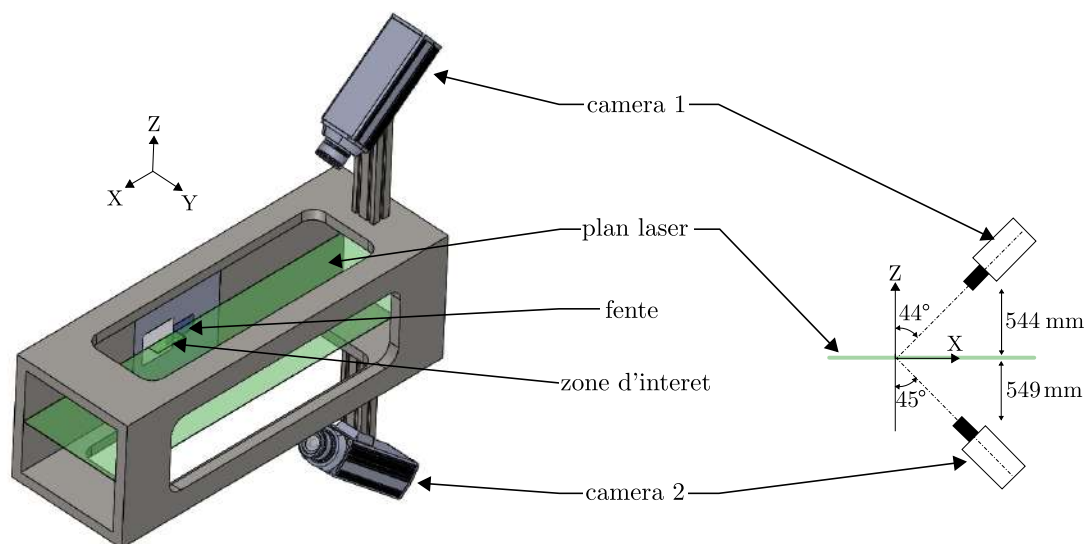


FIGURE 2.16 – Montage PIV utilisé

Une mire est utilisée pour la calibration des caméras équipées de montures de Scheimpflug afin de maximiser la zone nette et définir les lois de correction de déformations. Le traitement des clichés PIV est effectué avec le logiciel ONERA DaapPIV (Geiler et Monnier, 2010), dont le procédé est détaillé en annexe A.2.

2.3.3 | Ombroscopie

L'ombroscopie est une méthode de mesure optique basée sur la relation entre l'indice de réfraction et la masse volumique d'un domaine gazeux : $n - 1 = k \times \rho$ avec n l'indice de réfraction, k la constante de Gladstone-Dale et ρ la masse volumique du gaz (Settles et Hargather, 2017). Or l'indice de réfraction d'un milieu est directement lié à l'angle de réfraction. Ainsi lorsqu'un rayon lumineux traverse une frontière entre deux volumes de gaz de masse volumique différente, il sera dévié. La méthode d'ombroscopie permet donc de visualiser la dérivée seconde du champ de densité. Le montage utilisé à l'ONERA Lille est un montage en Z comme schématisé sur la FIG. 2.17. Il se compose de deux miroirs paraboliques PM1 et PM2, de focale $f = 3.73 \text{ m}$ et de diamètre 400 mm , de deux miroirs plan (M1 et M2) et d'une grille de 24 micro-lentilles (de focale $f = 20 \text{ mm}$). Le format de la grille de micro-lentilles est de 4 lentilles sur la direction horizontale, par 6 lentilles sur la direction verticale. Elles sont espacées de 33.8 mm horizontalement et 31 mm verticalement. Ces micro-lentilles sont associées à 24 caméras haute résolution pour l'acquisition. 24 générateurs d'étincelles à fort voltage de type Craz-Schardin sont utilisés comme sources lumineuses. Les rayons émis sont colimatés par le premier miroir parabolique PM1 puis réfléchis par le miroir plan M1. Ils sont ensuite déviés par la variation d'indice de réfraction induit par le jet. Les rayons parallèles sont alors focalisés par le deuxième miroir parabolique PM2, réfléchis par le miroir plan M2, puis distribués à chaque caméra grâce aux micro-lentilles. Cette méthode est rapide à mettre en œuvre, et permet d'observer qualitativement le comportement du jet et la forme de son enveloppe. L'utilisation de 24 sources lumineuses synchronisées avec 24 caméras, et d'un système de pilotage du retard entre chaque étincelle permet d'effectuer 24 visualisations successives dans un temps très court. L'inconvénient de cette méthode est qu'elle ne fonctionne que dans le cas d'un jet suffisamment compressible pour être en mesure d'observer une variation de masse volumique.

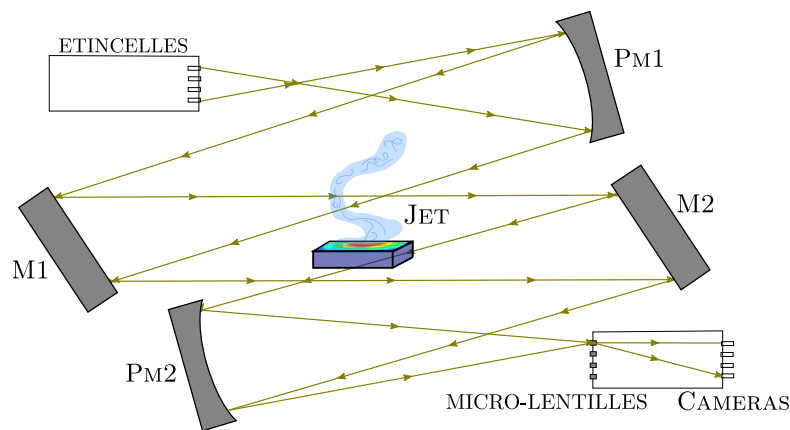


FIGURE 2.17 – Schéma du banc d'ombroscopie de l'ONERA Lille

2.3.4 | Autres capteurs utilisés

Pression stationnaire

Plusieurs mesures de pression sont nécessaires dans cette étude. La première est une mesure de pression stationnaire utilisée d'une part pour mesurer la pression dans l'enceinte de l'étalonneur de fil chaud et d'autre part pour effectuer les mesures de pression à la sortie d'un tube de pitot. Pour cela un micromanomètre furness FC0510 est utilisé. Il s'agit d'un manomètre doté d'un microprocesseur intégré et capable de mesurer des pressions différentielles très faibles. Sa résolution est de $0.001 Pa$. Les données sont transférées vers l'ordinateur via une sortie RS232C. La gamme de mesure est de $2\,000 Pa$ à $20\,000 Pa$, et sa précision est de 0.1% de la lecture entre 10% de la gamme la plus basse à 100% de l'échelle haute. Pour affiner les mesures, deux capteurs supplémentaires sont connectés aux entrées $4-20\text{ mA}$ du micromanomètre : un thermocouple de type K avec pour échelle $4-20\text{ mA} = 0-100\text{ }^{\circ}\text{C}$ et un capteur de pression absolu UNIK 5000 de General Electrics.

Pression instationnaire

Pour les mesures de pressions instationnaires un capteur piézo-résistif Kulite XCQ-080 est utilisé. Cela permet de mesurer des variations de pression jusqu'à 170 kPa . La calibration des ces capteurs est effectuée par le laboratoire de métrologie de l'ONERA Lille et est implémentée dans le logiciel d'acquisition LabView. La fréquence d'échantillonnage utilisée est de 20 kHz , et l'acquisition est effectuée à l'aide d'une chaîne d'acquisition National Instruments, sans filtrage. Ces capteurs ont une résolution infinitésimale, et l'incertitude des mesures obtenues lors du processus d'étalonnage du capteur est évaluée à moins de $10 Pa$ sur sa gamme d'utilisation. Le capteur prend la forme d'un cylindre de 2 mm de diamètre et de 6.4 mm de long. Il possède quatre fils de connexion : deux pour l'alimentation du capteur (10 VDC/AC) et deux pour le signal de sortie. Ce signal de sortie s'échelonne sur 100 mV avec un déséquilibre résiduel de 5 mV et une impédance de 1000 Ohm .

Débitmètre thermique

Pour mesurer le débit d'air un débitmètre thermique est utilisé. Le principe est comparable à celui du fil chaud ; en chauffant le fluide et en mesurant la quantité d'énergie thermique dissipée dans le fluide dans une configuration connue (diamètre, température d'entrée et de sortie, pression d'alimentation) il est possible de remonter au débit du fluide. Pour cela un débitmètre de la marque Vögtlin et de la série "red-y smart" est utilisé. Il permet de mesurer des débits jusqu'à $450\text{ l}_n/\text{min}$ pour de l'air, avec une précision de $\pm 0.3\%$ de la gamme de mesure. Les mesures en litres normalisés par seconde sont indépendantes des conditions de vitesse et de pression du gaz. Ainsi la conversion des litres normalisés (pris à $15\text{ }^{\circ}\text{C}$ et à 1 atm) par minute peuvent être convertis en m^3/s en multipliant par 0.001 et en divisant par 60 , ou alors en g/s en multipliant par 1.293 kg/m^3 puis divisant par 60 . Le turndown ratio (capacité maximale divisée par la capacité minimale) de ce débitmètre est de $1:100$. Son temps de réponse est de 80 ms . Sa fourchette

de pression d'entrée admissible s'étend de 0.2 à 11 *bar*. Son temps de chauffe est inférieur à 1 *s*.

2.4 | Traitement des données

Ce paragraphe détaille les procédés de traitement des données utilisés. Tout d'abord les méthodes de reconstitution/reconstruction sont développées, puis la technique de filtrage par moyenne de phase est présentée. Finalement les divers outils de traitement des données, tels que la POD, les ondelettes et les corrélations croisées, sont détaillés.

2.4.1 | Méthodes de reconstitution de champs spatiaux-temporels

Dans le but de comprendre la dynamique intrinsèque des actionneurs ainsi que celle de leur interaction avec l'écoulement extérieur, il est nécessaire de caractériser expérimentalement l'écoulement induit en espace et en temps dans un champ proche de l'actionneur. Or les mesures effectuées à l'aide, par exemple, de l'anémométrie à fil chaud sont résolues en temps mais locales. De même la PIV dans ce contexte est inopérante car l'ensemencement nécessaire n'est pas de bonne qualité dans ce contexte (comme le montrent les mesures exploratoires effectuées en §4.1.2). Afin de pallier ces deux problèmes, nous avons développé deux approches permettant de reconstruire dynamiquement (spatialement et temporellement) l'écoulement. Pour cela nous avons converti les données locales résolues en temps en champs de vitesse instantanés pour plusieurs instants très proches (assurant la résolution temporelle). Ce paragraphe présente deux méthodes implémentées dans le cadre de cette thèse : une reconstitution par approche conditionnelle et une reconstruction par apprentissage avec un réseau de neurones. Ces deux méthodes sont basées sur le caractère périodique de l'écoulement. Elles seront donc applicables pour deux cas :

- Pour la caractérisation du jet induit par un actionneur fonctionnant de manière périodique
- Pour la caractérisation de l'interaction entre l'écoulement induit par l'actionneur et l'écoulement (stationnaire).

Ce deuxième point concerne l'interaction jet - couche limite, et il s'agit d'un forçage en fréquence, ce qui donne à l'écoulement un caractère périodique. Cette hypothèse doit tout de même être vérifiée en étudiant le niveau des écarts types lors du calcul de moyennes de phases (voir §2.4.2).

Approche conditionnelle

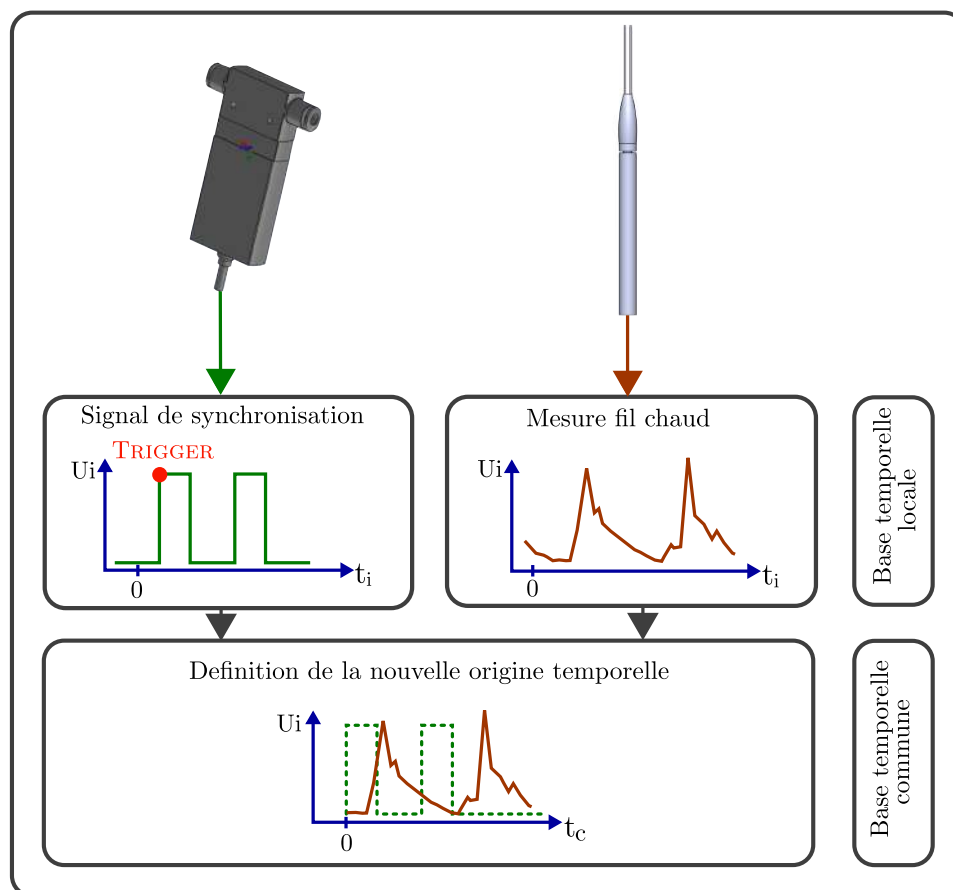


FIGURE 2.18 – Principe de synchronisation des données par approche conditionnelle

La première méthode proposée est une méthode de reconstitution conditionnelle. En effet, toutes les données acquises sont utilisées, mais elles ne sont enrichies ni en espace ni en temps. L'approche conditionnelle sur des données de fil chaud a été introduite par Kovasznay (1949) pour étudier le sillage derrière un cylindre. Le principe était alors d'effectuer la mesure d'intérêt avec un anémomètre fil chaud, et simultanément effectuer l'acquisition d'un deuxième signal de synchronisation avec un anémomètre fil chaud fixe placé dans le sillage du cylindre. L'objectif était de capturer avec le fil chaud fixe un signal périodique correspondant au passage des tourbillons qui se détachaient du cylindre à une fréquence constante. Ainsi toutes les mesures d'intérêt effectuées avec le fil chaud mobile pouvaient être synchronisées entre elles, et il était possible d'avoir un profil de déplacement des tourbillons. Il s'agissait alors d'une approche conditionnelle 1D, encore régulièrement utilisée aujourd'hui (Aeschlimann *et al.*, 2013). Cette méthode a également déjà été adaptée pour effectuer des mesures sur des grilles 2D, notamment pour la caractérisation d'actionneurs fluidiques, en utilisant la commande de l'actionneur comme signal de synchronisation (Chovet *et al.*, 2016), permettant ainsi d'améliorer la qualité de la synchronisation des données entre elles. On se propose ici de se baser sur ces méthodes afin de définir une technique de reconstitution basée sur des mesures au fil chaud, capable de restituer des champs de vitesse en 3D à des fréquences élevées (20 kHz), ce qui est inatteignable avec de la PIV haute cadence classique.

Le principe est d'utiliser l'anémomètre fil chaud pour effectuer les mesures d'intérêt, et d'acquérir simultanément un signal périodique, représentatif de l'état de l'actionneur. Cette acquisition est effectuée dans une base temporelle locale avec sa propre origine temporelle qu'on considère comme aléatoire. Le signal de synchronisation périodique permet alors de mettre en évidence un état de déclenchement (typiquement un front montant, un pic, un maximum de sinus, une valeur spécifique etc...). Ce déclencheur sert à définir la nouvelle origine temporelle de ce qui devient la base temporelle globale. Le fil chaud mobile se déplace ensuite, et le processus recommence. Le signal de synchronisation est identique dans toutes les acquisitions, et est représentatif de l'état de l'actionneur, donc de l'état de l'écoulement. Ainsi en conservant la même condition de déclenchement pour la définition de la base temporelle commune, celle-ci peut être considérée comme commune à tous les points de mesure. Ces données synchronisées peuvent ensuite être redistribuées spatialement dans des clichés instantanés en utilisant une même référence temporelle dans chacune des acquisitions. La résolution spatiale du cliché est alors la résolution utilisée dans la grille de déplacement du fil chaud, et la résolution temporelle correspond à celle du fil chaud. Cette méthode est codée dans sa version linéique et surfacique en Visual Basic. La FIG. 2.18 résume le processus de synchronisation des données entre elles à l'aide d'une approche conditionnelle classique en 2D. Sa version volumique est codée en Python, et la FIG. 2.19 montre l'ensemble du processus suivi dans l'approche conditionnelle 3D.

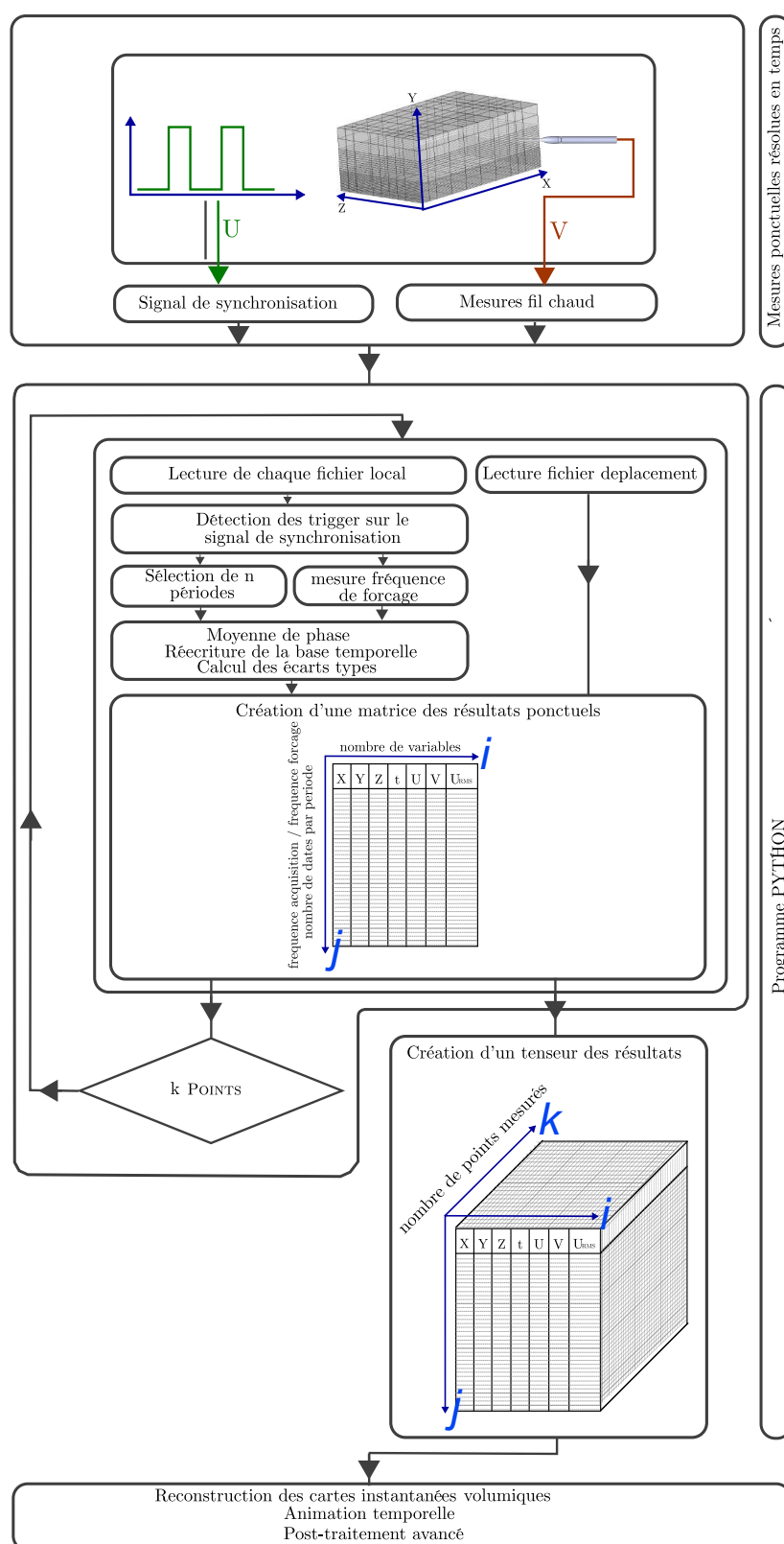


FIGURE 2.19 – Fonctionnement du programme Python pour la reconstitution de champs de vitesse volumiques par approche conditionnelle.

Les données d'entrée du programme sont donc les mesures fil chaud locales acquises simultanément avec le signal de synchronisation, dans une base temporelle locale. La première étape du programme est donc de détecter les déclencheurs (aussi appelés triggers). Dans le cas d'un signal carré il s'agit du front montant, mais dans d'autres cas plus complexes (jet balayant) il peut s'agir d'un maximum (voir le §3.3.5). Cela permet d'une part de vérifier la fréquence de forçage, mais également de déterminer le premier top ainsi que le nombre de périodes disponibles pour le traitement. La deuxième étape est optionnelle, il s'agit d'effectuer une moyenne de phase sur ces périodes. Ce procédé est expliqué en §2.4.2. La troisième étape est la définition du nouveau repère temporel, qui sera commun à toutes les mesures. Ces résultats sont rangés dans une matrice de taille $i \times j$ avec i le nombre de variables que l'on souhaite observer (à minima les coordonnées et la vitesse) et j le nombre de pas de temps dans une période défini pas $j = \frac{f_{acquisition}(Hz)}{f_{actionneur}(Hz)}$. Ces étapes sont effectuées sur tous les points de mesure dans le volume (k points). Chaque matrice est rangée dans le tenseur des résultats, qui a alors une dimension de $i \times j \times k$. Dans ce tenseur la direction parallèle à j représente le temps et celle parallèle à k l'espace. Pour reconstituer un cliché résolu en espace à un temps donné, il suffit alors de faire une "coupe" du tenseur parallèle à (ik) , c'est à dire à iso-instant. En effectuant plusieurs "coupes" successives, et en reconstituant des champs de vitesse, il est alors possible d'observer la dynamique dans le champ. Cette méthode permet donc de convertir des données locales résolues en temps, en champs de vitesse résolus en espace et animés en temps.

Apprentissage par réseau de neurones

La seconde méthode employée est basée sur les réseaux de neurones, qui sont des outils de régression non linéaires utilisés dans plusieurs domaines comme la reconnaissance d'images, le traitement du langage, la bio-informatique, etc... (Kotu et Deshpande, 2019).

L'objectif est ici d'utiliser cet outil pour apprendre les données acquises par le capteur de fil chaud, et de les exprimer sous la forme d'un modèle "fonction" du temps, et de la position du fil chaud. Une fois cette modélisation connue grâce à la phase d'apprentissage, il est possible de reconstruire les données en tout temps et en tout points de l'espace. L'avantage de cette méthode est qu'elle est capable de tenir compte des non-linéarités, et qu'elle permet une reconstruction sur un maillage (spatial ou temporel) plus fin que celui de l'acquisition.

La méthode consiste à effectuer une régression pour modéliser du mieux possible (au sens des moindres carrés) le champ de vitesse résolu en temps et en espace à l'aide des données ponctuelles. Autrement dit, il s'agit d'apprendre les coefficients d'une régression non linéaire pour interpoler les données ponctuelles expérimentales et remonter au champ complet (Lakshminarayanan *et al.*, 2016).

Un réseau de neurones se compose classiquement de neurones d'entrée, de neurones de sortie et de couches cachées de neurones entre l'entrée et la sortie. Tous ces neurones sont connectés entre eux. Isolons tout d'abord un neurone et deux de ses liaisons comme schématisé sur la FIG. 2.20.

Une donnée d'entrée i est envoyée vers le neurone via la liaison d'entrée. A cette

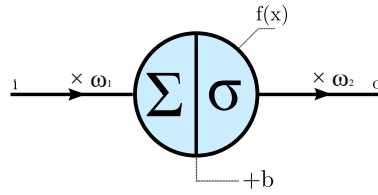


FIGURE 2.20 – Fonctionnement d'un neurone

donnée est associé un poids d'entrée ω_1 . Le neurone va donc traiter l'information $\Sigma = i \times \omega_1$. A chaque neurone est associée une fonction d'activation σ et un biais b . La fonction d'activation prend une forme de s (sigmoïde), version continue et dérivable d'une marche qui renvoie 0 lorsque l'intensité reçue est faible et renvoie 1 lorsque l'intensité reçue est importante. Le neurone va donc renvoyer l'information $\sigma(i \times \omega_1 + b)$ dans la liaison de sortie, qui sera elle-même associée à un poids ω_2 . A la sortie o , l'information est devenue $o = \sigma(i \times \omega_1 + b) \times \omega_2$. En connectant plusieurs neurones, il est possible de former un réseau de neurones dans lequel les informations vont se combiner et se propager. Sa forme la plus simple est le réseau de neurones artificiel dont l'architecture se compose de neurones d'entrée, de neurones de sortie, qui sont séparés par des couches cachées de neurones plus ou moins épaisses et nombreuses.

La FIG. 2.21 montre un exemple simple de réseau de neurone avec un neurone d'entrée, une couche cachée composée de deux neurones, et un neurone de sortie.

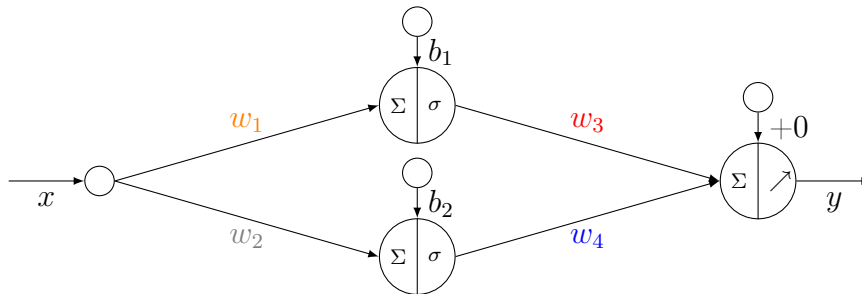


FIGURE 2.21 – Interactions entre 4 neurones

Le neurone d'entrée prend la valeur x . Dans la couche cachée, il y a deux neurones : celui du haut reçoit l'information $w_1 \times x + b_1$ et sort $\sigma(w_1 \times x + b_1)$. Celui du bas reçoit l'information $w_2 \times x + b_2$ et sort $\sigma(w_2 \times x + b_2)$. Dans la couche de sortie, il n'y a qu'un seul neurone qui reçoit une somme pondérée de deux sorties des deux neurones de la couche cachée. La fonction d'activation est linéaire, ce qui signifie que l'entrée est égale à la sortie. La sortie est $y = w_3 \times \sigma(w_1 \times x + b_1) + w_4 \times \sigma(w_2 \times x + b_2)$. Cela signifie que la sortie comprend une sigmoïde en $x = -\frac{b_1}{w_1}$ avec une intensité

de w_3 et une autre sigmoïde en $x = -\frac{b_2}{w_2}$ avec une intensité de w_4 .

Tout comme une régression linéaire $y = ax + b$ s'attache à apprendre les

coefficients a et b à partir de données d'apprentissage $\{x_i, y_i\}$, le réseau de neurones s'attache à apprendre les poids w et les biais b du réseau de neurones permettant de minimiser une fonction coût.

Le théorème d'approximation universelle affirme que n'importe quelle fonction peut être approximée par un réseau de neurones suffisamment large (plus de neurones dans une couche introduit plus de non linéarités) et profond (meilleure représentation hiérarchique des données) (Lewicki et Marino, 2003), (Hornik, 1991). L'apprentissage des coefficients se fait par descente de gradients. Il s'agit d'un processus itératif qui part de poids et biais aléatoires puis descend dans la direction du gradient (calculé par rétro propagation) pour minimiser une fonction coût. La fonction coût est souvent l'erreur quadratique : pour faire une régression sur les données d'apprentissage $\{x_i, y_i\}$, on cherche les poids et les biais qui minimisent $\sum_{i=1}^m (y_i - f(x_i))^2$ où f est le modèle (formulation analytique du réseau neuronal) et m le nombre d'échantillons d'apprentissage. Les hyperparamètres du réseau de neurones sont souvent basés sur l'expérience : il n'existe pas de règles précises et l'essai-erreur est souvent utilisé. Dans le cadre de cette thèse, on souhaite expliquer le champ de vitesse complet et l'intensité turbulente par les données ponctuelles acquises expérimentalement. Autrement dit, les neurones d'entrées sont x, y, z, t et les neurones de sorties sont $u(x, y, z, t)$ et $u_{RMS}(x, y, z)$ (définis en §2.4.2). L'architecture retenue est de trois couches cachées contenant respectivement 15, 11 et 9 neurones. Cette structure est choisie en se basant sur (Goodfellow *et al.*, 2014) ainsi que des essais-erreurs. Les poids et les biais du réseau de neurones sont appris par descente de gradient, en minimisant la fonction :

$$E_2 = \sum_{i=1}^m \|\mathbf{U}^i - \mathbf{f}(x^i, y^i, z^i, t^i)\|^2$$

Il s'agit donc d'une méthode itérative. $\mathbf{U}^i$ regroupe toutes les informations mesurées expérimentalement ($U(x_i, y_i, z_i, t_i)$ et $U_{RMS}(x_i, y_i, z_i)$). Ces informations sont connues pour chaque x^i, y^i, z^i , et t^i . Ainsi en parallèle le réseau de neurones qui prend ces x^i, y^i, z^i , et t^i en entrée renvoie en sortie un modèle de la vitesse ($\hat{U}(x_i, y_i, z_i, t_i)$) et un autre de son écart-type ($\hat{U}_{RMS}(x_i, y_i, z_i)$) tous deux regroupés dans $\mathbf{f}(x^i, y^i, z^i, t^i)$, et exprimé à l'aide des poids et biais du réseau de neurones. Le procédé itératif d'entraînement du réseau de neurone consiste donc à déterminer ces poids et biais pour réduire l'erreur de modélisation E_2 . Une fois l'entraînement terminé, et les poids et biais du réseau de neurone fixés, on peut utiliser celui-ci pour déterminer une valeur de $\hat{U}$ et une valeur de $\hat{U}_{RMS}$, pour une position donnée et à un temps donné. Ce procédé est résumé sur la figure FIG. 2.22. Le nombre d'itérations pour l'optimisation est de 150 epochs, avec une mise à jour des poids et des biais tous les 1000 échantillons. Le code a été implémenté sous Python, en utilisant la bibliothèque Keras (Keras, 2018). L'implémentation a été faite par le Dr Charles Pivot. Une fois l'optimisation terminée le réseau de neurones peut être utilisé pour reconstruire les champs de vitesse. Un maillage spatial et un maillage temporel sont utilisés comme entrée de l'outil. L'avantage de cette méthode est que ces maillages peuvent être différents des maillages d'apprentissage. Le réseau de

neurones va alors avoir comme sortie le champs de vitesse résolu en espace et en temps.

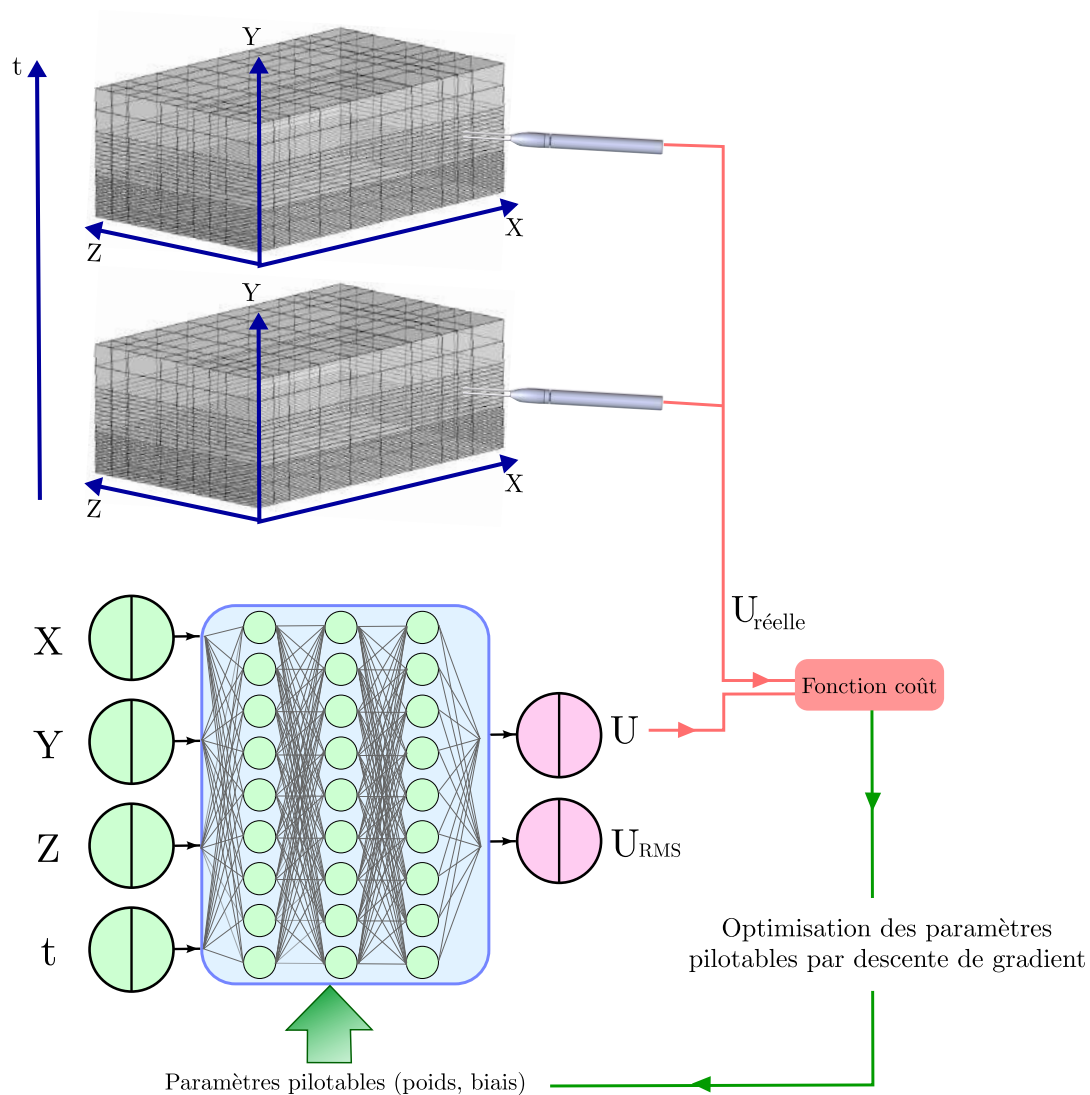


FIGURE 2.22 – Processus d'apprentissage du réseau de neurones

2.4.2 | Filtrages par moyenne de phase

Les données acquises à l'aide d'un fil chaud ont une durée typique de l'ordre de 2 secondes. Pour avoir un ordre de grandeur, avec une fréquence de forçage de 100 Hz, cela correspond à la capture de 200 périodes. Dans les conditions exprimées précédemment (jet auto-corrélé, écoulement supposé périodique en tous points), il est alors intéressant de coupler les procédés de traitement des données (approche conditionnelle et apprentissage par réseau de neurones) à une moyenne de phase. En effet, utiliser une seule période moyenne permet à la fois d'alléger le set de données d'entrées, et de le filtrer. Le principe de la moyenne de phase est schématisé sur la FIG. 2.23 à l'aide d'un exemple de données acquises avec le jet pulsé (voir §3.3.3) à 100 Hz et 60 m/s. Les vitesses sont adimensionnées par les vitesses maximales $Vitesse\ sortie\ de\ jet^* = U/U_{max}$ et les tensions de commande sont adimensionnées par les tensions maximales $commande\ actionneur^* = tension/tension_{max}$. Le temps est adimensionné par la période d'actionnement $t^* = t/T$. La moyenne de phase illustrée sur cette figure est effectuée à l'aide de 100 périodes brutes.

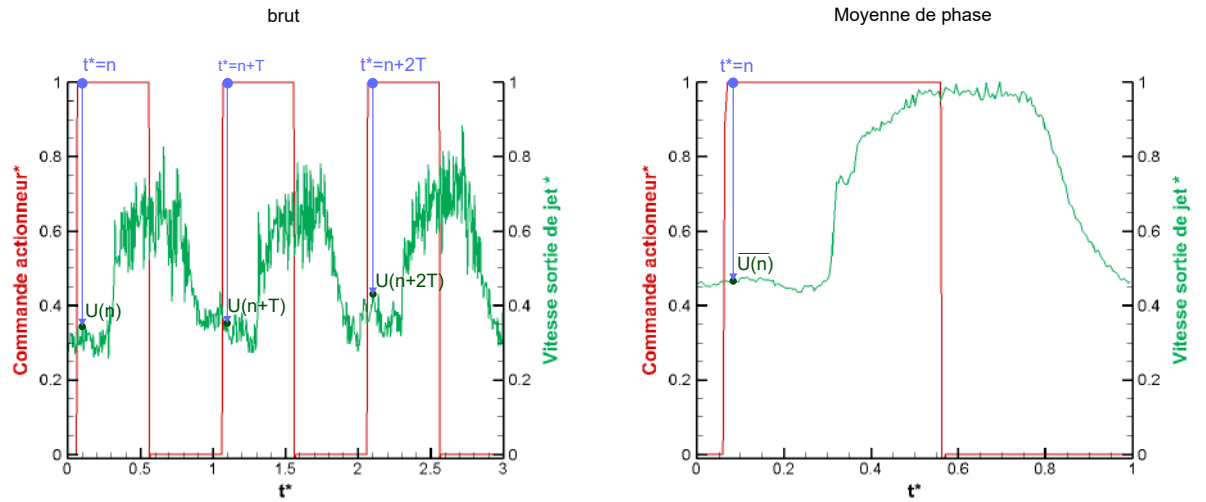


FIGURE 2.23 – Moyenne de phase : principe et résultat

Le principe est de capturer plusieurs périodes de l'observable. Une période est discrétisée en pas de temps locaux. On notera l'indice n sur la figure, qui donne la position à l'intérieur d'une période. Pour chaque n pas de temps locaux une moyenne de phase est calculée : il s'agit de faire la moyenne de toutes les vitesses capturées à l'indice $n + \alpha T$ avec α le nombre de périodes utilisées pour la moyenne de phase et T la période de l'actionneur. Ainsi la vitesse de moyenne de phase à l'indice n pour γ périodes sera calculée par :

$$\overline{U}(n) = \frac{1}{\gamma} \sum_{\alpha=0}^{\gamma-1} (U(n + \alpha T))$$

De la même manière, il est possible de calculer l'écart-type, qui va donner une

information sur la qualité de la moyenne de phase ainsi que sur la répétabilité du phénomène, que l'on note U_{RMS} :

$$U(n)_{RMS} = \sqrt{\frac{1}{\gamma} \sum_{\alpha=0}^{\gamma-1} (U(n + \alpha T))^2 - \left(\overline{U(n)}\right)^2}$$

Le processus de moyenne de phase permet donc de filtrer les signaux et d'alléger les entrées qui seront utilisées dans les procédés de dépouillement. Il est implémenté sous python, et permet de traiter un grand nombre de données (typiquement 5000 points de mesures de 2 secondes à 20 kHz chacun) dans un temps de calcul raisonnable. Les conditions d'utilisation (écoulement périodique de fréquence connue et stable) seront vérifiées à chaque utilisation. De plus, il est nécessaire d'avoir un nombre suffisant de périodes pour avoir une moyenne de phase convergée.

2.4.3 | Autres outils de traitement des données utilisés

Décomposition Orthogonale aux Valeurs Propres

La Décomposition Orthogonale aux Valeurs Propres (POD en anglais pour Proper Orthogonal Decomposition) est une technique de traitement statistique du signal, capable d'extraire une certaine cohérence ou organisation dans un signal bruité. Dans le cas de champs de vitesse résolus en espace et en temps, il s'agit de décomposer l'écoulement en modes classés par niveaux d'énergie. Cela permet d'avoir rapidement une signature énergétique de l'écoulement, et d'identifier les structures cohérentes qui ont les plus hauts niveaux d'énergie. Les techniques de décomposition POD sont de plus en plus utilisées dans la littérature, notamment pour leur capacité à filtrer les signaux (pour n'en garder que les composantes les plus énergétiques) pour en faire des modèles réduits ([Kitsios et al., 2011](#)). L'idée fondamentale est de décomposer le champ de vitesse instationnaire en une somme de champs orthogonaux tels que :

$$u'(x, t) = \sum_{n=1}^{Nmodes} a^{(n)}(t) \Psi^{(n)}(x)$$

Avec $\Psi^{(n)}(x)$ les modes POD spatiaux, $a^{(n)}(t)$ les modes temporels et $Nmodes$ le nombre de modes utilisés pour la reconstruction. La reconstruction est donc exacte lorsque $Nmodes$ est égal au nombre de pas de temps étudiés. Les modes POD sont déterminés en effectuant une décomposition en valeurs propres :

$$H^{POD} a^{(n)} = \lambda^{(n)} a^{(n)}$$

Cette méthode est utilisée pour obtenir les modes spatiaux en effectuant une décomposition en 30 modes, sur une période moyenne d'actionneur (le nombre de pas de temps et du temps physique dépendent donc de la fréquence de l'actionneur). Elle est appliquée à l'aide de Python sur des champs de vitesse 2D.

Corrélations croisées

Pour quantifier l'interdépendance qui peut exister entre deux variables, le coefficient de corrélation est utilisé :

$$Cor(x, y) = \frac{Cov(x, y)}{\sigma_x \sigma_y}$$

avec x et y deux variables à la variance finie, $Cov(x, y)$ la covariance des variables x et y , et σ_x , σ_y leurs écarts types. Dans le cas de la mécanique des fluides il est particulièrement intéressant de se pencher sur la corrélation qui peut exister entre chaque point d'un champ de vitesse et une information pariétale. En effet, cela permet de déterminer si le capteur pariétal est capable de percevoir les structures qui passent dans le champ de vitesse. Cependant dans cette application la vitesse locale résolue en temps extraite du champ de vitesse est déphasée par rapport au capteur pariétal, et ce déphasage est différent selon le point de l'espace considéré. C'est pour cette raison que nous utiliserons la notion de corrélation croisée. Il s'agit de calculer la corrélation entre deux signaux, et ce pour plusieurs déphasages k :

$$Cor(x, y)_i = \frac{Cov(x(i+k), y(i))}{\sigma_x \sigma_y}$$

On obtient donc une évolution du coefficient de corrélation en fonction du déphasage $Cor(x, y) = f(k)$. Le maximum de cette fonction permet de déterminer le déphasage entre les deux signaux (k pour lequel on a le maximum de $Cor(x, y)$), ainsi que leur coefficient de corrélation réel (le pic de $Cor(x, y)$). Cette technique de traitement est codée sous Python, et la seule information récupérée est le coefficient de corrélation réel entre X et Y (c'est le maximum des coefficients de corrélations calculés pour chaque déphasage). D'un point de vue plus pratique, cet outil est utilisé dans le [chapitre 4](#), pour calculer le coefficient de corrélation réel entre chacune des mesures fil chaud effectuées dans un volume de mesure, et chaque capteur pariétal (8 capteurs au total). Les signaux bruts sont tout d'abord adaptés à une étude de corrélation : on retranche la moyenne et on divise par l'écart-type, afin d'obtenir des données adimensionnées et centrées sur zéro. Puis le calcul de corrélation croisée est utilisé pour déterminer le pic de corrélation entre les deux signaux. Les différentes étapes de cette méthode sont schématisées sur la [FIG. 2.24](#), en utilisant des données expérimentales brutes (cas du jet pulsé à 50 Hz avec un VR=6 présenté dans le [chapitre 4](#)).

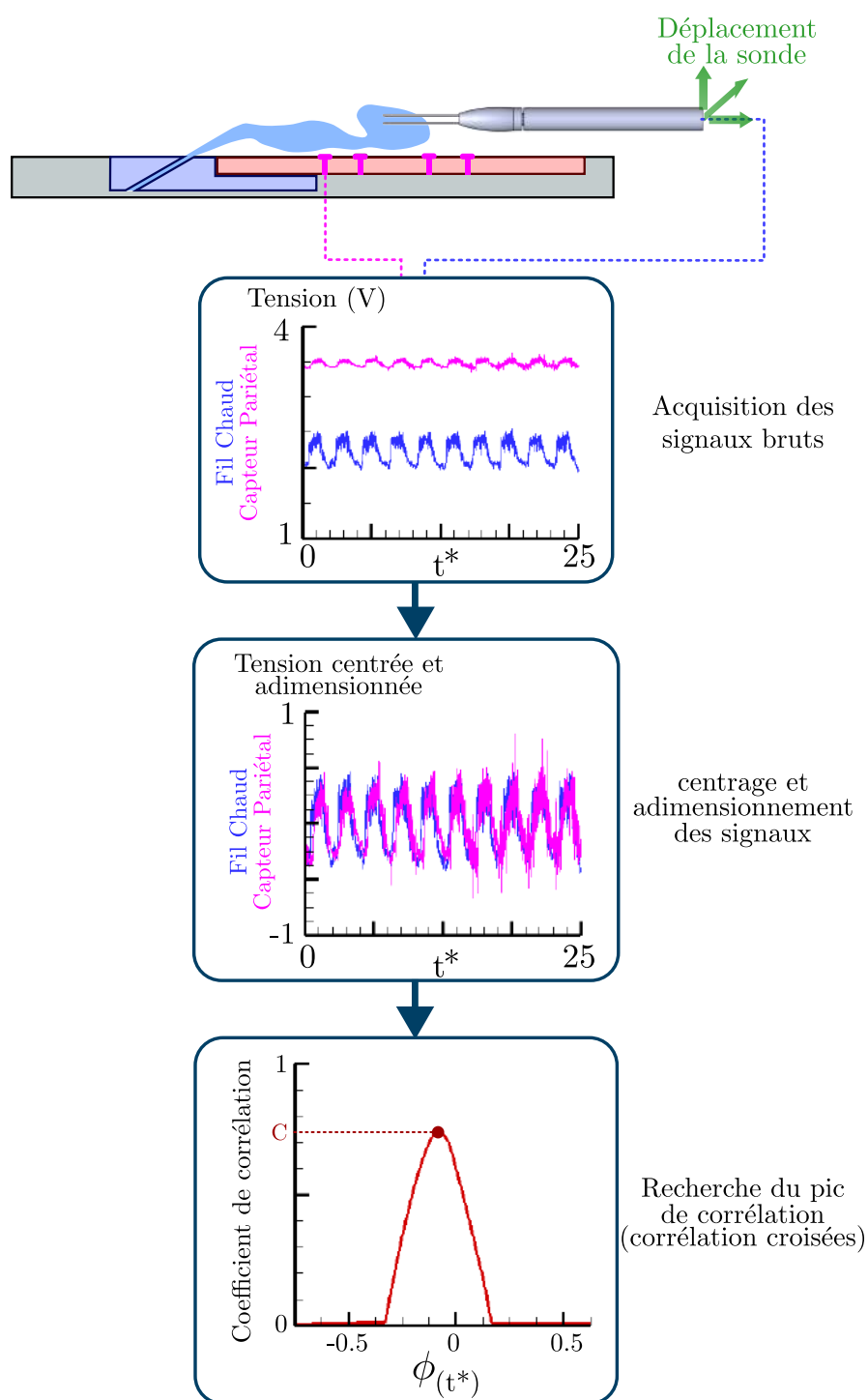


FIGURE 2.24 – Méthode de détermination du coefficient de corrélation entre les signaux fil chaud et les signaux capturés par les capteurs pariétaux

Ondelettes

Lorsque l'on souhaite étudier un signal d'un point de vue fréquentiel, un outil très puissant est à notre disposition : la transformée de Fourier rapide. Elle permet de déterminer le niveau d'énergie propre à chaque fréquence. Le spectre ainsi obtenu indique quelles sont les fréquences prédominantes dans le signal. Or en mécanique des fluides lors de l'étude d'instabilité on souhaite parfois pouvoir quantifier et localiser temporellement ces instabilités. Les spectres obtenus par transformée de Fourier classique ne permettant pas de déterminer la fréquence prédominante ne suffisent alors plus. En effet dans une transformée de Fourier classique la dimension temporelle est perdue, seule la répartition énergétique est mise en évidence. Pour pallier à cette limite, les études par ondelettes de Ricker sont utilisables. Les ondelettes permettent d'analyser l'évolution spectrale d'un signal fil chaud dans le temps (Farge et Schneider, 2006), (Indrusiak *et al.*, 2016). Le principe de cet outil est d'effectuer des transformées de Fourier glissantes sur des fenêtres temporelles. La transformée continue par ondelettes est utilisée ici (CWT pour Continuous Wavelet Transformation). Elle est définie de la manière suivante :

$$c(s, t) = \int_0^\infty u(t) \tilde{\Psi}_{s,t}(t) dt$$

Le conjugué complexe est noté $\sim$, les indices s et τ représentent respectivement l'échelle et le temps, et Ψ est l'ondelette mère utilisée :

$$\Psi_{s,\tau}(t) = \frac{1}{\sqrt{s}} \left(\frac{t - \tau}{s} \right)$$

Avec $\Psi(t) = (1 - t^2) e^{-\frac{t^2}{2}}$.

Le produit scalaire du coefficient d'ondelette c reflète le caractère instationnaire de l'écoulement. Cet outil est implémenté sous Matlab.

2.5 | Synthèse

Tout d'abord ce chapitre vise à présenter les moyens d'essais utilisés dans cette étude. Pour cela le fonctionnement du banc de caractérisation des actionneurs ainsi que celui des deux souffleries de couche limite sont détaillés. Ces installations offrent respectivement la possibilité de caractériser les actionneurs fluidiques dans un environnement contrôlé, et d'étudier une couche limite turbulente établie relativement épaisse. Ensuite, les trois actionneurs fluidiques capables de produire les quatre types de jets sélectionnés lors de l'état de l'art sont présentés et leur fonctionnement est clairement explicité. Afin d'étudier leur interaction avec l'écoulement de couche limite, un dispositif expérimental est conçu et fabriqué. Il s'agit d'avoir une unique pièce d'interface, permettant de s'affranchir de tous changements géométriques lors du passage d'un type de jet fluidique à un autre. Ce dispositif expérimental dans sa globalité permet donc d'obtenir un large volume d'intérêt dans lequel s'opère l'interaction jet - couche limite. Les différentes méthodes visant à caractériser la dynamique de l'écoulement induit sont présentées. Seules les spécificités propres à leur utilisation dans le cadre des campagnes d'essais sont introduites dans ce chapitre, le fonctionnement général de ces méthodes de mesure (fil chaud, PIV, etc...) peut être retrouvé dans la littérature ainsi qu'en [annexe A](#). Finalement, comme certaines de ces techniques ne permettent pas d'avoir directement les informations nécessaires à la compréhension de la dynamique fine recherchée, deux méthodes de reconstitution sont présentées. Leur but est de convertir des données locales résolues en temps en des données spatialement et temporellement résolues. Les conditions d'utilisation de ces méthodes sont également détaillées. Ces techniques de reconstitution sont testées et utilisées dans le [chapitre 3](#) pour caractériser dynamiquement les écoulements intrinsèques induits par les actionneurs fluidiques sans vent relatif, puis dans le [chapitre 4](#) pour caractériser la dynamique d'interaction entre les différents types de jet et un profil de couche limite.

3. CARACTÉRISATIONS DYNAMIQUE INTRINSÈQUE DES ÉCOULEMENTS INDUITS PAR LES ACTIONNEURS

Ce chapitre détaille les résultats des caractérisations dynamiques (au sens spatio-temporel) associées aux actionneurs fluidiques retenus pour cette étude, sans écoulement extérieur. Pour cela, après une étape de validation à la fois de la géométrie d'interface et des méthodes de reconstitution/reconstruction des champs de vitesse, chaque actionneur a été caractérisé indépendamment. Certains de ces résultats ont été présentés lors du GDR contrôle des décollements 2017 ([Ott et al., 2017](#)). L'objectif était ici d'extraire la signature dynamique de chaque actionneur étudié.

Sommaire

3.1	Validation de la géométrie d'interface	86
3.1.1	Conception de l'actionneur à jet balayant	86
3.1.2	Diffuseur et capot de l'interface de l'actionneur	87
3.2	Choix des méthodes de reconstitution/reconstruction .	90
3.2.1	Approche conditionnelle	90
3.2.2	Réseau de neurones	92
3.3	Caractérisation de la dynamique intrinsèque des ac-	
	tionneurs	94
3.3.1	Topologie des jets	94
3.3.2	Jet continu	95
3.3.3	Jet pulsé	98
3.3.4	Jet synthétique	103
3.3.5	Jet balayant	113
3.4	Synthèse	124

3.1 | Validation de la géométrie d'interface

Cette première étape vise à valider la conception des pièces du montage expérimental utilisé dans cette étude. Ces pièces, dont les dimensions et les détails de conception sont présentés dans le [chapitre 2](#), sont les suivantes :

- la plaque plane instrumentée
- l'actionneur de jet balayant
- le diffuseur
- le capot d'actionneur

La validation de la plaque plane consiste à vérifier l'absence de sur- ou sous-épaisseur lors du montage sur le support. On vérifie également que l'intégration des capteurs pariétaux ne perturbe pas l'écoulement. L'actionneur à jet balayant est conçu spécifiquement pour cette étude. Pour en vérifier le bon fonctionnement, une caractérisation préliminaire par ombroscopie est effectuée. La validation du diffuseur et celle du capot d'actionneur sont effectuées simultanément à l'aide de mesures préliminaires sur le jet continu. L'ombroscopie ne permettant pas de caractériser le jet continu (qui n'est pas assez compressible pour une mesure de ce type), un sondage au fil chaud est réalisé.

3.1.1 | Conception de l'actionneur à jet balayant

La première caractérisation préliminaire de l'actionneur à jet balayant vise à vérifier le bon comportement de l'actionneur ainsi que la topologie du jet, afin de valider sa conception géométrique. Pour cela l'actionneur est monté sur le banc d'ombroscopie de l'ONERA Lille, utilisant le montage défini sur la [FIG. 2.17](#). La visualisation par ombroscopie nécessite d'avoir un jet compressible comme expliqué en [§2.3.3](#). Pour cette raison l'actionneur est alimenté à 5 bar. Il s'agit de la pression à partir de laquelle le jet induit par l'actionneur génère un gradient de masse volumique suffisamment élevé pour pouvoir l'observer par ombroscopie. Cette valeur est obtenue en faisant des essais à plusieurs pressions. Ce cas concluant est présenté sur la [FIG. 3.1](#).

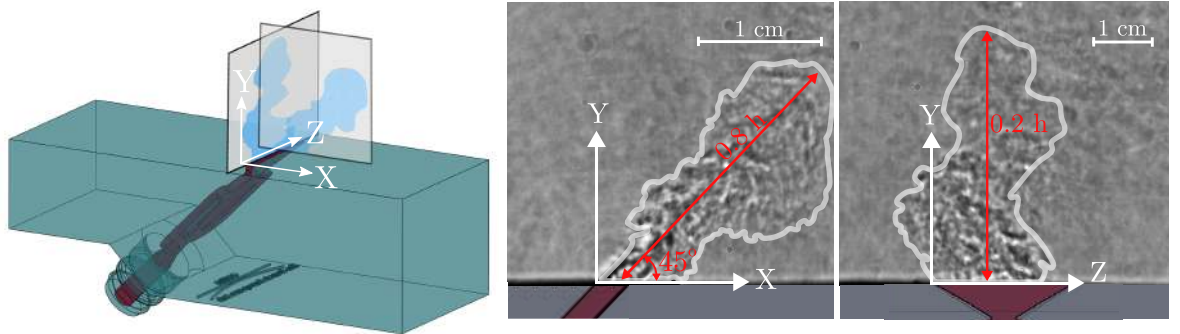


FIGURE 3.1 – Topologie du jet balayant par ombroscopie

Les mesures sont effectuées dans deux différents plans. Pour chaque plan, seul un cliché instantané est conservé pour l'étude de la topologie du jet. Le premier plan de visualisation est le plan XY (perpendiculaire à la paroi et à la fente) placé à un Z correspondant au milieu de la fente. Ce plan permet de visualiser l'angle du jet ainsi que son expansion et sa topologie. L'enveloppe du jet montre bien un soufflage à 45° dans le plan XY comme attendu par la conception de l'actionneur. La définition de cet axe permet également de centrer les mesures au fil chaud. La distance de pénétration du cœur de jet compressible dans ces conditions est de $0.8 h$, avec h la longueur de la fente de l'actionneur. Le deuxième plan de visualisation est le plan YZ. Il est perpendiculaire à la surface de l'actionneur et parallèle à la fente. C'est dans ce plan que s'opère le mouvement d'oscillation de l'actionneur, qui peut être observé sur la visualisation par ombroscopie. Il est important de garder à l'esprit ici que le jet n'est pas dans le plan de visualisation, mais le traverse avec un angle de 45° . Le mouvement d'oscillation est tout de même visible, grâce à la forme sinusoïdale de l'enveloppe de jet. Le cœur de jet compressible dans ce plan pénètre dans son environnement sur une longueur de $0.2 h$. Cette topologie de jet permet de valider le caractère oscillatoire de l'actionneur, et donc de valider la géométrie interne de l'actionneur.

3.1.2 | Diffuseur et capot de l'interface de l'actionneur

Pour valider la géométrie du diffuseur ainsi que celle du capot d'actionneur, le jet continu est utilisé. Cela permet en effet de quantifier l'homogénéité du jet à la fente (en termes de vitesse moyenne et d'intensité de turbulence).

Le jet continu est, comme décrit en §2.2.2, produit à l'aide d'une électrovanne festo câblée en position normalement ouverte, connectée à l'aide d'une durite au diffuseur permettant de passer d'un jet circulaire à un jet rectangulaire, puis soufflé à travers la fente du capot. La vanne festo est utilisée dans ce montage même si elle n'est pas commandée, afin de ne pas modifier les sections et les pertes de charge dans le circuit pneumatique par rapport au jet pulsé. Cela permet de pouvoir comparer le jet pulsé et le jet continu. La pression d'alimentation de l'électrovanne est régulée à l'aide de la vanne proportionnelle commandée par un signal 0-6 V généré sous LabView. La géométrie de fente utilisée dans cette thèse a déjà été utilisée et validée durant de précédentes études de contrôle d'écoulement menées à l'ONERA (Gallas et Pruvost, 2015). En revanche le capot dans laquelle est usinée la fente a été initialement conçu pour l'actionneur à jet synthétique. Il est donc nécessaire de vérifier sa compatibilité avec le diffuseur pour son utilisation sur les jets continus et pulsés. Le diffuseur, également conçu et fabriqué (par stéréolithographie) pour les besoins de l'étude, nécessite également une validation. Cette pièce étant un élément clé pour l'obtention d'un jet homogène le long de la fente, deux versions ont été fabriquées : la première est basée sur le concept de plénum permettant d'avoir un jet plus homogène. Cette solution n'a pas été retenue pour des raisons de mauvaise restitution de la dynamique du jet pulsé (même à basse fréquence), et n'est donc pas présentée ici. La pièce retenue est le diffuseur profilé présenté en §2.2.2. L'homogénéité le long de la fente est vérifiée en termes de vitesse moyenne (en temps) et d'intensité de turbulence. Il est à noter que dans plusieurs cas de cette étude la vitesse en champ lointain (U_∞) ne peut pas être définie (notamment

dans les mesures de caractérisation sans vent). Pour cette raison la définition de l'intensité de turbulence habituellement utilisée ($Tu = U_{RMS}/U_\infty$) ne peut pas être utilisée. Ici l'intensité de turbulence est définie comme l'écart-type de la vitesse exprimé en pourcentage de la valeur moyenne locale de la vitesse (moyenne temporelle) :

$$Tu [\%] (x, y, z) = 100 \times \frac{U_{RMS}(x, y, z)}{\overline{U}(x, y, z)}$$

Pour vérifier l'homogénéité à la fente, un sondage 2D au fil chaud est effectué sur un plan de $40 \text{ mm} \times 4 \text{ mm}$ avec une résolution de 1 mm sur la direction Z et 0.2 mm sur la direction X. Un capteur fil chaud est utilisé pour cette mesure, avec un échantillonnage de 20 kHz. La pression d'admission de l'électrovanne est réglée à 6 bar. Le plan de mesure est parallèle à la paroi de l'interface et se trouve à 0.5 mm de celle ci. Le jet pénètre donc dans ce plan avec un angle de 45° . Pour perdre le moins d'informations possible le capteur est donc positionné de sorte que le fil soit parallèle à l'axe Z. Ce sondage est effectué sur le banc de caractérisation des actionneurs fluidiques (§2.1.2). Le champ de vitesse moyenne (temporelle) et celui d'intensité de turbulence sont montrés sur la FIG. 3.2.

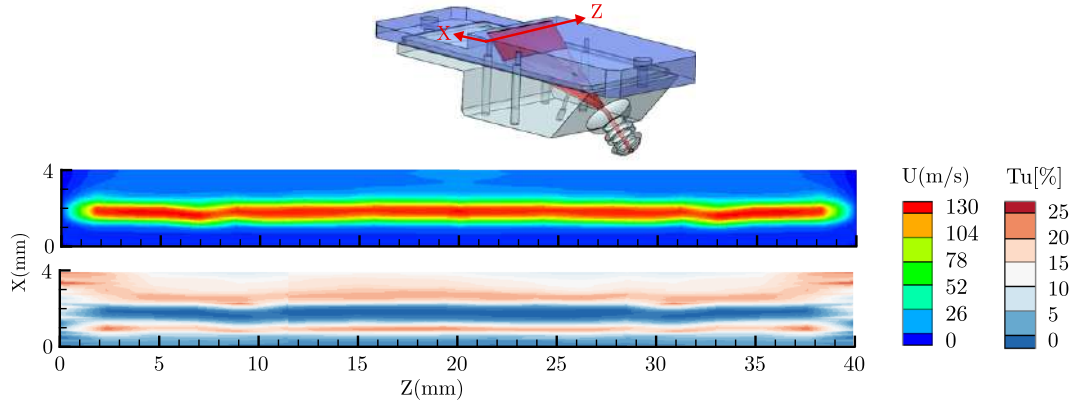


FIGURE 3.2 – *Homogénéité de la vitesse et de l'intensité de turbulence le long de la fente*

Le résultat de ce sondage montre un profil de vitesse de jet homogène sur toute sa longueur (suivant l'axe Z). La zone de cœur de jet (définie comme la zone où $U \geq 130 \text{ m/s}$) a une largeur de 1 mm soit deux fois la largeur de la fente. La zone de jet (définie comme $U \geq 50 \text{ m/s}$) s'étend sur une largeur de 1.5 mm soit trois fois la largeur de la fente. Dans cette zone le jet est stable et parfaitement continu (niveau de turbulence inférieur à 6%). Autour de ce cœur de jet se forment des zones de cisaillement, formées par le gradient de vitesse entre le fluide immobile de l'enceinte de mesure et le jet. Ces zones apparaissent de part et d'autre du cœur de jet, et dans cette zone le profil de vitesse (suivant X) suit un profil logarithmique (détaillé en Annexe B). Le niveau de turbulence y est plus élevé (de 6% à 16%). Dans les mêmes conditions d'utilisation (pression d'alimentation, installation, repère orthonormé et positionnement du fil chaud identiques), un sondage est effectué

dans le plan $Z=20$ mm correspondant au plan perpendiculaire à la fente et placé au milieu de celle-ci. Le but est ici de vérifier l'angle du jet à la sortie de la fente. Un maillage plus grossier est utilisé : 1 mm suivant l'axe X et 2 mm suivant l'axe Y, dans un plan de 8 mm de longueur (axe X) par 10 mm de hauteur (axe Y). La FIG. 3.3 donne les résultats de ce sondage.

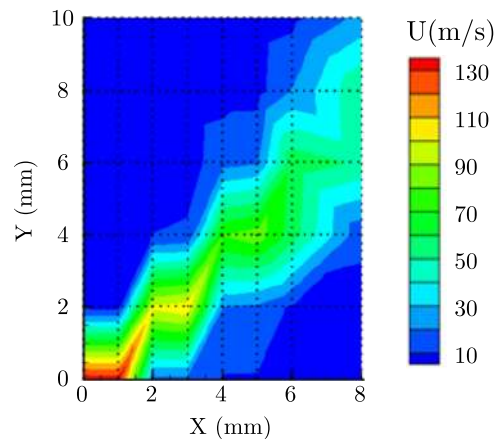


FIGURE 3.3 – *Évaluation de l'angle de soufflage proche de la fente*

Le champ de vitesse montre un axe de soufflage incliné à 45° dans le plan XY comme attendu étant donné la géométrie de fente. Le maillage grossier ne permet pas de mesurer l'épaisseur de la zone de pic de jet, mais la zone de développement (définie par $U \geq 35 \text{ m/s}$) montre un cône de soufflage de 25° autour de l'axe de soufflage. Ainsi la largeur de développement de jet passe d'une largeur de 1.4 mm à 2 mm en aval de la fente à une largeur de 2.8 mm à 8 mm en aval de la fente. Malgré cette expansion de jet, la direction principale reste à 45° par rapport à la paroi sur la zone étudiée ici.

Cette caractérisation préliminaire permet de valider la conception du diffuseur ainsi que du capot actionneur. En effet après avoir traversé ces deux éléments, le jet est homogène (en vitesse et intensité de turbulence), symétrique, et incliné à 45° à la sortie de la fente.

3.2 | Choix des méthodes de reconstitution/reconstruction

Cette partie vise à valider et faire un choix entre les méthodes de reconstitution par approche conditionnelle et de reconstruction par réseau de neurones, développées et utilisées dans cette étude. Ces deux méthodes sont successivement appliquées à un cas test. Le cas test doit être instationnaire et périodique pour vérifier que le procédé de moyenne de phase et que les reconstitutions temporelles fonctionnent correctement. Dans ce cadre, le cas du jet pulsé avec une pression d'alimentation de 5 bars, et une fréquence de pulsation de 100 Hz est choisi. Pour cela le montage utilisé précédemment est monté dans la veine de la soufflerie de couche limite dédiée aux mesures fil chaud (FIG. 2.2). Un fil chaud de type couche limite (55P15) est choisi, et se déplace dans un volume de $80 \times 30 \times 40 \text{ mm}^3$ comme défini sur la FIG. 2.15. La résolution spatiale est de 5 mm suivant l'axe X, elle est évolutive suivant l'axe Y (avec un maillage de 0.5 mm proche de la paroi puis 1 mm au delà de 10 mm), et de 5 mm suivant Z.

3.2.1 | Approche conditionnelle

Pour reconstituer le champ de vitesse induit par l'actionneur à jet pulsé, et mesuré de façon locale et résolue en temps à l'aide du fil chaud, la méthode de l'approche conditionnelle 3D, couplée avec une moyenne de phase sur 200 périodes est tout d'abord utilisée. La reconstitution est effectuée à 20 kHz sur un maillage correspondant à la grille de mesure. Les résultats sont montrés sur la FIG. 3.4 en sélectionnant 3 pas de temps représentatifs du cycle de fonctionnement de l'actionneur. Les niveaux de vitesse sont représentés sur une échelle de couleur du bleu sombre au rouge sombre, et les écart-types sont colorés à l'aide d'une échelle du bleu clair au rouge clair. La bulle 3D du jet correspond à une iso-surface de vitesse de 15 m/s, colorée par les écarts types correspondants. Sur les visualisations 3D, les frontières du domaine sont colorées par la vitesse. Sur chacun des trois instants sélectionnés, un plan de coupe $Z=20 \text{ mm}$ (en milieu de fente) est extrait de la reconstitution pour y visualiser le champ de vitesse ainsi que celui d'écart-type de la vitesse.

Le développement 3D du jet, mis en évidence par l'approche conditionnelle 3D, correspond à ce qui est attendu : l'angle de soufflage évolue dans le temps vis à vis de la période de soufflage, et la structure se déplace dans l'espace et le temps de façon continue et cohérente. Le jet est parfaitement symétrique par rapport au plan $Z=20 \text{ mm}$ correspondant au milieu de la fente. Les effets tri-dimensionnels du jet sont ici correctement captés et reconstitués. On peut remarquer qu'au début du soufflage, les bords de fente ($Z=5\text{mm}$ et $Z=35\text{mm}$) sont les premières zones où des structures sont produites, donnant ainsi deux pics de soufflage. Ces deux pics perdent ensuite en intensité pour former un front de soufflage homogène le long de l'axe Z. Plus tard se forme également une zone d'entraînement au dessus du cœur de jet et légèrement en amont du front de soufflage. Cette zone d'entraînement est particulièrement bien identifiable à $t^* = 0.25$, et est centrée sur $X=50 \text{ mm}$.

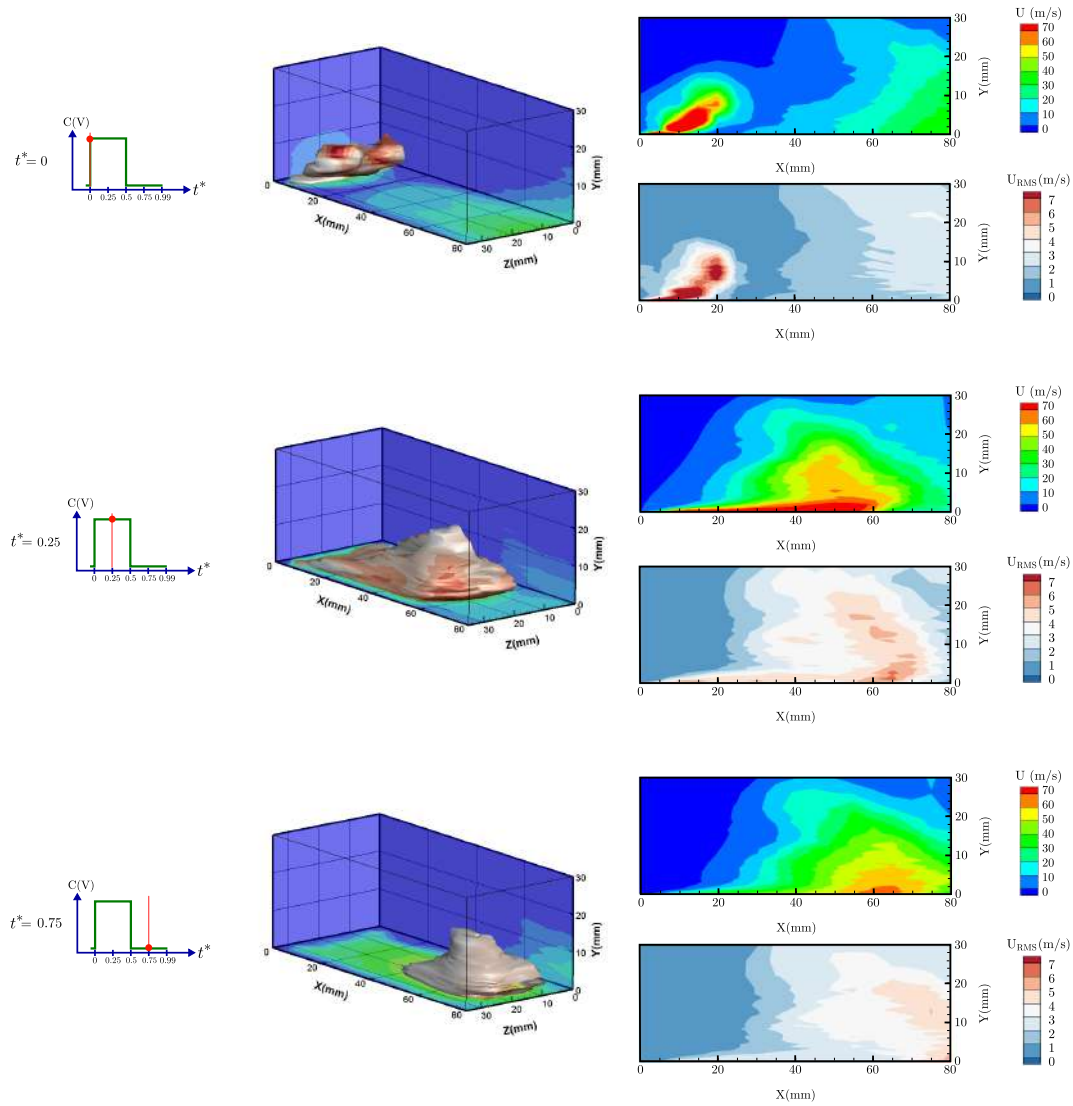


FIGURE 3.4 – *Reconstitution 3D par approche conditionnelle : vues 3D et coupes dans le plan $Z=20$ mm*
 $P_{alim}=5$ bars, $f=100$ Hz

3.2.2 | Réseau de neurones

Le même jeu de données est utilisé ensuite pour effectuer une reconstruction par apprentissage par réseau de neurones. La méthode décrite en §2.4.1 est utilisée. Cependant les mesures brutes représentent une base de données très volumineuse : 5049 points de mesures, de chacun 2 secondes à 20 kHz, ce qui représente un total de 20×10^7 échantillons. La durée d'apprentissage par réseau de neurones d'un tel set de données est estimée à plus de 30h. Comparativement, le traitement par approche conditionnelle sur l'ensemble de la base de données nécessite seulement 25 minutes. Pour limiter le temps d'apprentissage du réseau de neurones, seul 30% des points de cette base de données seront sélectionnés au hasard et utilisés, et les données se trouvant dans la zone $Y \in]20mm; 30mm]$ ne seront pas pris en compte. En effet la zone d'intérêt est la zone de développement du jet. Or il a été identifié sur la FIG. 3.4 que l'étude du champ pour des $Y \leq 20mm$ est suffisant. L'apprentissage neuronal est effectué en environ 10h, puis le réseau de neurones obtenu est utilisé afin de reconstruire les champs (U et U_{RMS}) dans un volume d'une taille de 80 mm suivant X avec une résolution de 5 mm, de 20 mm suivant Y avec une résolution de 0.5 mm, et de 40 mm suivant Z avec une résolution de 5 mm. La fréquence temporelle de reconstruction est de 20 kHz. La FIG. 3.5 donne les résultats de la reconstruction en suivant le même procédé de visualisation que pour la FIG. 3.4.

La topographie 3D du jet est bien restituée par le réseau de neurones comme le montre la vue 3D du développement du jet. Les non-linéarités sont bien introduites et permettent d'avoir une reconstruction des champs de vitesse fiable tout en assurant la continuité des données. Les champs de vitesse extraits de la reconstruction en milieu de fente montrent également une bonne restitution de la dynamique à l'intérieur du jet comparativement à la reconstitution par approche conditionnelle. Les écarts types semblent être sous estimés par le réseau de neurones. De plus le contour du cœur de jet est lissé et étalé. Ces deux points de limitation proviennent du choix de ne conserver que 30% des données originales. Or le maillage de reconstruction n'est pas dégradé, il sera donc plus fin (en espace et en temps) que celui des données d'entrée. Pour cette raison les données sont lissées, mais permettent tout de même une reconstruction fiable. La reconstruction par réseau de neurones est donc une méthode très efficace pour la reconstruction des champs spatio-temporels 3D, basés sur l'apprentissage de données expérimentales choisies aléatoirement. Cela ouvre la porte à de nombreuses applications intéressantes. Notamment la possibilité de reconstruire un champ d'une dimension et d'une résolution supérieure, en effectuant moins de mesures. Une autre possibilité est l'exploration de conditions aux limites intermédiaires. En ajoutant par exemple la fréquence d'actionnement dans les données d'entrées, et en entraînant le réseau avec des mesures aléatoires (différentes positions, différents instants et différentes fréquences d'actionnement), il serait possible de reconstruire les champs pour plusieurs fréquences, et si possible différentes des fréquences d'actionnement utilisées pour l'acquisition des données. La principale limitation pour l'utilisation du réseau de neurones est, à l'heure actuelle, le temps d'apprentissage. Pour une restitution plus précise et non lissée il serait nécessaire d'augmenter fortement le nombre de données expérimentales prises en compte, et cela nécessiterait un temps de calcul trop élevé. Il faudrait alors se

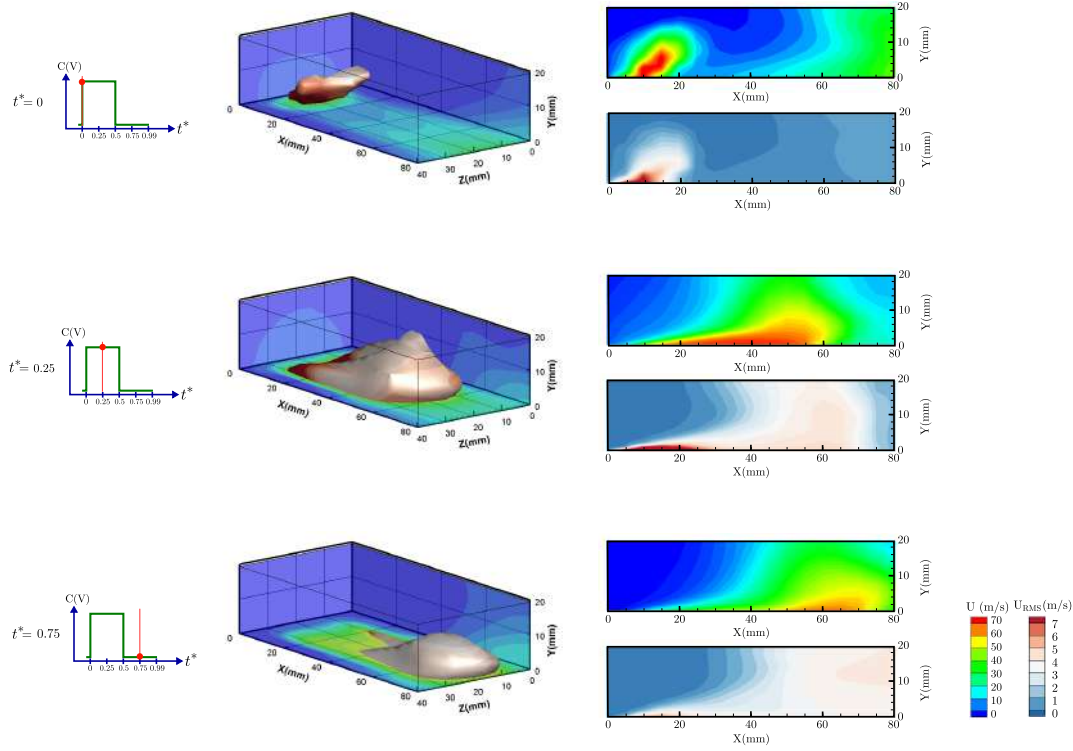


FIGURE 3.5 – *Reconstruction 3D par réseau de neurones : vue 3D et plans de coupe à $Z=20$ mm*
 $P_{alim}=5$ bars, $f=100$ Hz

tourner vers une optimisation du réseau de neurones. Cette problématique étant éloignée de la thématique de cette thèse, l'apprentissage par réseau de neurone ne sera pas utilisé pour d'autres cas.

Pour résumer, dans un premier temps cette étude préliminaire permet de valider la géométrie de l'actionneur à jet balayant, du diffuseur, du capot d'actionneur et de sa fente. Dans un second temps elle permet de valider les méthodes de reconstitution/reconstruction par approche conditionnelle ainsi que par réseau de neurones. Ces deux méthodes permettent de respectivement reconstituer ou reconstruire dynamiquement un champ de vitesse 3D résolu en espace et en temps, en se basant sur des données expérimentales locales résolues en temps. La méthode des réseaux de neurones permet de reconstruire des données à des maillages en espace et en temps plus fins que ceux utilisés pour l'acquisition. Cependant elle demande un temps de calcul (pour la phase d'apprentissage) beaucoup plus élevé que l'approche conditionnelle. Notre choix se porte donc sur la méthode d'approche conditionnelle qui sera donc utilisée pour une reconstitution fidèle des champs de vitesse (2D et 3D) dans les futures campagnes d'essais.

3.3 | Caractérisation de la dynamique intrinsèque des actionneurs

Après un rappel sur la topologie typique des jets, nous présenterons ici les résultats de la campagne d'essai de caractérisation dynamique des écoulements intrinsèques induits par les différents actionneurs fluidiques.

3.3.1 | Topologie des jets

Avant de présenter les résultats des caractérisations dynamiques des actionneurs fluidiques, quelques précisions sont indispensables. D'un point de vue phénoménologique, lorsqu'un jet est soufflé à travers un orifice et qu'il existe un gradient de vitesse, certains éléments apparaissent. Ces phénomènes sont présents quelque soit le type de jet, et quelque soit la géométrie de l'orifice. Seules la forme et la durée de vie de ces phénomènes seront impactées par ces paramètres. La littérature offre des études topologiques de ces phénomènes, notamment dans le contexte de la combustion où la compréhension de ces phénomènes est importante. En ne conservant que les phénomènes communs aux quatre types de jets utilisés dans cette étude, une topologie typique de jet peut être définie. Elle est schématisée sur la FIG. 3.6, extraite de (Eroglu et Breidenthal, 2001).

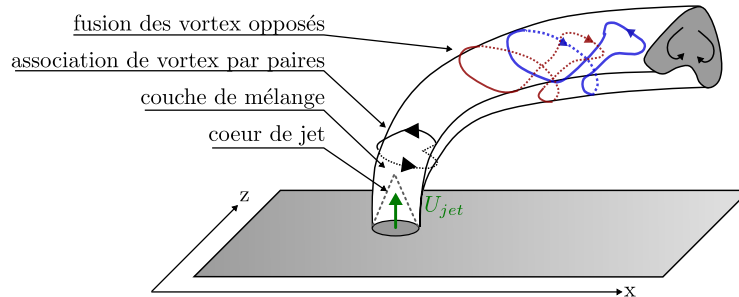


FIGURE 3.6 – Etude phénoménologique des jets (Eroglu et Breidenthal, 2001)

Lorsque le jet est injecté dans son environnement il existe un cœur de jet dans lequel une condition de vitesse est vérifiée (habituellement $\frac{U}{U_{jet_MAX}} \geq 0.9$). Autour de ce cœur il y a une enveloppe de jet formant une couche de cisaillement. Ce cisaillement, à l'image des instabilités de Kelvin Helmholtz, va créer de la vorticité, et former des structures contra-rotatives, qui vont s'associer par paires, puis fusionner. Comme le montre la FIG. 3.6 ces structures induisent dans le volume d'étude des champs de vitesse dont les composantes sont 3D. Or, comme expliqué en §2.3.1 les moyens de mesures déployés dans cette campagne expérimentale (fil chaud simple) ne permettent que de capturer un module partiel des deux composantes de la vitesse perpendiculaires au fil, et la composante parallèle au fil est perdue. Les phénomènes de formation et d'association de structures tourbillonnaires ne peuvent

donc pas être capturés entièrement. Il est important de garder cette information à l'esprit à la lecture des résultats du §3.3 ainsi que du chapitre 4.

3.3.2 | Jet continu

Étude de la réponse en vitesse et en débit de l'actionneur en fonction de la pression d'alimentation

Afin d'étudier l'évolution de la vitesse le long de la fente, un sondage de vitesse locale moyenne (en temps) est effectué en fonction de la pression d'alimentation de l'actionneur (P_{alim}). Pour cela les vitesses moyennes sont mesurées à l'aide d'une micro-sonde. Le signal n'est pas résolu temporellement, il s'agit d'une moyenne temporelle sur un échantillon de 5 secondes. Spatialement le sondage est effectué sur une ligne unidirectionnelle parallèle à l'axe Z et localisée dans la zone de maximum d'intensité définie en FIG. 3.2. La sonde est placée à 0.5 mm de la fente, et parallèle à l'axe du jet (grâce à la topologie obtenue en FIG. 3.3). La vitesse moyenne locale est calculée à l'aide de l'équation de Saint Venant, en se basant sur la mesure de la pression d'arrêt effectuée avec le micromanomètre présenté en §2.3.4. La température et la pression de l'enceinte du banc de caractérisation sont également mesurées et utilisées dans le calcul de la vitesse. Les profils de vitesse moyens obtenus pour différentes pressions d'alimentation sont tracés en FIG. 3.7.

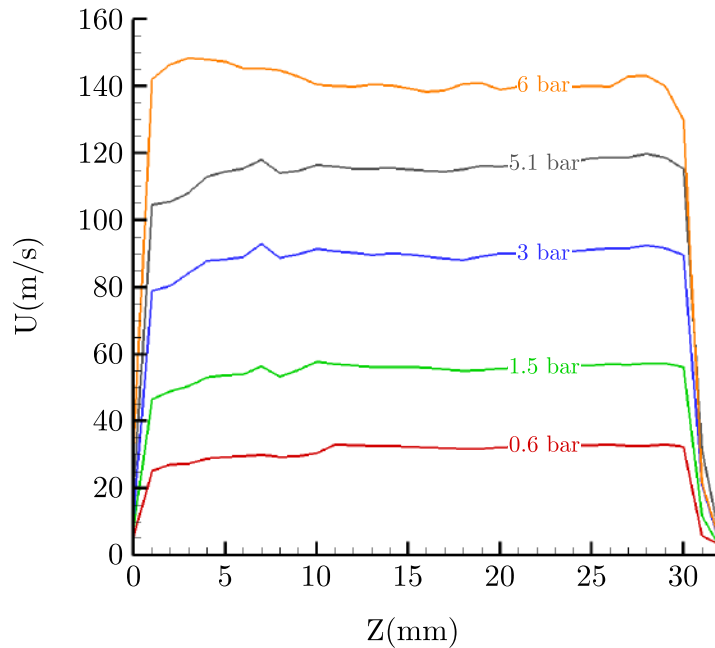


FIGURE 3.7 – Sondages de vitesse moyenne le long de la fente pour plusieurs pressions d'alimentation de l'actionneur à jet continu

L'évolution des profils de vitesse moyenne sont acceptables le long de l'axe

Z sur toute la gamme des pressions d'alimentation utilisées (de 0 à 6 bars). Des mesures supplémentaires non présentées ici montrent que les petites variations (de l'ordre de 10%) ne sont pas de véritables hétérogénéités dans la répartition de l'amplitude de vitesse du jet, mais plutôt des déviations locales du jet. En effet dans la zone $Z=[0\text{mm};10\text{mm}]$, de légères aspérités dues au procédé de peinture peuvent entraîner une déviation locale du jet. La vitesse est bien conservée mais le pic n'est plus placé sur la ligne de mesure. Cela explique l'apparition de ces variations sur les sondages unidirectionnels, alors qu'elles n'étaient pas visibles sur les sondages bi-directionnels. Nous remarquons que la longueur de soufflage du jet ne varie pas quelque soit la pression d'alimentation. Le diffuseur est donc efficace sur toute son envergure pour toutes les vitesses de jet. La largeur du jet peut être définie comme la zone où $U \geq 0.90 \times U_{pic}$, ce qui représente une zone de $Z=[2\text{mm};30\text{mm}]$ environ pour la plupart des cas. Sur cette zone une valeur moyenne de la vitesse peut être calculée. Il s'agit alors d'une moyenne temporelle et spatiale nous permettant d'estimer la vitesse moyenne du jet au travers de la fente de d'injection. Le débit traversant l'actionneur est également mesuré, en utilisant le débitmètre thermique présenté en §2.3.4. Celui-ci est placé 10 cm en amont de l'électrovanne et de l'ensemble diffuseur-capot, et loin en aval de la vanne de régulation de la pression d'alimentation. Les mesures de débit sont effectuées pour les mêmes pressions d'alimentation, mais lors d'une mesure dédiée afin de ne pas introduire de modifications de longueur de durite ou de pertes de charge. Les vitesses moyennes ainsi que le débit sont tracés et comparés sur la FIG. 3.8. La vitesse moyenne (sur l'axe central du jet) et le débit évoluent sensiblement de la même façon, validant ainsi le comportement du jet continu au regard de la pression d'alimentation.

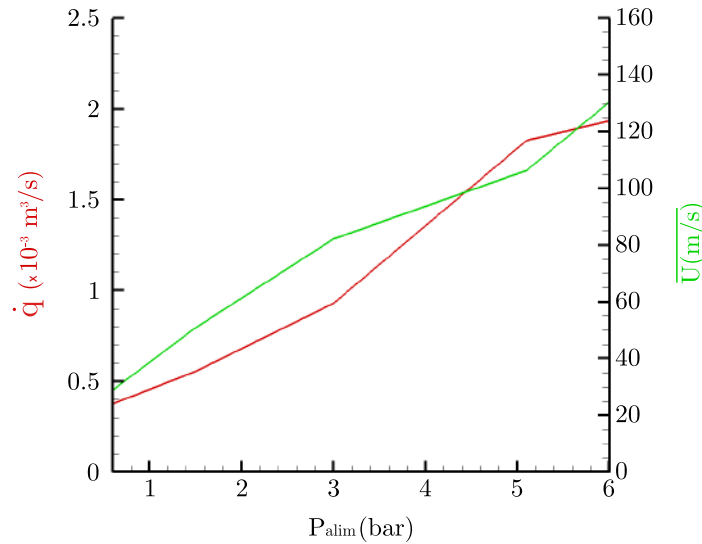


FIGURE 3.8 – Vitesse moyenne et débit de l'actionneur à jet continu en fonction de la pression d'alimentation

La donnée d'entrée des expérimentations étant la pression d'alimentation de

la vanne festo (via la commande de tension envoyée à la vanne proportionnelle), ces courbes permettent de connaître à la fois la vitesse moyenne du jet sur l'axe central (axe sur lequel la vitesse est maximale) ainsi que le débit massique qui est injecté dans l'écoulement. La forme des courbes permet de différencier deux zones : la première de 0 à 5 bars où le comportement de l'actionneur semble monotone. Dans cette zone le débit massique peut être approché avec la fonction $\dot{q}(m^3/s) = 3 \times 10^{-4} \times e^{0.347 \times P_{alim}(bar)}$, et la vitesse moyenne par un polynôme de degré 2 de la forme $\bar{U}(m/s) = -2.3 \times P_{alim}^2 + 30.5 \times P_{alim} + 10.9$. Au delà de 5 bars le comportement de l'actionneur diffère sensiblement, car les effets de compressibilité ne sont plus négligeables de par la finesse de la fente d'interaction. La pression maximale d'utilisation du jet continu est donc fixée à 5 bars. Cette valeur est également utilisée pour le jet pulsé. Par la suite, en vue d'étudier le développement du jet en interaction avec la couche limite, une caractérisation est effectuée à cette pression d'alimentation, en veine et sans vent.

Caractérisation tridimensionnelle de la topologie du jet continu en veine sans vent relatif

En vue de caractériser le jet continu dans un volume, une mesure de la vitesse locale moyenne (en temps) ainsi que de l'écart-type de la vitesse est effectuée en suivant une grille de mesure tridimensionnelle, en utilisant une pression d'alimentation de 5 bars. Pour cela le montage utilisé précédemment est monté dans la soufflerie de couche limite dédiée aux mesures fil chaud (FIG. 2.2). Un fil chaud simple de couche limite (type 55P15) est choisi, et se déplace dans un volume de $80 \times 30 \times 40 \text{ mm}^3$ comme défini précédemment sur la FIG. 2.15. La résolution spatiale est de 5 mm suivant l'axe X, elle est évolutive suivant l'axe Y (0.5 mm proche de la paroi puis 1 mm au delà de 10 mm), et de 5 mm suivant Z. Les moyennes temporelles sont effectuées sur des acquisitions locales de 2 secondes. Les résultats de ces sondages de champs moyens sont représentés sur la FIG. 3.9.

Le graphique de gauche représente les isosurfaces de vitesse moyenne définies par $U = 15 \text{ m/s}$ et colorées par l'écart-type de la vitesse. On peut observer que la topologie du jet ressemble fortement aux résultats précédents : un jet symétrique et homogène, mais avec une variation de la direction de soufflage sur une des extrémités de la fente. Pour avoir une topologie quantitative de l'écoulement induit par l'actionneur du point de vue de l'intensité et de la variation de la vitesse, un plan de coupe est choisi. Pour éviter de tenir compte des effets de bords du jet, le plan de coupe $Z=20 \text{ mm}$, correspondant au plan de coupe perpendiculaire à la paroi et à la fente, et passant par le centre de la fente, est utilisé. Dans ce plan sont tracés les champs de vitesse ainsi que les champs d'écart-type de la vitesse. On observe que malgré le fait que le jet soit orienté à 45° proche de la fente, sur un champ plus large dans la veine d'essai, le jet est redirigé vers la sortie de la veine d'essai pour des raisons de confinement et d'entraînement. La topologie de jet observée ici est donc légèrement différente de celle visualisée sur banc de caractérisation où le volume autour de l'actionneur et du jet est libre.

Cette caractérisation du jet continu est donc effectuée en trois temps, possédant chacun son objectif propre. Le premier temps consiste à mesurer ponctuellement la réponse en amplitude de vitesse de l'actionneur en sortie de fente ainsi que le

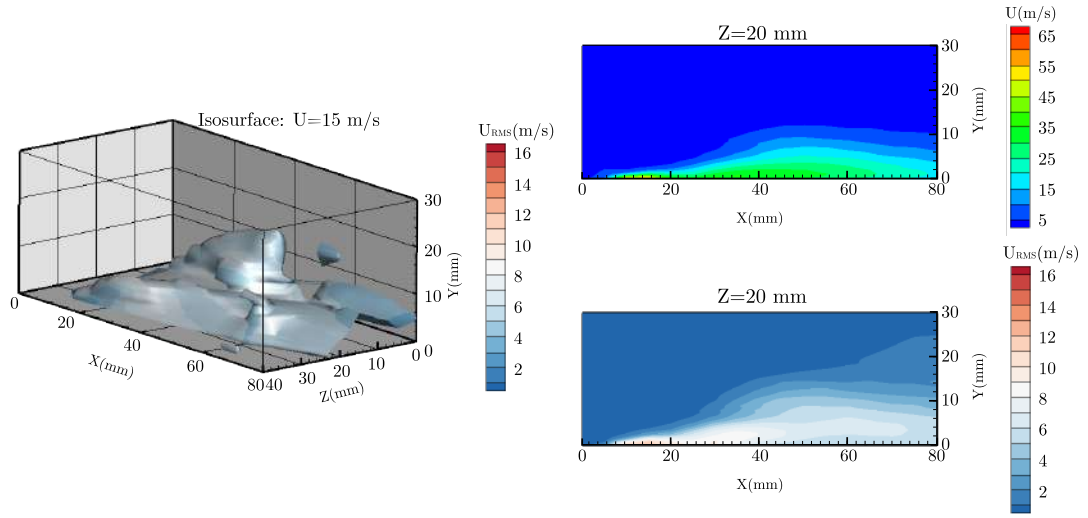


FIGURE 3.9 – *Champs de vitesse moyenne et d'écart-type de la vitesse du jet continu sans vent relatif - représentation de la topologie 3D du jet, et coupes dans le plan $Z=20$ mm*

débit, en fonction de la pression d'alimentation. Cela permet de déterminer les lois reliant la pression d'alimentation à ces deux grandeurs, et ainsi de s'affranchir par la suite de mesures intrusives. Le second temps consiste à effectuer des sondages de vitesse moyenne unidirectionnels le long de la fente, afin de vérifier l'homogénéité de la vitesse à la sortie de la fente pour différentes pressions d'alimentation. Le troisième temps consiste à mesurer un champ de vitesse moyenne tridimensionnel, ainsi que le champ d'écart-type de la vitesse associé, dans le but de déterminer la topologie du jet. Pour obtenir le profil de vitesse du jet un plan de coupe en $Z=20$ mm est effectué.

3.3.3 | Jet pulsé

Nous nous intéressons maintenant à la caractérisation dynamique du jet pulsé sans écoulement externe. Le jet pulsé est généré à l'aide d'une électrovanne festo (§2.7), connectée au diffuseur (§2.13) lui-même fixé sur le capot (§2.12). La pression en amont de l'électrovanne est régulée à l'aide de la vanne proportionnelle. L'électrovanne est commandée à l'aide d'un signal carré de rapport cyclique 50% et d'amplitude 2.5 V avec un offset de 2.5 V généré sous LabView. La fréquence de ce signal carré peut varier de 0 Hz à 200 Hz. Le savoir faire de l'ONERA au sujet de cet actionneur montre qu'au delà de 200 Hz l'électrovanne n'a mécaniquement plus le temps de se refermer entièrement. 175 Hz sera donc la fréquence maximale utilisée. Une étude de la réponse en amplitude de la vitesse maximale du jet en fonction de la pression d'alimentation montre un comportement identique à celui du jet continu (FIG. 3.8). Ces mesures ne seront donc pas présentées ici. Les mesures de caractérisation dynamique sont effectuées en soufflerie de couche limite en utilisant

une pression d'alimentation de 5 bars. les signaux bruts sont tout d'abord étudiés afin de déterminer le retard entre le front montant de la commande actionneur et l'entrée du jet dans le domaine de mesure. Fort de la connaissance du retard entre la commande et le front du jet, la méthode conditionnelle 2D est appliquée sur un champ de vitesse moyenne et RMS en milieu de fente ($Z=20$ mm) pour visualiser l'angle de soufflage, son évolution dans le temps, et le comparer au développement du jet continu. La topologie 3D du jet pulsé étant présentée dans le §3.2 elle ne sera pas ré-étudiée ici.

Analyse des signaux bruts : commande et réponse en sortie de fente

Il s'agit d'observer le comportement de l'actionneur en termes de fréquence et de dynamique de réponse pour plusieurs fréquences d'actionnement avec une pression d'alimentation de 5 bars. Dans cette optique un fil chaud est placé dans le plan $Z=20$ mm. Il est positionné sur un axe à 45° et à une distance 0.75 mm de la fente. Cette position est choisie car elle correspond au point d'entrée du jet dans le volume de mesure. En vue d'évaluer l'état du jet en fonction de la commande pour les mesures ultérieures, il est nécessaire de caractériser le retard entre la commande et l'entrée du jet dans le volume de mesure ainsi que la diminution de la vitesse du jet entre la fente (mesures effectuées pour le jet continu) et ce point d'entrée. Ces variables sont susceptibles de changer en fonction de la fréquence d'utilisation de la vanne Festo pour plusieurs raisons possibles, comme la réponse mécanique de l'actionneur différente et/ou les effets de compressibilité dans le réseau pneumatique entre la vanne et le diffuseur (20 cm avec une section de 13 mm^2). La mesure de ces paramètres est donc effectuée pour plusieurs fréquences d'actionneur. La FIG. 3.10 donne les signaux bruts de vitesse mesurée par le fil chaud synchronisés avec la commande envoyée à l'actionneur. Les fréquences de pulsation utilisées s'échelonnent de 50 Hz à 175 Hz avec une incrémentation de 25 Hz.

Le retard est mesuré entre le front montant du signal de commande de l'actionneur et le pic de vitesse associé mesuré par le fil chaud. Le maximum de vitesse est mesuré sur un échantillon de 2 secondes. Les graphiques des données brutes sont tracés sur 3 périodes. La forme du signal de la vitesse semble similaire pour toutes les fréquences : un pic de vitesse suivi d'une décroissance progressive plus ou moins bruitée jusqu'à annulation. Pour observer l'évolution du retard entre la commande actionneur et le pic de vitesse, ces deux grandeurs sont tracées en fonction de la fréquence sur la FIG. 3.10. Cette étude paramétrique montre que la fréquence n'a pas d'impact notable sur le retard ou la vitesse de pic. En effet ces deux paramètres varient autour de leur valeur moyenne. Le retard moyen, défini comme la moyenne de tous les retards mesurés sur les 3 périodes des échantillons pris pour les 6 fréquences est de 2.28 ms. La vitesse de pic moyenne est définie comme étant la moyenne de tous les maximas mesurés sur chaque fréquence. Elle est de 93 m/s. Ces deux données permettent d'optimiser les processus de post-traitement utilisés pour les acquisitions 3D. En effet, pour extraire un champ de vitesse représentatif de la période de soufflage, on peut s'intéresser à l'instant qui est centré sur la demi-période de soufflage. Cela correspond au temps $t_c = t_0 + \frac{1}{4 \times f_{\text{actionneur}}} + t_{\text{retard}}$ avec t_0 le front montant du signal de commande, $f_{\text{actionneur}}$ la fréquence de pulsation de l'actionneur, et t_{retard} le temps de retard moyen de 2.28 ms. Ces petites variations

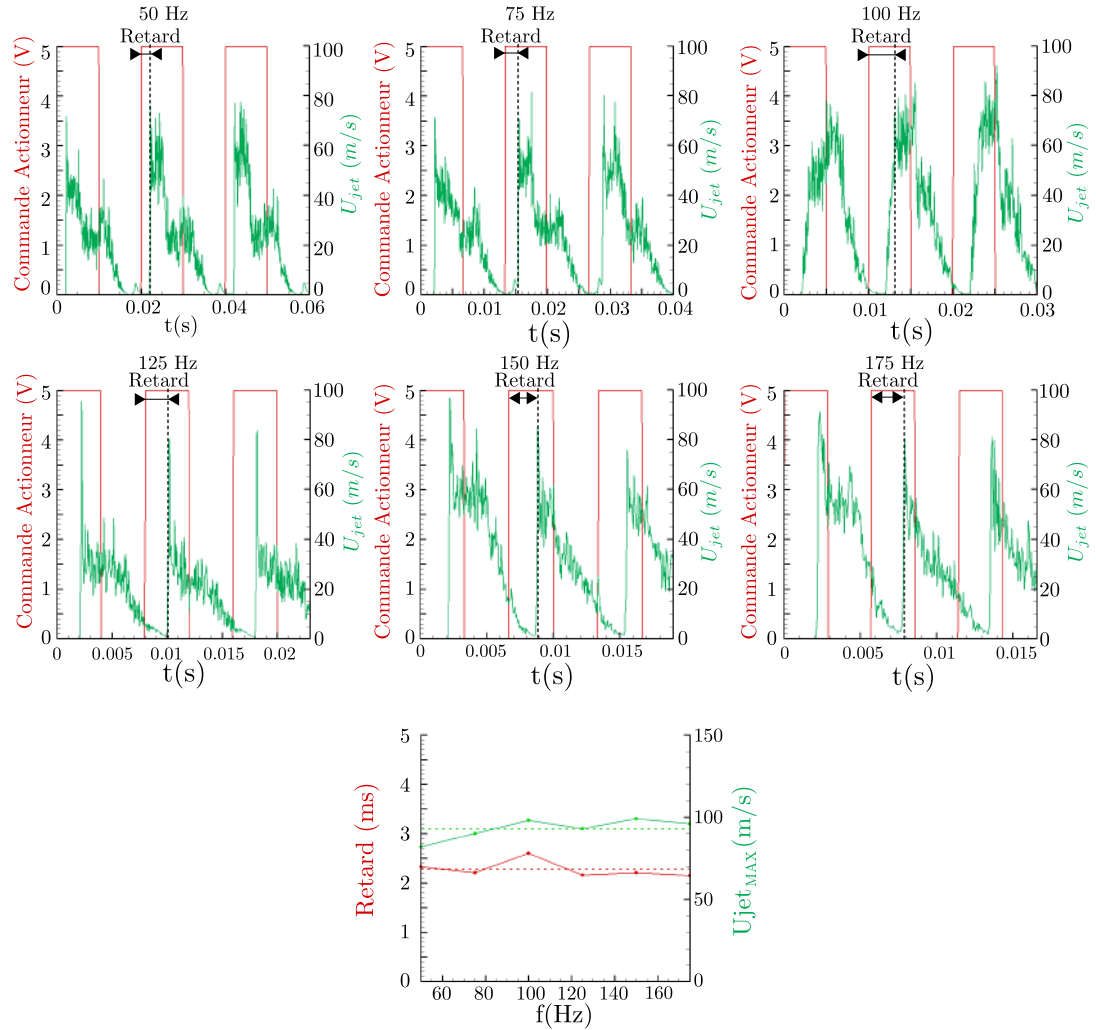


FIGURE 3.10 – Analyse des signaux bruts (commande actionneur et capture de la vitesse en entrée de domaine)

sont liées entre elles et sont également liées à l'aspect instationnaire du jet pulsé. En effet une fluctuation de l'ordre du degré dans la direction de soufflage du centre du jet suffit à fausser la mesure de vitesse de cœur de jet (le jet étant alors décentré par rapport au capteur de vitesse). Le capteur est alors dans le début de la zone de cisaillement où la vitesse est inférieure à la vitesse maximale du jet à l'instant t , et dans laquelle la dynamique de jet est différente (structures cisailées). Cet imprécision de placement et de mesure de vitesse de cœur de jet a également un impact sur la détermination du retard entre la commande et le front de soufflage mesuré. Plus précisément, une déviation du jet augmente le retard. Ces variations restent cependant négligeables, et l'on retiendra les valeurs moyennes de ces deux paramètres.

Étude de la dynamique et de la topologie du jet par approche conditionnelle 2D

Afin d'évaluer l'angle du jet généré dans la veine par l'actionneur de jet pulsé, un sondage 2D est effectué. Il s'agit d'un plan XY, placé à une distance transversale Z correspondant au milieu de la fente. Sa dimension est de 80 mm suivant X (avec une résolution de 5 mm) et de 30 mm suivant Y (avec une résolution variant de 0.5 mm à 1 mm). Le plan est distant de 0.5 mm de la paroi, et le point d'entrée du jet dans le plan de mesure est à $X=5$ mm. Le procédé de moyenne de phase présenté au §2.4.2 est appliqué sur 200 périodes, permettant de déterminer pour chaque point et chaque instant une vitesse en moyenne de phase ainsi qu'un écart-type de vitesse. Les données sont reconstituées en champs instantanés à l'aide de l'approche conditionnelle présentée au §2.4.1. La FIG. 3.11 représente ces champs de vitesse pour une pression d'alimentation de 5 bars, et pour des fréquences d'actionneur de 50 Hz et de 100 Hz. On observe que l'angle de soufflage du jet pulsé pris à $t^*=0.5$ n'est pas modifié par la fréquence et est identique à celui du jet continu. La reconstitution temporelle a pour avantage de permettre de suivre le déplacement dans le temps de la structure cohérente introduite par le soufflage. Un tel suivi met en évidence que l'angle de soufflage n'est pas constant dans le temps. Le jet se déforme dans l'espace et fléchit, même sans vent relatif. Le premier front de soufflage au début de la demi-période de soufflage montre une structure de jet entrant à 25° dans la zone de mesure. En se déplaçant vers l'aval, cette structure s'étale et fléchit vers la paroi. Ce comportement n'est pas dépendant de la fréquence de pulsation de l'actionneur car il est observé aussi bien à 50 Hz qu'à 100 Hz. Seules quelques différences mineures sont observables entre les champs de vitesse à 50 Hz et à 100 Hz. La première est une conséquence directe de ce changement de fréquence : les jets ont la même vitesse de déplacement et la même vitesse de cœur de jet, mais sont advectés à des fréquences différentes. La distance séparant deux structures consécutives est différente, et cela peut être observé sur la FIG. 3.11, particulièrement pour $t^* = 0.25$. En effet à cet instant on peut voir le front du jet qui vient d'être soufflé, mais on peut également observer le sillage de la structure précédente. Ces deux structures ne sont pas espacées de la même distance : 20 mm à 50 Hz contre 5 mm à 100 Hz, soit une distance divisée par 4 pour une fréquence multipliée par 2. La deuxième différence entre les champs à 50 Hz et 100 Hz est également liée directement à la fréquence : il s'agit de la longueur de la structure suivant la direction X. A basse fréquence, la vanne festo reste ouverte plus longtemps, et le débit massique injecté dans le volume de mesure est donc plus important. Cela va permettre au jet de pénétrer dans son environnement tout en restant attachée à sa source, et ce plus longtemps et plus loin qu'à haute fréquence, où la bulle de jet sera détachée plus rapidement. Les champs d'écart-type des vitesses montrent également un comportement de jet similaire pour ces deux fréquences. Les zones les plus fluctuantes dans la moyenne de phase sont concentrées dans le cœur de jet et dans sa zone de cisaillement, et n'apparaissent que lors des phases de front montant (début du soufflage). De plus ces écart-types restent inférieurs à 10% de la valeur maximale de vitesse, donc ne suffisent pas à mettre en défaut la convergence de la moyenne de phase.

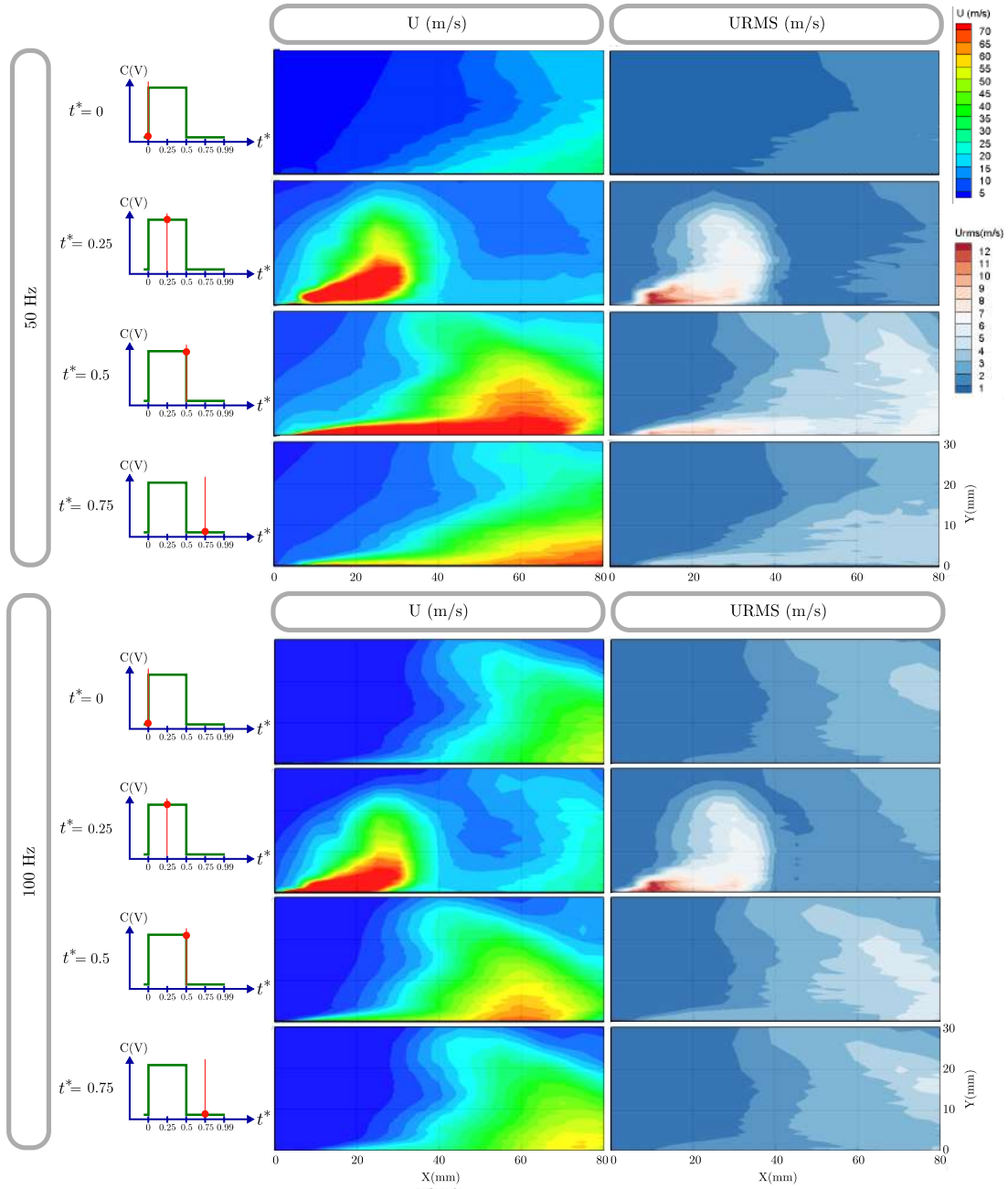


FIGURE 3.11 – Champs bidimensionnels instantanés de vitesse en moyenne de phase et d'écart-type - plan de coupe $Z=20$ mm extrait des reconstitutions par approche conditionnelle à $P_{alim}=5$ bars et pour $f=50$ Hz et $f=100$ Hz

3.3.4 | Jet synthétique

L'actionneur à jet synthétique présenté en §2.2.1 est ici caractérisé dynamiquement. Pour ce faire, dans un premier temps une étude paramétrique est réalisée pour optimiser la forme du signal de commande à utiliser afin de piloter l'actionneur. Dans un second temps, à l'aide du signal de commande choisi, la réponse en amplitude de vitesse et en fréquence est caractérisée sur le banc de caractérisation. Finalement, l'actionneur est intégré dans la veine de la soufflerie afin d'y étudier la dynamique du jet synthétique dans les conditions de la campagne d'essai, mais sans vent relatif.

Positionnement du problème

L'actionneur à jet synthétique est piloté à l'aide d'un signal de commande généré par LabView. Ce signal passe ensuite par un amplificateur de tension ($\times 20$). L'avantage de ce pilotage est de pouvoir piloter de façon fine l'actionneur : en utilisant un signal carré ou sinusoïdal, et en variant l'amplitude du signal avant l'amplification (de 1 Volts à 3.5 Volts). La position de repos de l'actionneur est la position piston haut. Lorsqu'il est mis sous tension le piston se place en position basse. Ainsi lors d'un front montant du signal de commande l'actionneur est en phase d'aspiration et lors d'un front descendant l'actionneur est en phase de soufflage. Les études internes Onera précédentes avec pour objet cet actionneur particulier ont montré que la réponse optimale est atteinte pour un signal carré d'amplitude 70 Volts, et de fréquence 185 Hz. Pour vérifier que ce paramètre reste optimal dans la configuration de cette étude, et de comprendre la corrélation entre ces différents paramètres (fréquence amplitude et forme de signal), une étude paramétrique est effectuée. L'objectif étant de choisir la forme et l'amplitude du signal de commande en vue d'obtenir une réponse en amplitude la plus grande possible, deux formes et deux fréquences de signal seront utilisés. Pour connaître la réponse de l'actionneur, une sonde fil-chaud simple est placée à 0.5 mm de la fente dans l'axe du jet. Le repère temporel prend pour origine le front descendant de la commande d'actionneur, et le temps est adimensionné par la période. Une mesure de 2 secondes est effectuée, et une période d'actionnement est extraite pour les différents cas. Les profils de vitesse brut (sans moyenne de phase) obtenus pour certains cas étudiés sont tracés en FIG. 3.12 à titre d'exemple.

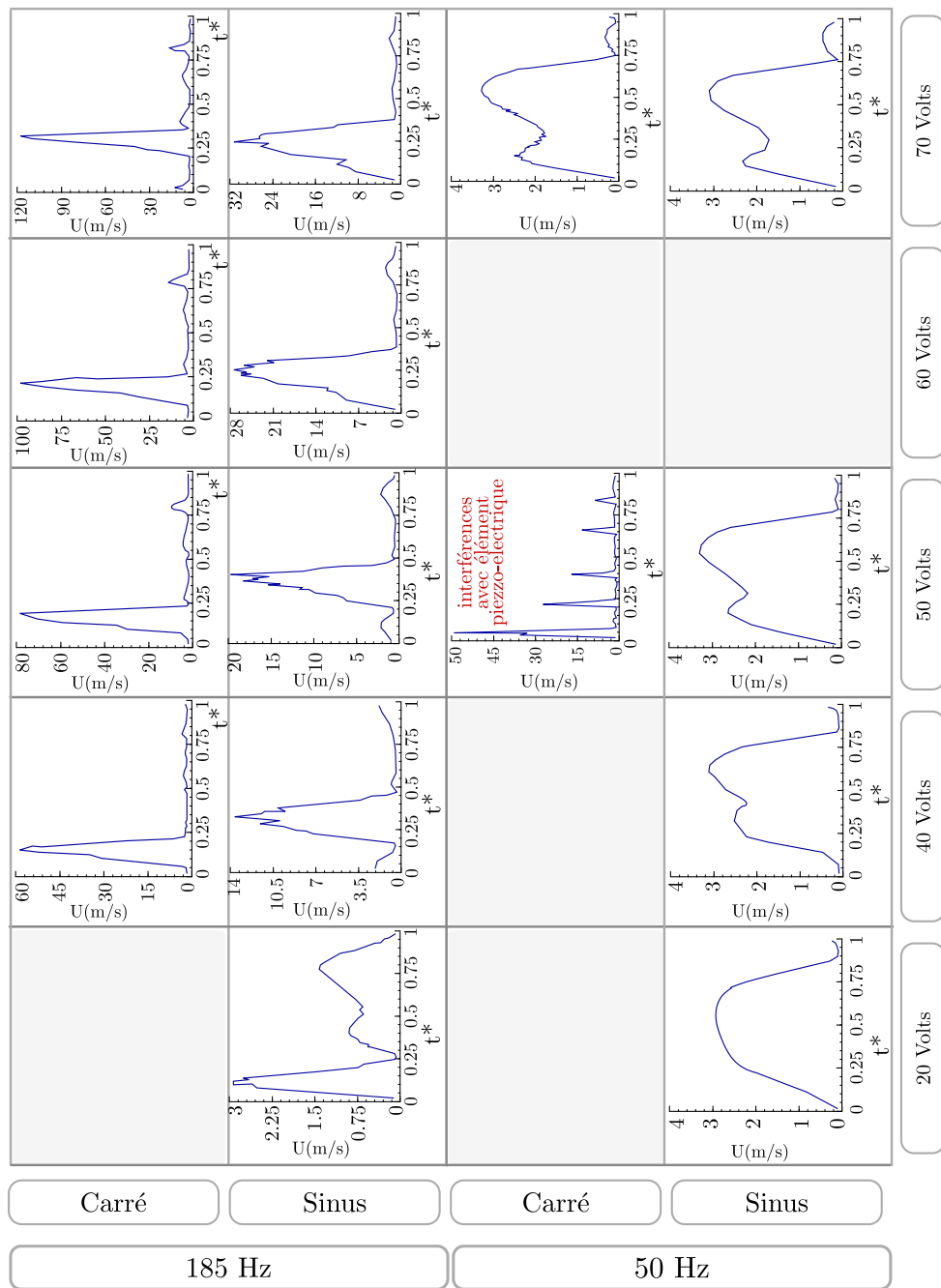


FIGURE 3.12 – Étude paramétrique de l'impact de la forme du signal sur la réponse dynamique de l'actionneur

Choix du signal de commande

Trois paramètres sont pilotables dans la définition de la commande de l'actionneur : la fréquence, l'amplitude, et la forme du signal. Pour limiter les paramètres d'étude nous fixons le rapport cyclique à 50%. La réponse dynamique de l'actionneur est tracée sur la [FIG. 3.12](#) pour deux fréquences ($f=50$ Hz, $f=185$ Hz), pour deux formes de signal (carré, sinusoïdal), et pour trois amplitudes de tension (20 V, 40 V et 50 V). De nombreux autres cas ont été étudiés mais ceux-ci sont représentatifs du domaine d'utilisation de l'actionneur. Sur ces graphiques, étant donné la position du fil chaud, la mise à l'origine temporelle commune, ainsi que l'adimensionnement de l'abscisse, le premier pic correspond au soufflage, et le deuxième pic (si capturé) correspond à l'aspiration. Afin de choisir le signal optimal nous allons détailler les effets de chacun de ces paramètres sur la dynamique de l'actionneur.

- Effets de la forme du signal

La forme du signal de commande est directement liée à la forme de la réponse en vitesse de l'actionneur. Un signal sinusoïdal a l'avantage d'accompagner le déplacement du piston en lui envoyant une commande de déplacement progressive. On est donc certain d'avoir une réponse dynamique avec une phase de soufflage et une phase d'aspiration comme c'est le cas pour tous les graphiques présentés sur la [FIG. 3.12](#) correspondant à la réponse de l'actionneur pour une commande sinusoïdale. L'inconvénient de l'utilisation de cette commande est l'amplitude du signal de vitesse obtenu. En effet, en accompagnant le déplacement du piston, et donc en bridant sa vitesse de déplacement, l'amplitude de la réponse de l'actionneur n'est pas optimale. Pour avoir une vitesse de déplacement du piston optimale, c'est à dire une vitesse limitée par les performances mécaniques de l'actionneur, un signal carré montre un résultat satisfaisant. Il permet notamment de multiplier par 4 la vitesse maximale en sortie de fente pour la fréquence de 185 Hz. Cependant la commande par signal carré possède également un inconvénient. La vitesse de déplacement étant la vitesse maximale de déplacement du piston, il est nécessaire de choisir une fréquence adaptée : avec une fréquence trop élevée le piston ne se déplace pas sur son amplitude maximale, et avec une fréquence trop faible, le piston risque de rebondir en butée. Dans les deux cas cela entraîne une diminution de l'amplitude de la réponse de l'actionneur, et dans le deuxième cas cela peut même endommager l'actionneur. Cette problématique sera détaillée dans les effets de la fréquence (voir [FIG. 3.13](#)). L'objectif étant d'obtenir une amplitude de vitesse en sortie de fente maximale, le choix de la forme du signal se tourne vers le signal carré, en gardant à l'esprit que cela implique un choix bien précis de la fréquence du signal.

- Effets de l'amplitude du signal

L'amplitude de la commande n'a aucun effet sur la forme de la réponse dynamique de l'actionneur. En revanche elle a un effet important sur l'amplitude de la réponse dynamique de l'actionneur, sous réserve que la fréquence soit adaptée. En effet, à basse fréquence (50 Hz), l'amplitude du signal de commande ne modifie pas la vitesse maximale en sortie de fente (car la vitesse de déplacement du piston est bridée comme expliqué précédemment). Cependant, à 185 Hz, lorsque l'amplitude de la commande passe de 40 V à 70 V, la vitesse maximale du jet en sortie de

fente est doublée quelque-soit la forme du signal. Pour obtenir une vitesse de jet maximale, la tension du signal de commande est donc choisie à 70 V, qui correspond à la tension maximale d'alimentation de l'actionneur.

- Effets de la fréquence

La fréquence du signal de commande semble être le paramètre le plus complexe à choisir, car il impacte à la fois la forme du signal de vitesse en sortie de fente, mais également son amplitude. On peut observer que pour un signal sinusoïdal, quelque soit la fréquence, l'actionneur a une phase de soufflage et une phase d'aspiration, induisant ainsi un jet respectant la topologie des jets synthétiques. Cependant dans cette étude la nécessité d'avoir une amplitude de vitesse élevée à la sortie de la fente nous a poussé à choisir un signal de commande carré. Or dans le cas d'un signal carré le choix de la fréquence de commande est critique. La complexité de l'impact de la fréquence sur la réponse dynamique de l'actionneur s'explique dans ce cas par le temps de déplacement de l'actionneur, comme le montre la FIG. 3.13.

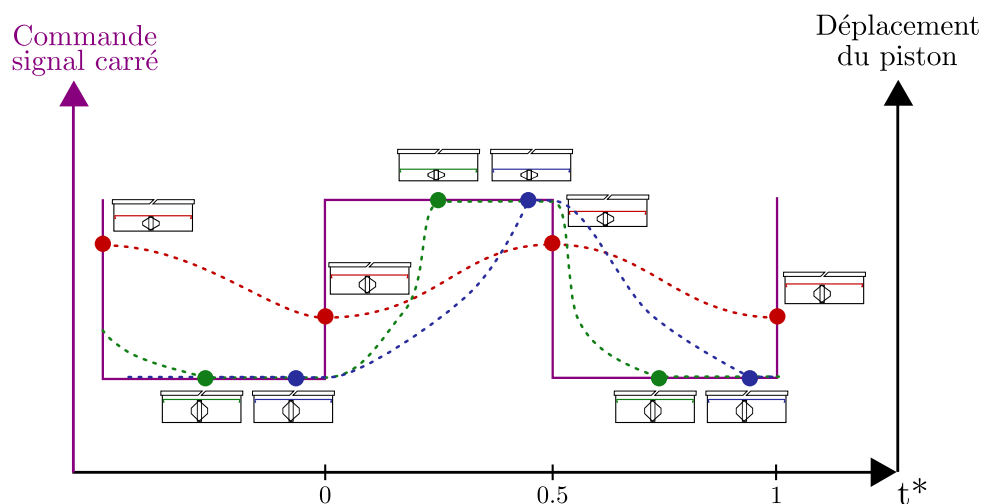


FIGURE 3.13 – Optimisation de la fréquence du signal de commande actionneur

Pour cette figure l'origine temporelle est prise sur un front montant du signal de commande, ce qui correspond au début de la phase d'aspiration. Si la fréquence est trop élevée (cas en vert sur la FIG. 3.13), après le front de la commande le piston se déplace puis arrive en butée et y reste jusqu'au prochain front. L'utilisation de la période n'est donc pas optimale. Avec une fréquence trop faible (cas en rouge sur la FIG. 3.13), le piston n'a pas le temps d'arriver en position de butée, et donc l'utilisation de la course du piston n'est pas optimale. Le cas en bleu sur la FIG. 3.13 représente le cas optimal. La demi-période du signal de commande correspond au temps de déplacement du piston. Ainsi lorsque l'actionneur reçoit un front, le piston se met en déplacement et arrive en butée lorsque le front suivant arrive. Ce cas correspond à la fréquence optimale de 185 Hz. Les fréquences supérieures ne sont

pas utilisées d'une part pour les raisons évoquées précédemment (diminution de l'amplitude de mouvement du piston) et d'autre part pour des raisons mécaniques (fréquence de résonance estimée à 230 Hz). Les essais préliminaires montrent que pour des fréquences inférieures à 185 Hz, la vitesse de jet diminue rapidement. En prenant le cas extrême de 50 Hz, il est même possible de tomber dans la configuration présentée par le cas en vert sur la FIG. 3.13, à savoir le cas où le piston reçoit un front de commande lui imposant de monter, et que le piston arrive en butée haute mais que la commande lui impose toujours d'être en butée haute. Le piston va donc venir taper en butée haute, comme le montre le cas du signal carré à 50 Hz pour 50 V sur la FIG. 3.12. La fréquence optimale de 185 Hz est donc sélectionnée pour avoir une amplitude de vitesse maximale en sortie de fente.

Cette étude paramétrique nous permet donc de choisir le signal de commande carré, de rapport cyclique 50% avec une amplitude de 70 Volts et une fréquence de 185 Hz. Seule cette commande sera utilisée dans toute la suite de l'étude.

Caractérisation de la réponse en fréquence et en amplitude

Avec cette commande d'actionneur, une caractérisation dynamique est effectuée sur le banc de caractérisation. Pour cela une sonde fil chaud est placée en milieu de fente, dans l'axe de soufflage de 45° au plus proche de la fente (entre 0.2 et 0.4 mm). Le signal de commande d'actionneur est acquis de façon synchronisée avec le signal anémométrique. Il s'agit du signal généré par LabView avant l'amplification, donc un signal carré d'amplitude 3.75 V avec un offset de +3.75 V. Le signal brut est représenté sur la FIG. 3.14 pour 3 périodes. La première observation que l'on peut faire sur cette courbe, en la comparant à celle obtenue sur la FIG. 3.12, est que la position du fil chaud (à 0.3 mm sur la FIG. 3.14 contre 0.5 mm sur la FIG. 3.12 contre 0 mm sur la FIG. 3.15) doit être très précise pour être en mesure de capturer le maximum du pic de soufflage ainsi que de celui d'aspiration. De plus, la courbe de la FIG. 3.14 permet dans un premier temps de valider le choix de la fréquence de 185 Hz. En effet dans la phase d'aspiration ($t^* \in [0; 0.5]$ modulo 1), le pic d'aspiration capturé par le fil chaud correspond à la fin de l'aspiration, et se retrouve à 0.5 ms avant le front descendant du signal de commande. Il s'agit bien de la position optimale définie en FIG. 3.13. En réalité l'actionneur est en phase d'aspiration pendant toute la demi-période, mais dans le début de cette phase, l'air aspiré crée un mouvement d'air uniquement en proche paroi à l'extérieur de l'actionneur. Il n'y a que dans le dernier tiers de la phase d'aspiration que la zone de cisaillement se déplace vers l'axe de soufflage de 45° permettant au capteur fil chaud de capturer le pic d'aspiration. Lors de la période de soufflage ($t^* \in [0.5; 1]$ modulo 1), le pic de vitesse de jet est atteint 1 ms après le front descendant, c'est à dire au tiers de la demi-période de soufflage. Il s'agit de l'instant auquel le piston atteint sa vitesse maximale. La visualisation de ces signaux bruts permet également de confirmer que les profils de vitesse sont parfaitement périodiques pour ce signal de commande, et donc compatibles avec la moyenne de phase. En termes d'amplitude de réponse, la vitesse maximale de soufflage de 117 m/s est atteinte à $t^*=0.7$ modulo 1. La vitesse maximale d'aspiration capturée à cette position est de 31 m/s atteinte à $t^*=0.4$ modulo 1. L'amplitude de ce pic d'aspiration est fortement corrélée à la position

du capteur, et ne correspond pas au maximum de la vitesse d'aspiration dans la fente. Des résultats d'études préliminaires antérieures effectuées sur cet actionneur montrent que lorsque le montage permet de placer le fil chaud à l'intérieur de la fente, les pics de vitesse de soufflage et d'aspiration ont la même amplitude. La FIG. 3.15 montre la mesure effectuée dans une étude antérieure, en plaçant le capteur fil chaud à l'intérieur de la fente de l'actionneur. Le signal est capturé ici pour une fréquence d'actionneur de 200 Hz avec une amplitude de 2V avant amplification. Cette courbe est extraite de (Pruvost, 2012).

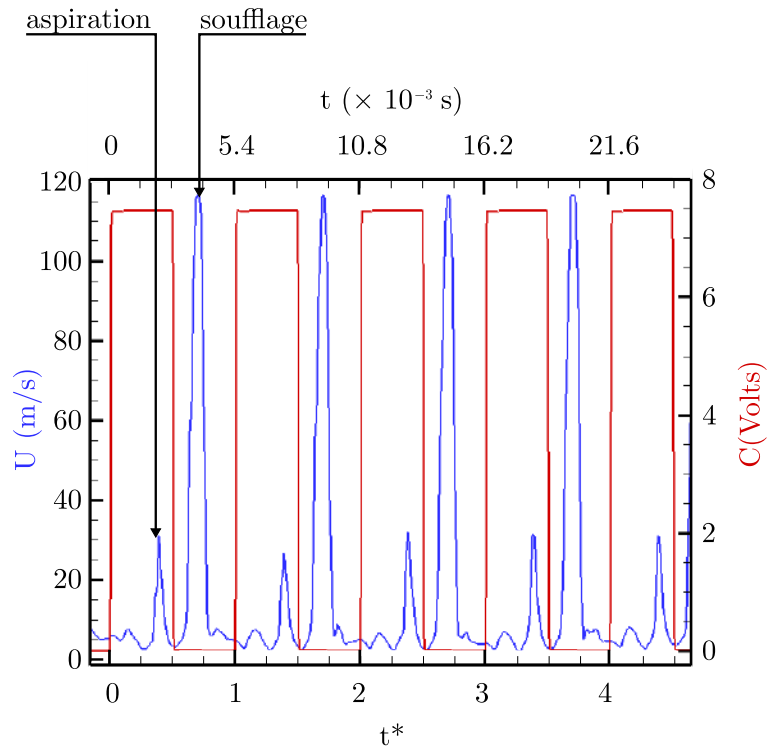


FIGURE 3.14 – Réponse en amplitude et en fréquence de l'actionneur pour le signal carré d'amplitude 70 V (3.75 V avant amplification) et de fréquence 185 Hz

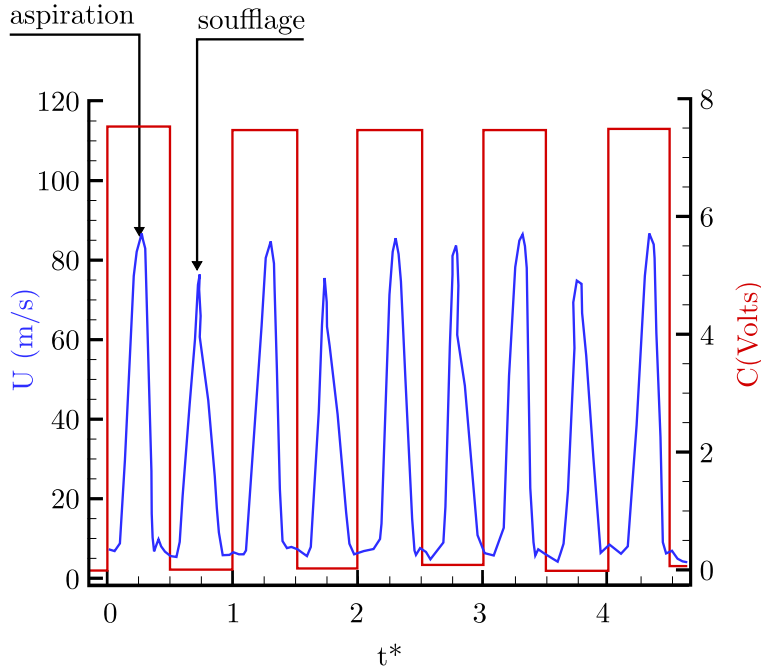


FIGURE 3.15 – Réponse en amplitude de l'actionneur en positionnant le capteur dans la fente, extrait de (Pruvost, 2012) (200 Hz, 2 V avant amplification)

Pour analyser plus particulièrement la topologie de la structure cohérente de soufflage générée par l'actionneur, le même montage est utilisé pour effectuer un sondage bi-dimensionnel au fil chaud simple. La zone d'intérêt est un plan XY (perpendiculaire à la fente et la paroi) de respectivement 12 mm $\times$ 10 mm. Le plan est placé à Y=0.5 mm de la paroi, et à un Z correspondant au milieu de la fente. La fente se trouve dans ce plan à une position de X=4 mm. S'agissant d'une étude topologique préliminaire, la résolution spatiale de la grille de mesure est de 1 mm dans chaque direction (FIG. 3.16). Les résultats sont ensuite interpolés spatialement. Les mesures locales résolues en temps sont traitées à l'aide de l'approche conditionnelle 2D, couplée à un procédé de moyenne de phase sur 200 périodes. Le top de synchronisation est défini par un front descendant sur la commande de l'actionneur. Ainsi $t^* = 0$ correspond au début de la phase de soufflage. La résolution temporelle de la reconstitution est de 0.05 ms (20 kHz). La FIG. 3.16 montre quelques uns de ces pas de temps (avec $t^* = t/T$). Les champs de vitesse montrent bien un jet soufflé à 45° sur toute la zone de mesure. La topologie n'est pas caractérisée sur ces mesures de par le fait que le maillage utilisé est grossier. L'objectif étant ici juste de comparer l'angle de soufflage sur banc de caractérisation et en veine, ces informations sont suffisantes.

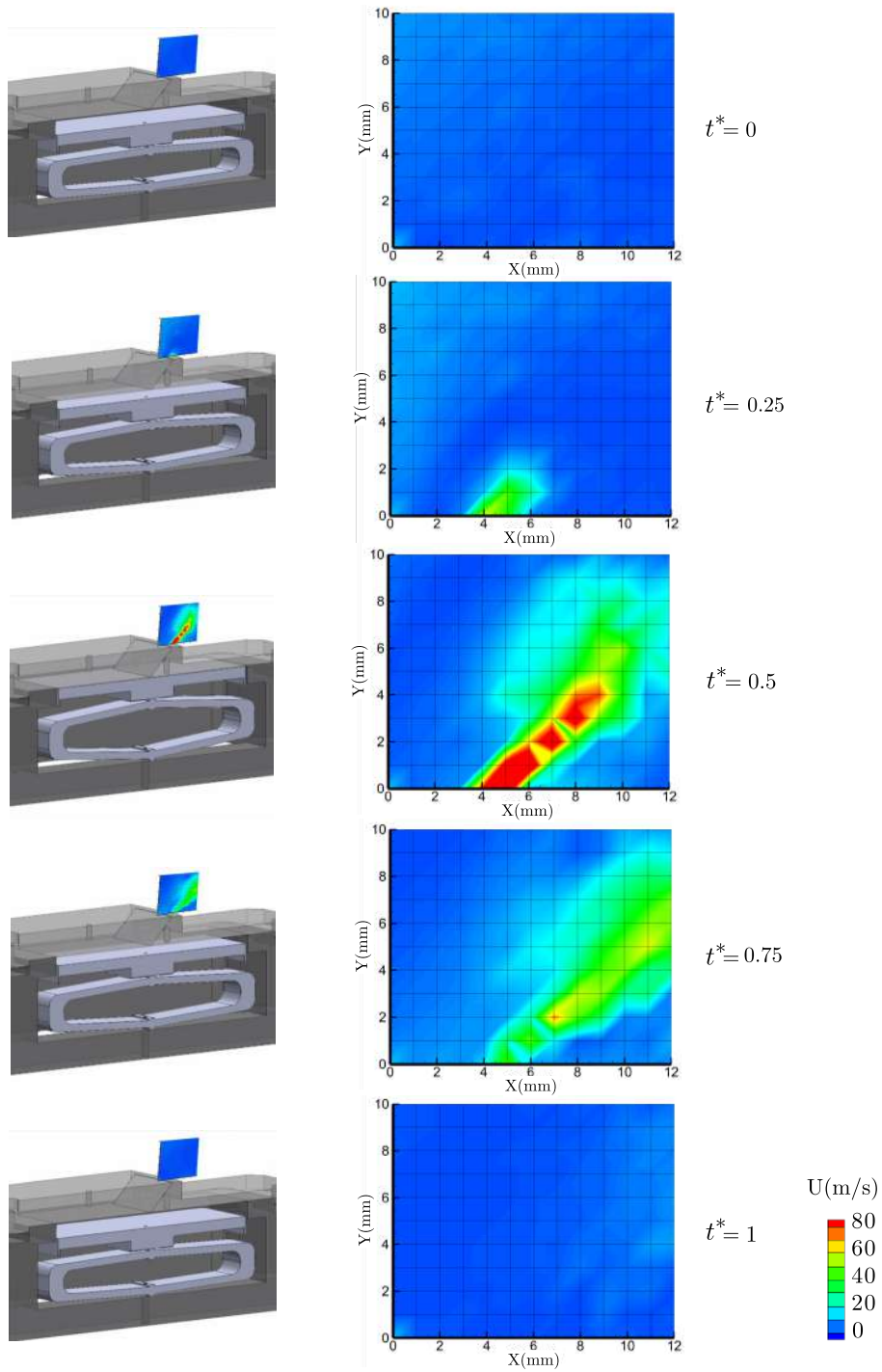


FIGURE 3.16 – Estimation de l'angle de soufflage par observation des champs de vitesse en sortie du jet synthétique

Étude de la topologie du jet induit par l'actionneur

L'actionneur à jet synthétique est ensuite intégré dans la veine de la soufflerie de couche limite pour les mesures fil chaud. L'objectif est de faire un sondage fil chaud grand champ sans vent relatif afin de le comparer au sondage effectué sur le banc de caractérisation, et vérifier que l'intégration en veine n'a pas de conséquences sur la topologie du jet et sur la réponse en amplitude et fréquence de l'actionneur. Pour cela la zone d'intérêt sera un plan XY de 80 mm suivant l'axe X avec une résolution de 5 mm, et de 30 mm suivant l'axe Y avec une résolution de 0.5 mm en proche paroi puis 1 mm. Le plan de mesure est centré sur la fente suivant l'axe Z. Suivant X, le plan est placé de sorte que le jet entre dans le champ de mesure en $X=5$ mm. La fréquence d'échantillonnage est de 20 kHz, et le traitement des données est effectué de la même manière que précédemment : approche conditionnelle en utilisant la commande actionneur comme signal de synchronisation avec comme top le front descendant, 200 périodes sont utilisées pour la moyenne de phase. Les instants correspondants à chaque cliché instantané sont adimensionnés par la période de l'actionneur ($t^*=t/T$). La figure [FIG. 3.17](#) montre les champs de vitesse instantanée reconstitués. L'angle de soufflage du jet n'est pas modifié par l'intégration dans la veine, les structures sont bien lâchées suivant un axe incliné à 45° . Dans le plan de l'acquisition ($Z=20$ mm), on définit la zone de cœur de jet comme étant la zone où la condition $\frac{u}{U_{jetMAX}} \geq 0.9$ est remplie. Cette zone a une surface d'environ 10 fois la surface de la fente à $t^* = 0.5$. La longueur de pénétration maximale de la zone de cœur est de 34 mm, soit $1.13 h$, avec h la longueur de la fente. Le pas de temps $t^* = 0.5$ est particulièrement intéressant car il permet de visualiser la zone d'aspiration en même temps que la zone de soufflage. Cette reconstitution permet également de mettre en lumière la décroissance rapide de la vitesse de cœur de jet ainsi que de sa vitesse d'advection. Entre $t^* = 0.5$ et $t^* = 0.75$, la bulle s'est déplacée de 23 mm, soit $0.8 h$, dans l'axe de soufflage. Ce qui correspond à une vitesse de déplacement de 18 m/s, soit 16% de la vitesse de soufflage maximale. Dans ce même temps la surface de la bulle a été divisée par 7 et la vitesse max du cœur de jet par 2.3 (de 57 m/s à 25 m/s). Malgré cette diminution du cœur de jet aussi bien en termes de surface que d'intensité, on peut observer un étalement de la zone d'interaction du jet ($U^+ \geq 0.4$), qui passe d'une surface de 700 mm^2 à $t^* = 0.5$ à une surface de 1960 mm^2 à $t^* = 0.75$ puis à une surface de 2860 mm^2 pour $t^* = 0.99$. Le jet a donc tendance à s'étaler en être advecté, perdant ainsi de son intensité, mais tout en conservant son angle de soufflage. Ces essais permettent d'avoir une cartographie dynamique de l'écoulement induit par l'actionneur à jet synthétique dans la configuration qui sera utilisée pour l'étude de l'interaction entre cet écoulement et l'écoulement de couche limite turbulente.

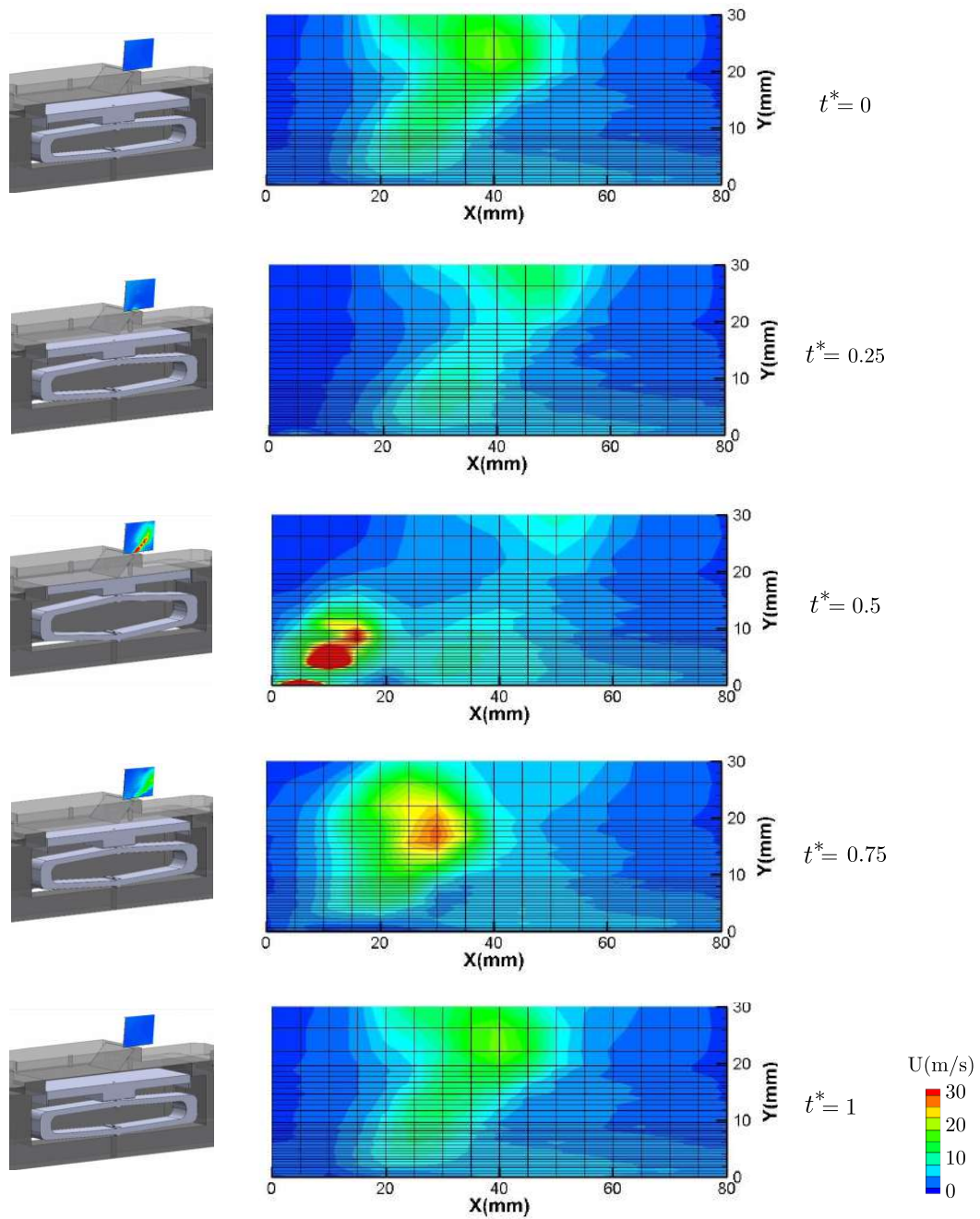


FIGURE 3.17 – Topologie bidimensionnelle du jet synthétique dans la veine

3.3.5 | Jet balayant

Nous nous intéressons maintenant à la caractérisation dynamique du jet balayant sans écoulement externe.

Caractérisation de l'écoulement induit à la fente

Grâce aux visualisations préliminaires par ombroscopie (FIG. 3.1), un aperçu de la topologie 3D du jet est connue. Cela permet donc de centrer un plan de mesure au fil chaud sur le jet à proximité de la fente. Il s'agit d'un plan parallèle à la surface de l'actionneur (plan XZ) placé à une distance de $y=1$ mm de la paroi. Sa taille est de 25 mm dans la direction Z avec une résolution de 1 mm, et de 5 mm sur X avec une résolution de 1 mm. Le fil chaud simple est placé parallèlement à la fente afin de capturer la principale composante de la vitesse (sous la forme d'un module $U = \sqrt{U_x^2 + U_y^2}$), en perdant la composante U_z considérée comme petite par rapport aux deux autres composantes (pour une pression d'alimentation de 1 bar, la vitesse de déplacement du pic de jet sur l'axe Z est de 30 m/s, et le module de la vitesse $\sqrt{U_x^2 + U_y^2}$ est de 81 m/s). Cette première mesure au fil chaud a pour but de capturer un champ de vitesse moyen sur 1000 périodes afin de visualiser la distribution de la vitesse (FIG. 3.18).

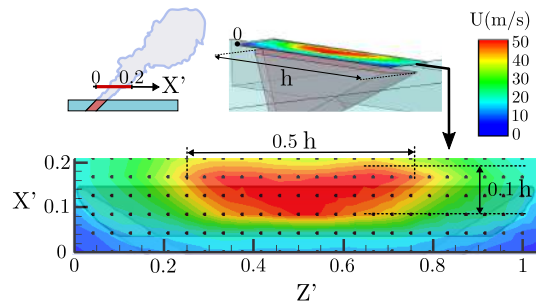


FIGURE 3.18 – *Champ de vitesse moyen induit par le jet balayant*

Sur la FIG. 3.18 les grandeurs spatiales sont adimensionnées par h la longueur de la fente : $Y' = Y(\text{mm})/h$ et $Z' = Z(\text{mm})/h$. En définissant la zone de vitesse maximale comme étant la zone où $\frac{U_{\text{moyenne temporelle}}}{U_{\text{jet MAX}}} \geq 0.9$, la vitesse max est obtenue sur une zone d'environ $0.5h \times 0.1h$ qui correspond à une surface de 40% de la surface de fente. Cette zone est centrée longitudinalement sur la fente, et se trouve bien dans l'axe des 45° comme attendu suite à l'étude topographique préliminaire. Pour quantifier l'instationnarité de ce profil de vitesse, l'écart-type de vitesse, noté U_{RMS} , est utilisé. Cet écart-type est adimensionné par la vitesse moyenne (temporelle) locale : $U_{RMS}^+ = \frac{U_{RMS}}{U_{\text{moyenne temporelle}}}$. Un profil de cette grandeur est extrait sur le plan 2D précédent, sur une ligne parallèle à l'axe Z et pour un $Y' = 0.16$. Ce profil est tracé sur la FIG. 3.19.

Sur ce profil deux pics symétriques sont visibles : le premier à $Z' = 0.15$ et le second à $Z' = 0.82$. Ces pics ont une intensité de turbulence de respectivement 104% et 112% (ce qui signifie que à ces endroits la vitesse peut varier jusqu'à plus

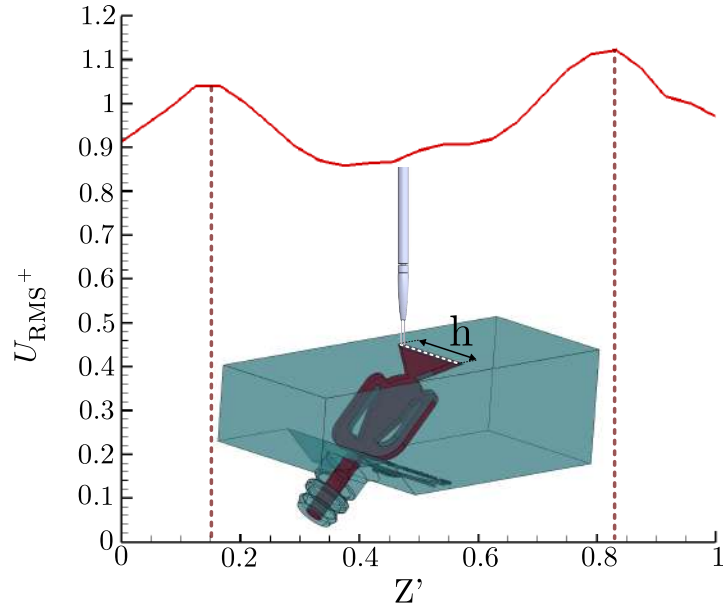


FIGURE 3.19 – Profil de U_{RMS}^+ le long de la fente

de 100% autour de la valeur moyenne locale). Cela permet de localiser les zones de fortes fluctuations dues au comportement bi-stable de l'actionneur. Ces fluctuations entraînent des zones de cisaillement instationnaires autour de ces deux positions de pics. Cette spécificité propre aux jets balayant est également observée dans la littérature (Koklu et Pack Melton, 2013). Pour effectuer une étude de la réponse en fréquence et en amplitude de vitesse de l'actionneur, un capteur de fil chaud simple immobile est placé entre ces pics, au milieu de la fente. Il est à noter ici que dans cette position le fil chaud capture deux pics de vitesse par période de balayage de l'actionneur, comme le montre la capture de signal brut sur la FIG. 3.20. La fréquence prédominante sur les échantillons sera donc la double fréquence de l'actionneur.

Sur cette figure les vitesses sont adimensionnées par la vitesse maximale sur l'échantillon $U^+ = U/U_{jet_MAX}$, et le temps est adimensionné par la période d'oscillation de l'actionneur $t^* = t/T$.

Pour caractériser la fourchette d'utilisation et de réponse de l'actionneur, ces mesures sont effectuées pour des pressions d'alimentation de 0.5 bar à 6 bar. Ces mesures de pression d'alimentation sont couplées à des mesures de débit massique à l'aide d'un débitmètre thermique (§2.3.4). Les résultats de cette caractérisation sont représentés sur la FIG. 3.21.

Cette caractérisation montre un comportement reproductible et une fréquence d'oscillation relativement stable pour des pressions allant jusqu'à 4.5 bar. Pour des pressions d'alimentation supérieures à cette valeur, la fréquence d'oscillation devient instable et les mesures ne sont plus reproductibles. Cette observation a également été faite par (von Gosen et al., 2015). Pour cette raison la FIG. 3.21 ne représente que les pressions comprises entre 0.5 bar et 4.5 bar. Cet outil permet

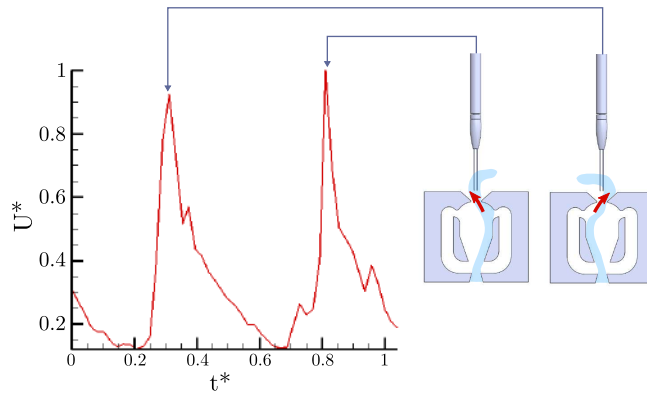


FIGURE 3.20 – *Signal brut typique obtenu au fil chaud en milieu de fente avec une pression d'alimentation de 0.5 bar*

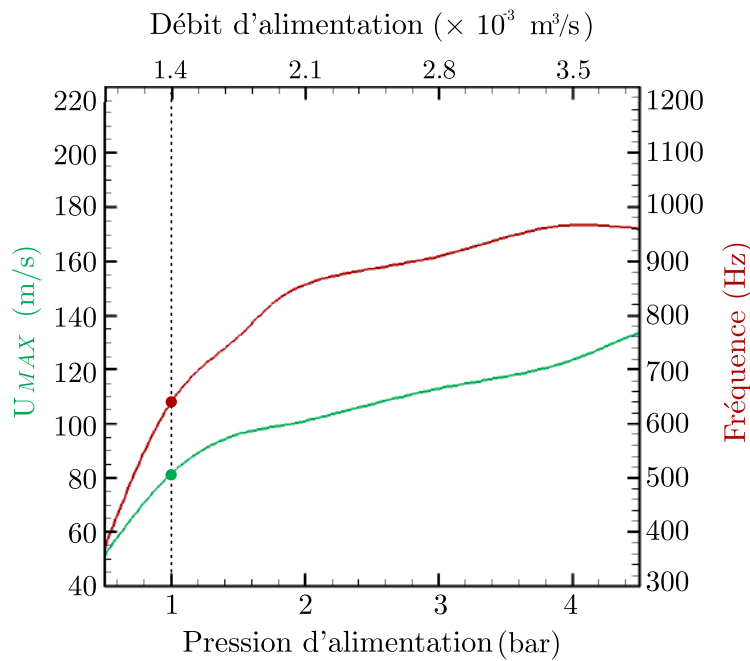


FIGURE 3.21 – *Réponse en fréquence et en amplitude de l'actionneur*

donc pour toute la suite de l'étude de connaître la fréquence et la vitesse de pic de jet pour une pression d'alimentation donnée. La gamme de fréquence et de vitesse obtenue avec cet actionneur est comparable aux principales études sur le jet balayant de la littérature comme le montre la [FIG. 3.22](#).

La limitation de cette gamme de fréquence est corrélée à la géométrie interne de l'actionneur, plus particulièrement à la longueur et la section des boucles de retour. Au delà d'une certaine fréquence les détachements/attachements successifs contre les parois de l'actionneur ne sont plus assurés de façon régulière. Ceci impacte donc

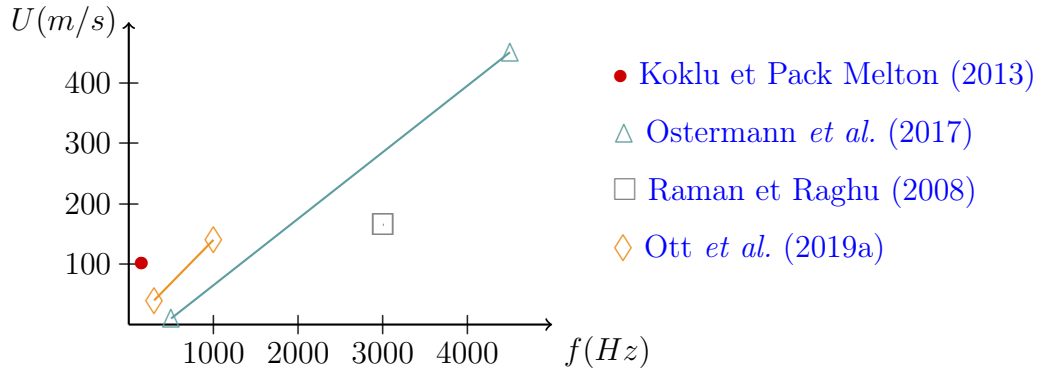


FIGURE 3.22 – Réponse en fréquence et en amplitude de vitesse des actionneurs à jet balayant dans la littérature

la reproductibilité des mesures et la stabilité de la fréquence d'oscillation. Pour quantifier et localiser temporellement ces instabilités, une étude par ondelettes de Ricker est utilisée. Cet outil, présenté au §2.4.3, est appliqué sur les signaux bruts du fil chaud placé en milieu de fente. Deux pressions d'alimentation sont utilisées : 1 bar et 4 bars. Les fréquences sont divisées par 2 (le fil chaud placé en milieu de fente capture la double fréquence) afin d'exprimer la fréquence d'oscillation de l'actionneur. L'étude est effectuée sur un échantillon de 15 périodes d'oscillations, et est représentée sur la FIG. 3.23.

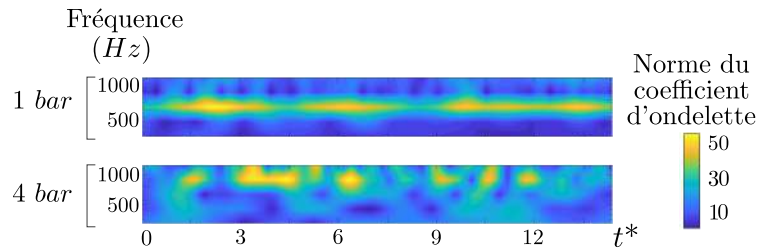


FIGURE 3.23 – Étude par ondelettes de la réponse en fréquence de l'actionneur pour deux pressions d'alimentation différentes (1 bar et 4 bars)

On peut observer que la fréquence d'oscillation n'est pas constante dans le temps, et qu'il y a de petites variations irrégulières. Ces variations sont également observées et quantifiées dans la littérature (Koklu et Pack Melton, 2013) : il s'agit de variations aléatoires dans la fréquence d'oscillation de l'actionneur, qui ont pour cause de petites variations dans l'écoulement interne de l'actionneur. Ces variations peuvent s'étendre de 10% à 20% autour de la fréquence moyenne. La FIG. 3.23 met plus particulièrement en lumière le fait que ces variations sont quantitativement plus importantes pour des fréquences élevées. En effet à 1 bar de pression d'alimentation, la fréquence d'oscillation est de 640 Hz, et le spectre de cette fréquence forme quasiment une ligne horizontale et discontinue sur les ondelettes. Cela traduit une

stabilité temporelle de cette fréquence prédominante. En revanche pour 4 bars de pression d'alimentation, la fréquence prédominante est de 967 Hz. Sur les ondelettes associées, cette fréquence n'est visible que par paquets de fréquences espacés par des durées aléatoires. Les variations de fréquence observées sont de l'ordre de ± 116 Hz autour de la valeur moyenne, ce qui représente un écart de 12% de la fréquence. Ce phénomène rend complexe le procédé de moyenne de phase pour les hautes fréquences d'oscillation. En effet, la moyenne de phase nécessite d'avoir un phénomène répétitif et périodique ce qui n'est plus le cas lorsque ces variations de fréquences deviennent non négligeables.

Analyse de la dynamique du jet par approche conditionnelle

Pour mieux comprendre la dynamique du jet à la fente, une caractérisation bidimensionnelle par approche conditionnelle est effectuée sur le banc de caractérisation. Pour cela la même grille spatiale de mesures qu'au §3.3.5 est utilisée.

Pour la synchronisation des données entre elles, un signal supplémentaire est nécessaire (pour remplacer la commande actionneur utilisée pour les autres actionneurs). Pour cette caractérisation 2D sans vent relatif, la solution retenue est inspirée de (King, 1914). Il s'agit de placer un capteur de fil chaud capable de capturer un signal périodique représentatif de l'état de l'actionneur et de l'écoulement. Un fil chaud est alors installé en aval du plan de mesure et en bord de fente, comme le montre la FIG. 3.24.

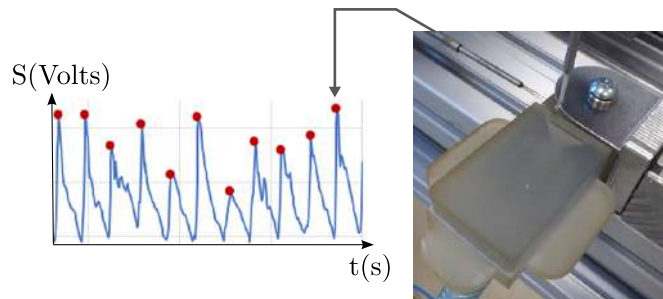


FIGURE 3.24 – Placement du capteur fil chaud fixe de synchronisation

Cette position permet de capturer un seul pic par période sans perturber la mesure dans le plan d'intérêt. Le deuxième capteur fil chaud mobile qui se déplace sur la grille de mesure effectue des mesures à 20 kHz pendant deux secondes, précédées d'une seconde d'attente (établissement de l'écoulement), elle-même précédée de 1 seconde de déplacement. Le point de fonctionnement de l'actionneur pour cette mesure est choisi sur la FIG. 3.21 à 1 bar de pression d'alimentation. Ce point correspond à une fréquence d'oscillation de 639 Hz et une vitesse maximale de jet de 78 m/s. Cette pression est utilisée car elle permet d'avoir une vitesse de jet pertinente pour l'interaction jet/couche limite prévue en Chapitre 4, et elle permet également d'avoir une fréquence d'oscillation relativement stable, rendant possible l'application de l'approche conditionnelle. Seules 3 périodes successives

sont sélectionnées (basées sur la fréquence prédominante de 639 Hz), avec pour origine temporelle un trigger détecté par recherche de maxima, comme schématisé sur la FIG. 3.25.

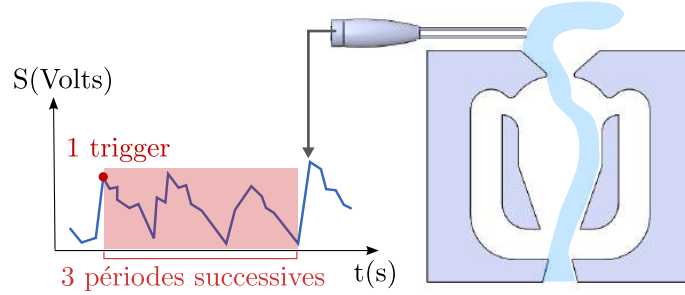


FIGURE 3.25 – *Stratégie de sélection des périodes pour la visualisation 2D*

Avec ces réglages le processus d'approche conditionnelle est appliqué, et permet de reconstituer les champs instantanés de vitesse à la sortie de la fente de l'actionneur de jet balayant. Les résultats de ce traitement sont visualisés sur 2 périodes sur la FIG. 3.26.

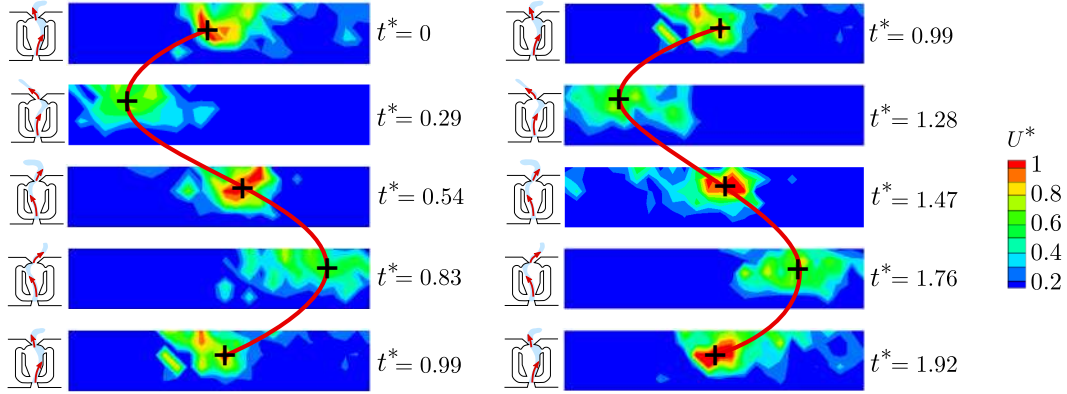


FIGURE 3.26 – *Reconstitution des champs de vitesse instantané par approche conditionnelle*

Les temps sont adimensionnés par la période d'oscillation de l'actionneur $t^* = t/T$, et les vitesses par la vitesse maximale du pic $U^* = U/U_{pic}$. Sur ces champs instantanés le centre du jet est bien discernable, et la résolution temporelle (0.05 ms) permet de suivre le mouvement du coeur de jet dans le temps et l'espace. La zone de sillage permet de déterminer l'évolution du jet sur chaque image (s'il vient de droite ou de gauche). Cette caractérisation permet de vérifier l'étendue du pic de jet, et surtout de vérifier la régularité de son déplacement latéral. Pour cela, la position du centre du jet est relevée dans le temps, et est adimensionnée par la longueur de la fente. Cette courbe est tracée sur la FIG. 3.27.

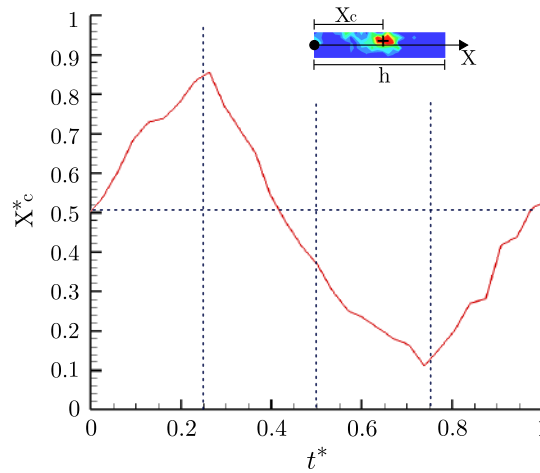


FIGURE 3.27 – *Position du maximum de vitesse en fonction du temps (grandeurs adimensionnées)*

La forme de la courbe de position du pic dans le temps est de type dents de scie pour cette fréquence. Cela signifie que l'inversion de rapport de pression dans les boucles de retour de l'actionneur est immédiate lorsque le jet arrive en butée. De plus la forme de dents de scie permet également de déterminer que le jet se déplace latéralement avec une vitesse constante. Cette vitesse est de $0.3 \times U_{Pic}$, et peut atteindre des valeurs maximales de $0.7 \times U_{Pic}$. A cette pression d'alimentation, l'amplitude du mouvement d'oscillation est de $0.92 \times h$.

La méthode d'approche conditionnelle 2D, avec pour signal de synchronisation un capteur fil chaud placé en aval de la zone d'intérêt dans le coin de la fente (pour capturer un pic par période utilisé comme top de la nouvelle origine temporelle) est très efficace pour cette caractérisation. Elle permet d'obtenir, pour plusieurs périodes successives, les champs de vitesse instantanés à plusieurs pas de temps à haute fréquence (20 kHz). Cependant cette approche ne permet pas d'effectuer de moyenne de phase, et le caractère intrusif du capteur de synchronisation ne permet pas de faire des mesures en aval. De plus son positionnement étant le fruit d'un réglage fin, celui-ci ne serait plus utilisable en changeant les conditions de mesure (par exemple en cas de vent relatif, le capteur ne serait plus en mesure de capturer le pic par période nécessaire à la synchronisation). Cette méthode, après validation à l'aide de ce cas 2D sans vent sur banc de caractérisation, est donc adaptée et améliorée en vue de l'utiliser avec moyenne de phase et sur une grille de mesure 3D avec vent.

Visualisation 3D du jet balayant par approche conditionnelle 3D

La principale problématique soulevée par l'adaptation de cette méthode 2D vers une méthode 3D avec vent relatif est la capture d'un signal de synchronisation fiable quelque soit l'écoulement environnant et qui ne modifie pas l'écoulement interne ou externe de l'actionneur. Dans le même contexte Osterman *et al.* (Ostermann *et al.*, 2017) ont placé un capteur à l'intérieur d'un actionneur à jet balayant. Ils

ont alors montré qu'il est possible d'utiliser ce signal pour avoir une information sur l'état de la sortie de l'actionneur [Ostermann *et al.* \(2015\)](#). La solution choisie dans notre cas est de récupérer l'information de la pression instationnaire dans une des boucles de retour de l'actionneur. Le capteur choisi est un Kulite du même type que ceux utilisés pour l'instrumentation de la plaque plane ([2.3.4](#)). Le cahier des charges de l'intégration de ce capteur comporte deux volets principaux. Le premier est la restitution de la dynamique à l'intérieur de la boucle de retour. Pour assurer ce premier point il est nécessaire de minimiser le volume mort présent entre la boucle de l'actionneur et le capteur. Le deuxième est de ne pas modifier le comportement et la réponse de l'actionneur, pour cela il est nécessaire de ne pas être intrusif dans le canal de retour afin de conserver la symétrie interne de l'actionneur. Pour répondre à tous ces critères l'actionneur est usiné afin de recevoir le capteur de pression au plus près du canal de retour. Pour cela un perçage de 0.4 mm débouchant est effectué, puis est élargi par un perçage de 2 mm jusqu'à 0.5 mm du canal afin d'y intégrer le capteur de pression (montage ajusté assurant l'étanchéité). Un joint silicone est ensuite déposé par dessus le capteur afin d'être assuré d'une étanchéité complète. Ce montage permet de n'avoir aucun élément à l'intérieur de la boucle de retour, tout en minimisant le volume mort (0.98 mm^3). Cette intégration est schématisée sur la [FIG. 3.28](#).

Pour vérifier le bon fonctionnement de l'actionneur après cette modification, les spectres de fréquences sont comparés à ceux obtenus précédemment. Il est possible alors de retracer la [FIG. 3.21](#) sans aucune modification dans les réponses en fréquence et en amplitude de l'actionneur due à l'intégration du capteur. Pour vérifier sa stabilité une étude par ondelettes est effectuée sur le signal du capteur intégré et en même temps sur le signal capturé par le fil chaud placé en bord de fente pour une pression d'alimentation de 0.5 bar. Ces deux ondelettes sont comparées sur la [FIG. 3.29](#).

Ces spectres par ondelettes forment une ligne continue, ce qui signifie que la fréquence d'oscillation est stable dans le temps. L'exercice est effectué pour plusieurs pressions d'alimentation, et la conclusion est que l'ajout du capteur intégré n'a pas modifié la stabilité en fréquence de l'actionneur. Les mêmes observations que précédemment sont effectuées sur les fréquences élevées : une variation apparaît et devient non négligeable au delà de 5 bar de pression d'alimentation. Cette [FIG. 3.29](#) montre également que les spectres sont identiques à l'intérieur de l'actionneur et dans le jet induit. Cela signifie que ces deux capteurs capturent la même fréquence, il est donc possible de remplacer le capteur fil chaud de synchronisation par le capteur Kulite intégré. Un exemple de signal brut capturé à l'aide de ce capteur est représenté en [FIG. 3.30](#). On peut aisément comprendre que ce signal bruité va nécessiter un travail plus important pour la détection des tops de début de période que précédemment. En effet, la mesure s'effectue ici sur le flux de retour de l'actionneur, qui est sujet à des variations de vitesse, débit et pression beaucoup plus faibles que les variations présentes dans le jet principal (vitesse élevée, variation de la direction du jet). Pour cela un algorithme de détection de maxima locaux développé sous Python est utilisé. Les maxima détectés par cet algorithme sont représentés par les points rouges sur la [FIG. 3.30](#). La mesure sur une grille 3D va nécessiter de synchroniser et superposer beaucoup plus de données ponctuelles. Le temps de mesure sera également beaucoup plus long, et donc les variations

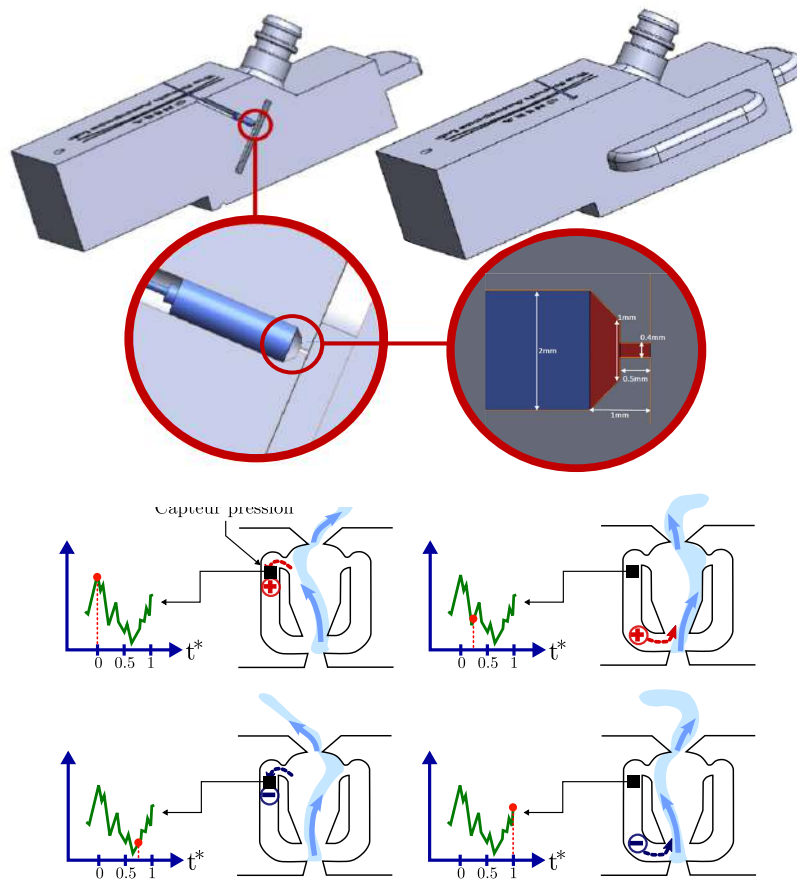


FIGURE 3.28 – Intégration du capteur Kulite dans l'actionneur

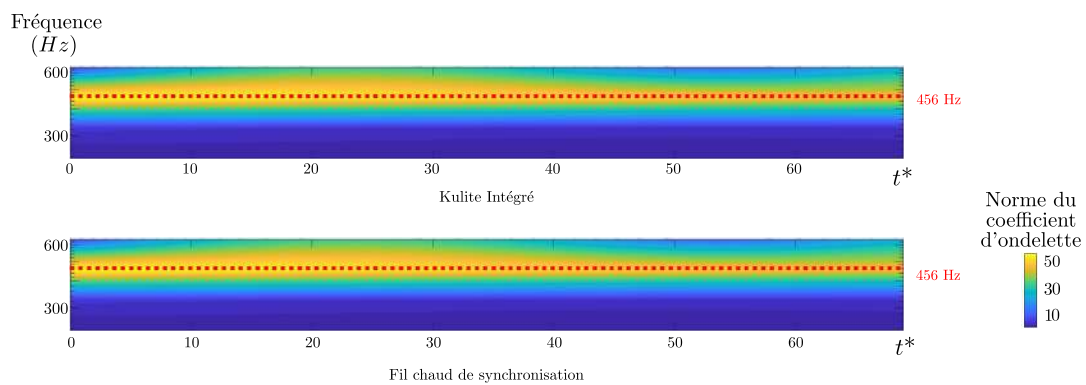


FIGURE 3.29 – Vérification de la stabilité de l'actionneur par ondelettes à 0.5 bar

de conditions d'entrée de l'actionneur plus nombreuses. Pour cette raison, une méthode de moyenne de phase est utilisée. Contrairement à la moyenne de phase utilisée pour les autres actionneurs (un seul top, fréquence stable et connue), ici plusieurs tops sont utilisés. Tout d'abord la fréquence prédominante de l'actionneur est déterminée, puis après chaque maximum détecté une période correspondant à cette fréquence est sélectionnée. En sélectionnant assez de périodes il est alors possible de faire une moyenne de phase convergée, tout en limitant l'étalement du jet dans la moyenne. Pour cela le nombre de périodes utilisées est optimal entre 30 et 50 selon les cas étudiés. Ce nombre est déterminé par essai-erreur (étude de la convergence de la moyenne, et de l'écart-type). Le principe de choix des périodes est schématisé sur la [FIG. 3.30](#).

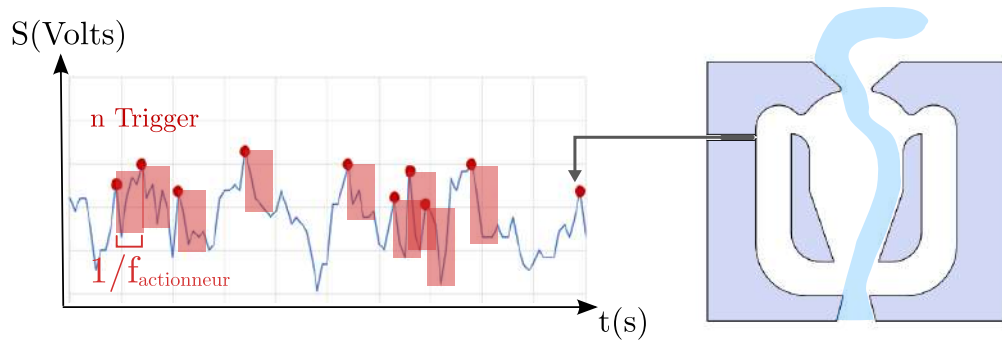


FIGURE 3.30 – *Stratégie de sélection des périodes pour la visualisation 3D*

Cette méthodologie est utilisée pour caractériser le jet balayant en veine sur une grille de mesure 3D sans vent relatif. Pour cela la grille de mesure utilisée a une taille de 80 mm dans la direction X, avec une résolution spatiale de 5 mm. Elle a une taille de 30 mm suivant la direction Y avec une résolution spatiale évolutive (0.5 mm proche de la paroi puis 1 mm) avec un premier point de mesure à 0.5 mm de la paroi. Suivant l'axe Z la grille mesure 35 mm avec une résolution spatiale de 5 mm. Cette grille est placée de sorte que la fente s'étende du point (5,-0.5,5) jusqu'au point (5,-0.5,30) (cotations en mm). Le fil chaud de mesure qui se déplace sur cette grille effectue des mesures de 2 secondes, dont on supprimera la 1/2 première seconde afin de s'affranchir des perturbations engendrées par le déplacement de la sonde. La fréquence d'acquisition du fil chaud est à 20 kHz, et l'actionneur est utilisé avec une pression d'alimentation de 0.5 bar, correspondant à une fréquence d'oscillation de 456 Hz. La méthode de moyenne de phase est appliquée, en utilisant 30 périodes qui suivent 30 pics détectés par l'algorithme. Les résultats de cette caractérisation sont montrés sur la [FIG. 3.31](#).

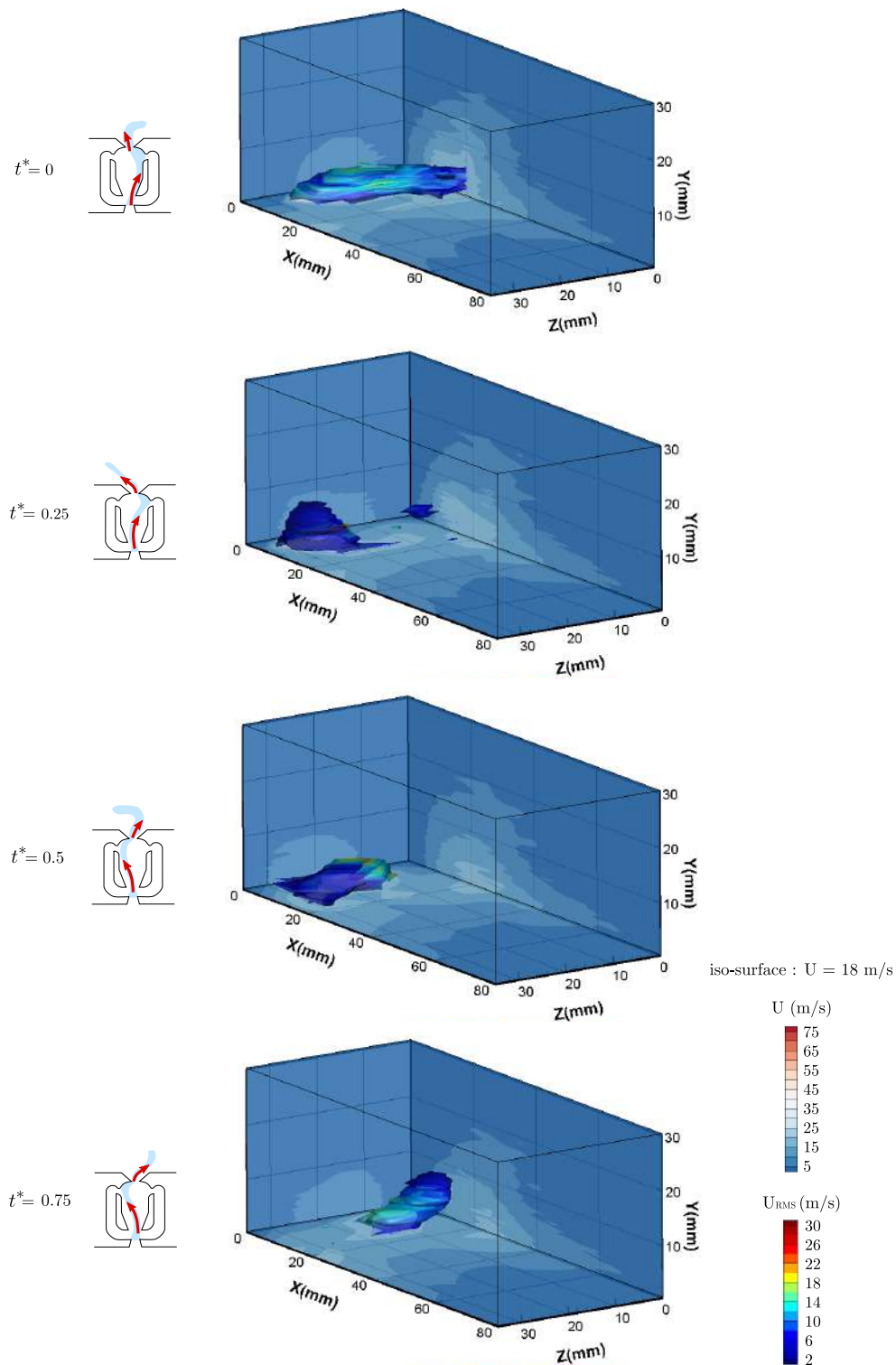


FIGURE 3.31 – Développement 3D du jet balayant en veine sans vent pour une pression d'alimentation de 0.5 bar - frontières du domaines colorées par U (m/s), et iso-surface colorée par U_{RMS} (m/s)

Sur cette figure les champs de vitesse sont représentés sur les frontières du domaine de mesure en couleur pâle, l'enveloppe de jet est visualisée à l'aide d'une iso-surface $U = 18$ m/s, qui est colorée par l'écart-type de la vitesse U_{RMS} en sombre. Quatre moments représentatifs sont extraits de la période reconstituée, correspondant à des quarts de période. Cela permet de visualiser le mouvement ainsi que l'évolution de la forme du cœur de jet et de son sillage. Contrairement au jet continu et au jet pulsé, la topologie du jet balayant est identique en termes d'angle de soufflage qu'il soit sur le banc de caractérisation ou en veine. L'oscillation du jet n'est pas modifiée non plus par la présence des parois de la soufflerie. Ce type de jet permet à priori d'augmenter le volume d'interaction avec son environnement notamment grâce à son mouvement d'oscillation dont les positions extrêmes permettent de souffler le jet dans une zone plus large que la largeur de la fente.

3.4 | Synthèse

Ce chapitre permet tout d'abord de valider la conception des éléments intervenant dans le montage expérimental présenté dans le §2.2. Pour cela des mesures préliminaires sont effectuées, d'une part pour vérifier le comportement de l'actionneur à jet balayant, et ainsi valider sa conception, et d'autre part pour vérifier l'homogénéité d'un jet continu soufflé successivement à travers le diffuseur et le capot, validant ainsi leurs géométries respectives et leur compatibilité. Ensuite les méthodes de reconstitution présentées en §2.4.1 sont validées. Pour cela elles sont successivement utilisées sur le même cas test, afin de reconstituer un champ de vitesse 3D. Les deux méthodes sont efficaces. L'avantage de l'utilisation de la reconstruction par réseau de neurones est qu'elle permet de reconstruire un champ de vitesse sur un maillage spatial et temporel plus fin que celui utilisé pour l'acquisition expérimentale. Cependant elle nécessite une phase d'apprentissage du réseau de neurones qui représente un temps trop important. La reconstitution par approche conditionnelle ne permet pas d'interpoler les données réellement acquises lors de la mesure, mais est très rapide à déployer. C'est donc cette deuxième méthode qui est sélectionnée pour le reste de l'étude. Finalement les actionneurs pris indépendamment sont caractérisés dynamiquement. Pour cela une première caractérisation est effectuée sur banc de caractérisation, puis l'écoulement induit par chaque actionneur est successivement caractérisé dynamiquement dans la veine de la soufflerie de couche limite. Ces caractérisations, au delà d'aboutir à une connaissance des écoulements induits par les actionneurs et de leur topologie de jet, permettent également de valider et de choisir les réglages fins des méthodes de traitement des données, ainsi que de choisir le paramétrage optimal des actionneurs. La FIG. 3.32 résume tous les cas étudiés au fil chaud dans ce chapitre, ainsi que les méthodes de traitement des données utilisées.

Les actionneurs de jet pulsé et continu sont ceux qui permettent de couvrir la plus grande gamme de vitesse de jet. L'actionneur à jet balayant est celui capable d'atteindre les plus hautes fréquences d'excitation, et l'actionneur à jet synthétique est celui nécessitant le moins d'énergie, mais il ne sera utilisé que dans sa configuration optimale. Le point commun de ces actionneurs est le comportement

Type de jet Fréquence (Hz)	Continu	Pulsé	Synthétique	Balayant
0	Champ moyen 3D			
50		M ϕ + AC 3D		
75		M ϕ + AC 3D		
100		AC3D + NN 3D		
125		M ϕ + AC 3D		
150		M ϕ + AC 3D		
175		M ϕ + AC 3D		
185			M ϕ + AC 2D	
400				M ϕ + AC 3D
600				AC 2D

M ϕ Moyenne de phase
AC 2D Reconstitution bidimensionnelle par approche conditionnelle
AC 3D Reconstitution tridimensionnelle par approche conditionnelle
NN 3D Reconstruction par réseau de neurones

FIGURE 3.32 – *Bilan des données de caractérisation des actionneurs*

du jet lors du passage du banc de caractérisation à l'intégration en veine. Sur le banc de caractérisation le jet est libre, et il sort à 45 ° sur toute sa longueur. Lors de l'intégration en veine, cet angle diminue, car le jet se retrouve en configuration confinée. Il est donc guidé vers la sortie de la veine. La variation d'angle de soufflage est d'autant plus importante que le débit du jet est important. La connaissance de la réponse de ces actionneurs, de leur topologie, et leur dynamique dans la configuration intégrée en veine, permet de passer à l'étape suivante, à savoir l'ajout d'un écoulement relatif afin d'étudier l'interaction entre les différents jets et une couche limite de plaque plane. Ces résultats seront présentés dans le [Chapitre 4](#).

Ce chapitre amène plusieurs idées intéressantes qui sortent du cadre de cette thèse. Il serait notamment intéressant de se pencher plus en détail sur la méthode de reconstruction par réseau de neurones. La méthode a été validée sur un cas test mais abandonnée de par le temps nécessaire à l'apprentissage des données. Une optimisation de l'outil permettrait probablement de diminuer le temps d'apprentissage, ouvrant la porte à l'utilisation de métamodèles. On pourrait par exemple envisager l'ajout d'un neurone d'entrée correspondant à la fréquence de l'actionneur, et apprendre les données correspondantes à plusieurs fréquences d'actionnement. Le métamodèle serait alors potentiellement capable de reconstruire l'écoulement induit

par l'actionneur fonctionnant à une fréquence pour laquelle aucune mesure n'a été effectuée. Un autre point ouvert par ce chapitre de caractérisation des actionneurs est la robustesse de l'actionneur à jet synthétique. La production de vibrations et de chaleur dans l'actionneur limite sa durée d'utilisation, et nous a donc contraint de limiter les mesures à un champ 2D. Une amélioration de l'actionneur est une option, mais pour passer outre ces limitations, il aurait pu être envisageable d'effectuer des mesures dans un volume de façon aléatoire, et de reconstruire le champ 3D par apprentissage par réseau de neurones.

4. ANALYSE DE LA DYNAMIQUE D'INTER-ACTION ACTIONNEURS - ÉCOULEMENT

Ce chapitre porte sur l'étude de la dynamique d'interaction entre la couche limite turbulente et les différents jets. Tout d'abord une étude préliminaire et une optimisation paramétrique sont menées afin de déterminer la configuration optimale pour l'étude de l'interaction entre les jets et une couche limite de plaque plane. La dynamique de l'interaction entre chacun des 4 actionneurs et le profil de couche limite est ensuite caractérisée afin de dégager la topologie et la signature dynamique de l'écoulement, ainsi que les mécanismes de contrôle mis en jeu. Finalement l'efficacité des actionneurs et leur interaction avec l'écoulement sont comparés qualitativement et quantitativement. Une partie des résultats de ce chapitre a été présentée au congrès AIAA AVIATION Forum 2019 ([Ott et al., 2019a](#)).

Sommaire

4.1	Étude préliminaire de l'interaction jet - couche limite	128
4.1.1	Caractérisation de l'écoulement de couche limite	128
4.1.2	Sensibilisation aux implications du choix des rapports de vitesse jet-couche limite	131
4.2	Choix de la gamme de ratio de vitesse	134
4.2.1	Validation d'un modèle numérique	134
4.2.2	Étude paramétrique de la topologie du jet	137
4.3	Caractérisation dynamique de l'interaction pour les quatre types de jets et comparaison	139
4.3.1	Spécificités de la campagne d'essais	139
4.3.2	Étude de l'interaction jet couche limite pour les quatre types d'actionneurs	143
4.3.3	Comparaison de l'effet des actionneurs sur les champs moyens de vitesse	168
4.3.4	Bilan de l'effet des actionneurs sur l'écoulement	174
4.4	Synthèse	175

4.1 | Étude préliminaire de l'interaction jet - couche limite

L'objectif de cette partie est de caractériser la couche limite dans les deux souffleries d'étude, en vue d'une part de vérifier l'analogie des souffleries en termes de profils de vitesse et de turbulence, et d'autre part d'obtenir la caractérisation de la couche limite en elle-même ainsi que la gamme de vitesse de soufflerie la plus adaptée à l'étude. Pour cela le montage présenté dans le [chapitre 2](#) est placé successivement dans la veine de la soufflerie de couche limite fil chaud, puis dans la soufflerie de couche limite PIV, pour y effectuer des mesures de vitesse en utilisant respectivement la sonde fil chaud montée sur bras motorisé, et le montage optique de PIV. Les premiers résultats des champs de vitesse acquis lors de l'interaction entre le jet continu et une couche limite turbulente y sont présentés.

4.1.1 | Caractérisation de l'écoulement de couche limite

Comme défini dans le [chapitre 2](#), les deux souffleries de couche limite sont identiques d'un point de vue motorisation et géométrie. Pour vérifier que les écoulements sont également identiques, des sondages de couche limite sont effectués dans les sections où les jets seront placés. Ces mesures permettent de définir les profils de vitesse en proche paroi, ainsi que les niveaux de turbulence. Pour la comparaison une vitesse de $U_\infty = 30 \text{ m/s}$ est utilisée, et la [FIG. 4.1](#) représente les profils de vitesse moyenne et d'intensité de turbulence de la soufflerie SCL-FC mesurés à l'aide d'un fil chaud simple, et ceux de la soufflerie SCL-PIV effectués par mesures PIV.

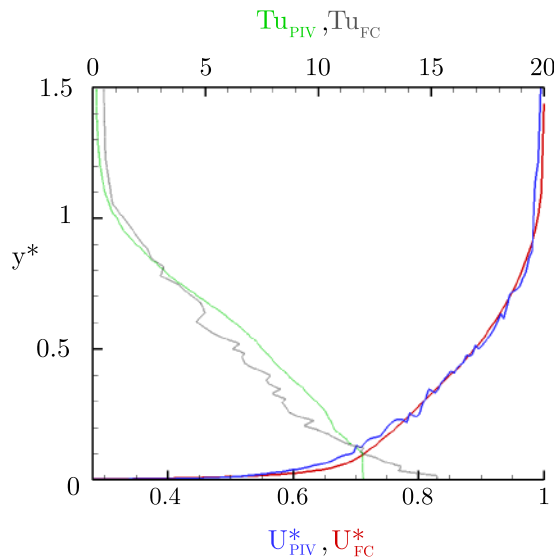


FIGURE 4.1 – Comparaison des profils de vitesse moyenne (en temps) et d'intensité de turbulence entre les deux souffleries de couche limite (FC et PIV)

Les quantités relatives à la vitesse sont adimensionnées par la vitesse en milieu de veine ($U^*=U/U_\infty$). Les distances à la paroi sont adimensionnées par l'épaisseur de couche limite ($Y^*=Y/\delta$) et le taux de turbulence correspond à l'écart-type de la vitesse locale exprimée en pourcentage de la vitesse locale moyennée en temps ($Tu=100 \times U_{RMS}/\bar{U}$). L'épaisseur de couche limite est définie par $u(\delta) = 99\% \times U_\infty$. L'épaisseur de quantité de mouvement est définie par :

$$\Theta = \int_0^\delta \frac{U(y)}{U_\infty} \left(1 - \frac{U(y)}{U_\infty}\right) dy$$

Le coefficient de frottement pariétal est défini à l'aide de la formule de Coles-Fernholtz :

$$c_f = 2 \left[\frac{\ln(Re_\Theta)}{K} + C \right]^{-2}$$

avec $K = 0.384$ et $C = 4.127$.

La vitesse de frottement pariétal peut alors être définie par $u_\tau = U_\infty \sqrt{\frac{c_f}{2}}$. Le [tableau 4.2](#) montre une comparaison de ces caractéristiques pour les deux souffleries.

SCL	Re	δ (mm)	θ (mm)	Re_θ	c_f	u_τ (m/s)
FC	5×10^5	28.7	0.003	5103	0.003	1.14
PIV	5×10^5	25.1	0.002	3550	0.003	1.18

FIGURE 4.2 – *Données comparatives entre les souffleries FC et PIV concernant les caractéristiques de couche limite*

A la lumière de ces deux figures, il est possible de comparer les écoulements des deux souffleries. Les contraintes géométriques et d'accès optique imposent de se placer à une distance différente du dispositif de déclenchement de couche limite dans chacune des souffleries. Cela explique une légère variation de l'épaisseur de couche limite malgré un Reynolds équivalent. Cette différence de couche limite peut être considérée comme non impactante sur la capacité à comparer les résultats dans les deux souffleries. En effet, en adimensionnant les profils de couche limite, ceux-ci sont parfaitement superposables, et les niveaux de turbulence sont comparables. L'adimensionnement est effectué de la manière suivante : la distance à la paroi y est adimensionnée par l'épaisseur de couche limite δ , la vitesse $U(y)$ par la vitesse en milieu de veine U_∞ , et les écarts types de la vitesse $U_{RMS}(y)$ sont exprimés en pourcentage de la vitesse moyennée en temps sur l'échantillon $\bar{U}(y)$. Les résultats des sondages de couche limite dans les deux souffleries à 30 m/s ([FIG. 4.1](#)) montrent des profils de couche limite turbulente établie. Cependant pour être dans de telles conditions (profil de vitesse adimensionnée et de turbulence), il est nécessaire de faire fonctionner la soufflerie au delà d'une certaine vitesse. En dessous de cette vitesse, le dispositif de déclenchement de couche limite n'est plus efficace, et la couche limite obtenue en veine sera de moins bonne qualité. Pour déterminer cette

vitesse de soufflerie minimale, et donc la fourchette d'utilisation potentielle de la soufflerie, une étude paramétrique est effectuée. Des profils de vitesse moyenne et d'intensité de turbulence sont effectués au fil chaud simple dans la soufflerie SCL-FC, dans la section utilisée pour les essais. Ces sondages sont effectués dans le plan médian ($Z=20$ mm dans le repère défini sur la FIG. 2.15). Les mesures sont faites dans la veine au dessus d'une plaque plane sans la présence de la fente de soufflage, mais à une position correspondant à $X=0$ mm (soit 5 mm en amont de la position de la fente). Les sondages commencent à $Y=0.5$ mm de la paroi et vont jusqu'à $Y=35$ mm de la paroi. La vitesse de la soufflerie est représentée par la vitesse au centre de la section de la soufflerie, et est mesurée avec une sonde Pitot branchée sur le micromanomètre. Pour cette étude paramétrique, 8 valeurs de vitesse de veine sont utilisées entre 10 m/s et 41 m/s. Les profils de vitesse adimensionnée sont tracés en courbes rouges, et les profils de turbulence sont tracés en barres horizontales grises sur la FIG. 4.3. Tous les profils ainsi obtenus sont également superposés sur un même graphique en bas de la FIG. 4.3 (vitesse adimensionnée à gauche et turbulence à droite), en respectant le code couleur défini au centre de la figure.

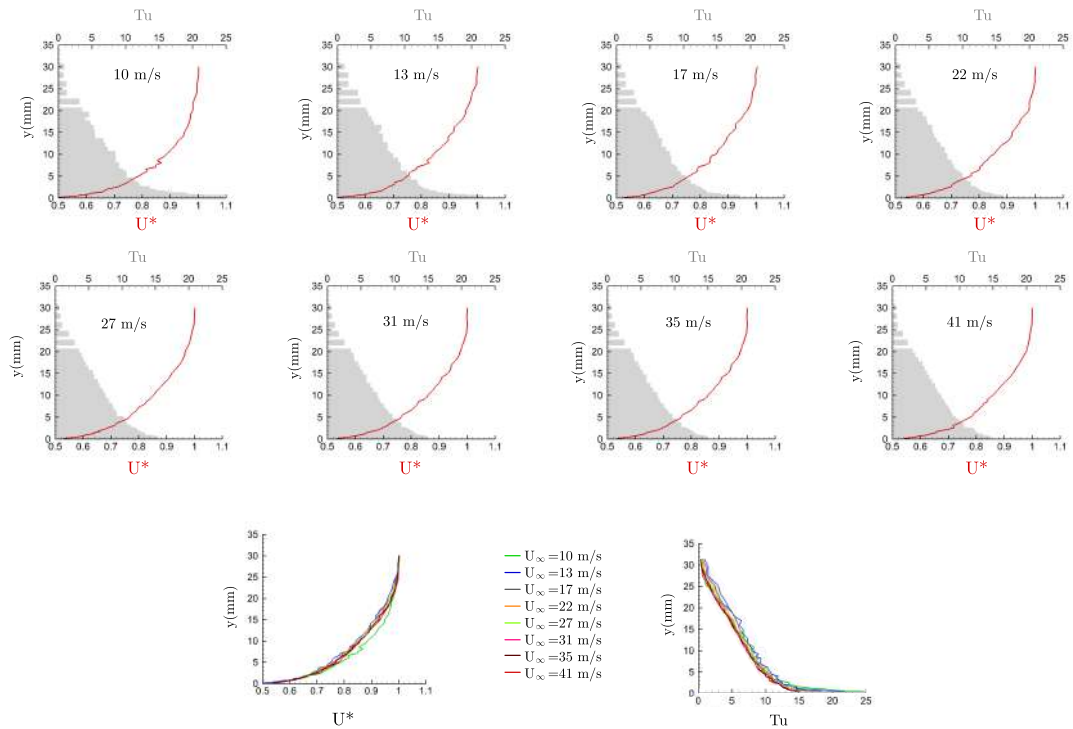


FIGURE 4.3 – Évolution des profils de vitesse moyens et d'intensité de turbulence de la couche limite pour différentes vitesses de veine en SCL-FC

Les profils de vitesse adimensionnée sont de forme identiques et suivent la même loi quelque soit la vitesse de la soufflerie. De légères variations sont néanmoins

observées pour les faibles vitesses (de 10 m/s à 17 m/s) dues à des problèmes de stabilité de la soufflerie à basse vitesse. De plus au delà d'une certaine vitesse, la capacité à obtenir une intensité de turbulence en proche paroi identique est réduite. Cette étude paramétrique montre donc que pour avoir des profils de couche limite turbulente ayant les mêmes propriétés (niveau de turbulence, forme des profils de vitesse adimensionnée), l'intervalle des vitesses U_∞ le plus pertinent doit être compris entre 17 m/s et 30 m/s.

En conclusion les caractéristiques de couche limite en SCL-FC permettent de valider la qualité de celle-ci et de préciser la gamme de vitesse la plus pertinente pour les futurs essais. D'autre part les deux souffleries (SCL-FC et SCL-PIV) présentent également des similitudes suffisantes (en termes de couche limite) pour envisager des essais dans l'une ou dans l'autre soufflerie en gardant malgré tout à l'esprit les légères variations d'épaisseur de couche limite observées.

4.1.2 | Sensibilisation aux implications du choix des rapports de vitesse jet-couche limite

Les écoulements induits par les différents actionneurs sont connus grâce à la caractérisation dynamique de chaque actionneur effectuée dans le [chapitre 3](#). Ces caractérisations ont permis de mettre en évidence notamment les intervalles de vitesse de jet à la sortie de la fente pour chaque actionneur (excepté pour le jet synthétique qui n'est utilisé que dans une seule configuration).

L'écoulement de la couche limite est également connu (profils de vitesse et de turbulence présentés en [§4.1.1](#)), et on sait que la vitesse de soufflerie la plus adaptée est comprise entre 17 m/s et 30 m/s.

Lors de la mise en interaction des écoulements induits par chaque actionneur et l'écoulement de couche limite dans la soufflerie, deux paramètres doivent être choisis : la vitesse de jet de l'actionneur (représentée par U_{jet} , le maximum en espace et en temps), et la vitesse moyenne dans la soufflerie (U_∞ pris en milieu de veine). Ces deux choix peuvent être quantifiés réciproquement par un seul paramètre, le ratio de vitesse $VR = \frac{U_{jet}}{U_\infty}$. Sans données de référence pour justifier un quelconque choix de VR, une première campagne d'essais est effectuée en sélectionnant arbitrairement deux VR considérés comme extrêmes. Le premier cas est celui d'un $VR=2$, atteint en utilisant une vitesse de soufflerie de 30 m/s, ce qui induit une épaisseur de couche limite de $\delta = 28 \text{ mm}$, et un jet pulsé à 60 m/s avec une fréquence de 100 Hz sur un signal carré de rapport cyclique 50%. Le deuxième cas est celui d'un $VR=25$, atteint en utilisant une vitesse de soufflerie de 5 m/s (avec une couche limite de relativement mauvaise qualité) et une vitesse de jet continu de 125 m/s. Ce cas est en fait celui du VR maximum atteignable avec le matériel utilisé.

Les deux paragraphes suivants présentent les résultats de ces mesures exploratoires, et plusieurs cas intermédiaires sont tracés dans l'[Annexe C.1](#) sur la [FIG. C.1](#).

Interaction jet pulsé - couche limite à faible ratio de vitesses

Le cas du faible ratio de vitesse correspond à un cas de $VR=2$, atteint à l'aide d'un jet pulsé à 100 Hz (rapport cyclique 50%) avec une vitesse de jet de 60 m/s, mis en interaction avec une couche limite d'épaisseur $\delta = 28 \text{ mm}$ avec $U_\infty = 30 \text{ m/s}$. Les mesures fil chaud effectuées dans ces conditions sont présentées en FIG. 4.4. Trois sondages au fil chaud sont effectuées dans le plan $Z=20 \text{ mm}$. Le premiers est placé à la sortie de fente (ici on notera cette position $X=0 \text{ mm}$), le deuxième est placé à $X=30 \text{ mm}$ ($1 \times \delta$), et le troisième est placé à $X=75 \text{ mm}$ ($2.5 \times \delta$). Les profils de vitesse moyenne (en temps) adimensionnée $U^* = \frac{\bar{U}}{U_\infty}$ sont tracés en rouge (sur l'axe du bas), et les profils d'intensité de turbulence sont tracés en barres grises (sur l'axe du haut). Les distances à la paroi sont adimensionnées par l'épaisseur de couche limite.

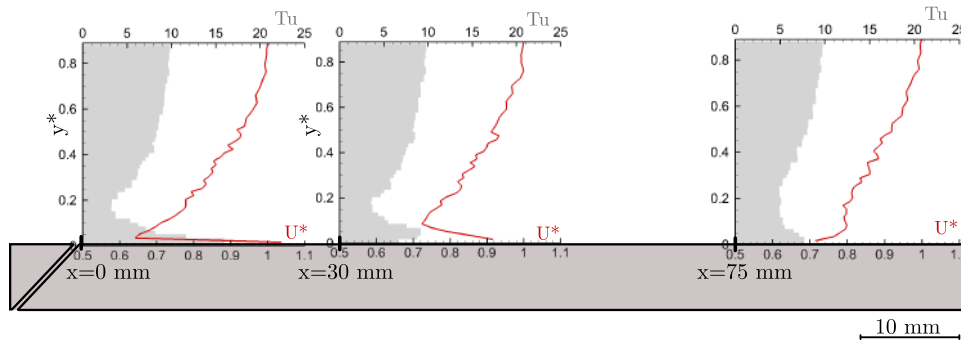


FIGURE 4.4 – Mesures au fil chaud du cas préliminaire - (jet pulsé $f=100 \text{ Hz}$, $VR=2$)

Le champ de vitesse moyenne obtenu à l'interaction entre ce jet pulsé à 100 Hz et le profil de couche limite, avec un $VR=2$, montre un jet pariétal confiné en proche paroi. De par la position du premier point de mesure au fil chaud, placé à 0.5 mm de la paroi, le pic de vitesse de jet n'est pas mesuré. A la sortie de la fente le jet n'impacte le profil de couche limite que sur une épaisseur de $y^* = 0.048$. Cette épaisseur impactée s'élargit jusqu'à une épaisseur de $y^* = 0.95$ à $X=30 \text{ mm}$ ($1 \times \delta$). Le jet perd rapidement en intensité de vitesse car à $X=75 \text{ mm}$ ($2.5 \times \delta$), l'effet du jet n'est presque plus visible sur le profil de vitesse. Cette perte énergétique du jet est également visible sur le pic de turbulence dans le jet (qui est le pic capturé, et non pas le pic réel qui est lui trop proche de la paroi pour être capturé). Il passe de 16% à $X=0 \text{ mm}$ à 8% à $X=75 \text{ mm}$. Cela montre que le jet induit à ce ratio de vitesse n'est pas pénétrant dans la couche limite, et reste confiné en région de proche paroi dans toute la zone d'intérêt. Dans ces conditions la vitesse de jet ne peut être captée efficacement, et la zone d'interaction entre le jet et la couche limite ne peut pas être définie. Le jet étant confiné en proche paroi dans une épaisseur d'environ 1 mm, les mesures effectuées dans les mêmes conditions par PIV ne permettent pas d'observer la présence du jet ou son effet sur la couche limite. Les résultats des mesures PIV ne sont donc pas présentées. L'impossibilité de capturer le pic du jet et la zone d'interaction entre le jet et la couche limite

montrent que le ratio de vitesse $VR=2$ est trop faible dans le contexte de cette étude.

Interaction jet continu - couche limite à fort ratio de vitesses

Le deuxième cas exploratoire correspond à un $VR=25$ et est étudié en mettant en interaction un jet continu de 125 m/s avec un écoulement de veine de 5 m/s. L'objectif est ici de s'assurer qu'en augmentant le ratio de vitesse il est possible d'obtenir une topologie de jet adaptée à cette étude, à savoir obtenir une zone d'interaction suffisamment épaisse pour pouvoir y effectuer des mesures fil chaud ou PIV. Pour ce faire des mesures de champs de vitesse pour un $VR=25$ sont réalisées à l'aide de mesures PIV, effectuées dans le plan médian $Z=20$ mm. Ce plan a pour dimensions 62 mm suivant l'axe Y et 120 mm suivant l'axe X. L'origine du repère de l'axe X est centrée sur la mire d'étalonnage, et dans ces conditions la fente de soufflage se trouve à $X = -30$ mm. Pour des raisons de réflexion le champ de mesure ne commence qu'à 1 mm de la paroi (dans la direction Y). La résolution spatiale est de 2 mm suivant la direction Y et de 3 mm suivant la direction X. La fréquence d'acquisition est de 1 kHz. Pour une telle mesure (fort gradient de vitesse), le réglage de l'intervalle de temps Δt optimal est de 10 ms. Le champ de vitesse moyenne obtenu est représenté sur la FIG. 4.5 (à droite), et une image brute est donnée à titre d'exemple sur la FIG. 4.5 (à gauche). Ce cas $VR=25$ met en évidence une typologie de jet totalement différente du cas $VR=2$. Le jet est pénétrant, ce qui rend possible les mesures à l'intérieur de la zone d'interaction. La forte accélération en proche paroi crée une dépression, et les lignes de courant en amont de la fente et loin de la paroi sont impactées également : elles sont attirées vers la paroi afin de compenser la dépression. Ces effets sont peu visibles sur le champ de vitesse (FIG. 4.5 à droite), mais sont bien visibles sur la FIG. 4.5 à gauche qui est une image brute de l'écoulement dans la veine,ensemencé et éclairé par la nappe laser, dans les mêmes conditions.

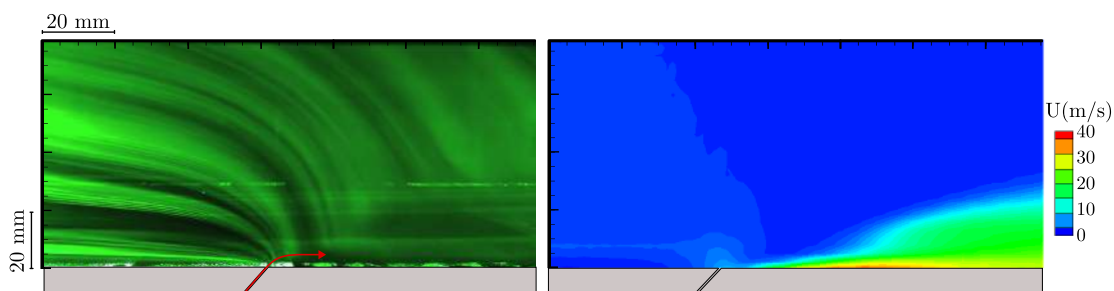


FIGURE 4.5 – *Mesure exploratoire en PIV pour le cas du jet continu à $VR=25$ (champ de vitesse à droite et image brute à gauche)*

Ces mesures permettent de confirmer que le jet obtenu avec un $VR=2$ est confiné en proche paroi à cause d'un ratio de vitesse trop faible et non d'une mauvaise conception géométrique de l'interface. Ces mesures servent également à mettre en lumière une difficulté métrologique : les actionneurs fluidiques utilisés ainsi

que la faible section de la fente du capot ($0.5 \text{ mm} \times 30 \text{ mm}$) ne permettent pas d'ensemencer le jet avant son injection dans la veine sans altérer le fonctionnement de l'actionneur ou sans encrasser la fente de soufflage. Seul l'écoulement principal est ensemencé à l'aide du dispositif équipant la soufflerie. Or avec les forts gradients de vitesse et le débit élevé qui est injecté, les particules présentes dans l'écoulement principal sont soufflées par le jet. Celles-ci sont donc présentes sur l'enveloppe de jet, mais leur densité est très faible à l'intérieur de celui-ci. Pour cette raison les informations de vitesse à l'intérieur du jet obtenu par PIV ne sont pas fiables. Elles sont existantes artificiellement de par les algorithmes de reconstruction appliqués lors du traitement des données mais il s'agit alors d'interpolations successives sans sens physique. C'est pour cette raison que la [FIG. 4.5](#) montre un cœur de jet avec des vitesses d'à peine 25-30 m/s. Pour cette raison les mesures par PIV ne seront pas utilisées dans la campagne d'essai. Ces deux essais à $VR=2$ et $VR=25$ montrent donc deux configurations différentes : le premier montre un jet confiné en proche paroi, et ne permet pas d'avoir accès aux informations nécessaires à la compréhension de la dynamique d'interaction entre le jet et la couche limite. Le deuxième cas montre un jet fortement pénétrant et permet de mettre en lumière les limitations des techniques métrologiques optiques nécessitant un écoulement ensemencé. Fort de ce nouveau cahier des charges, l'objectif est de définir des ratios de vitesse permettant d'étudier l'interaction jet - couche limite dans le contexte du contrôle d'écoulement. Pour cela une étude paramétrique de la topologie du jet continu en fonction du ratio de vitesse est effectuée.

4.2 | Choix de la gamme de ratio de vitesse

Suite aux mesures préliminaires précédentes, montrant un jet pariétal confiné en proche paroi pour un faible ratio de vitesse U_{jet}/U_{∞} , et un jet pénétrant pour un ratio très élevé, le choix de ratios intermédiaires s'impose. Un ratio trop élevé perd son intérêt dans un contexte applicatif de contrôle actif des écoulements. Un ratio trop faible ne permet pas d'observer suffisamment finement le jet pénétrant la couche limite compte tenu des limitations spatiales des méthodes de mesures expérimentales. En effet, il est difficile techniquement d'effectuer des mesures fil-chaud ou PIV en très proche paroi. Or à faible ratio de vitesse la zone contenant les informations intéressantes pour l'étude de la dynamique de l'interaction se trouve à moins de 0.5 mm de la paroi. Pour cette raison un modèle numérique est utilisé afin d'étudier la topologie d'un jet continu pour plusieurs ratios de vitesses, et ainsi déterminer quel ratio serait pertinent pour nos futures campagnes de mesure expérimentales.

4.2.1 | Validation d'un modèle numérique

Le matériel utilisé permet d'effectuer des essais avec un ratio de vitesse allant de 1 à 7 en conservant de bonnes conditions de couche limite turbulente établie. Afin d'explorer cette gamme de VR , un modèle numérique est utilisé. En effet l'utilisation d'un calcul CFD pour effectuer cette étude paramétrique permet de minimiser le temps de mesure. Le cas de l'interaction entre le jet continu et la

couche limite est un cas stationnaire et représentatif du problème d'optimisation posé. C'est donc cette situation qui est utilisée pour l'étude paramétrique. Ce paragraphe présente les caractéristiques et les détails de la modélisation numérique sous OpenFoam, puis montre la validation du modèle sur l'ensemble des VR étudiés. Pour cela deux cas particuliers sont traités ; $U_{jet}/U_{\infty} = 2$ et $U_{jet}/U_{\infty} = 6.3$. Pour ces deux cas de validation, des mesures expérimentales sont réalisées, et comparées aux simulations numériques.

Description du modèle numérique

Le modèle numérique utilisé pour cette étude paramétrique est implémenté à l'aide du code OpenFoam. Le choix s'est porté sur une modélisation de type LES (Large Eddy Simulation) afin de simuler les grandes structures de l'écoulement. L'intérêt ne se portant que sur la topologie du jet et sa zone d'interaction avec la couche limite, un modèle stationnaire est choisi en utilisant le solver SimpleFoam avec un modèle de turbulence $k - \epsilon$. La mise en données de la simulation se fait en injectant des modélisations des profils de vitesse obtenus expérimentalement à l'entrée du domaine (profil de couche limite), et à la sortie du jet (profil de vitesse du jet sous forme de profil paramétrable schématisé sur la FIG. B.1 en annexe B). Ces conditions aux limites sont illustrées sur la FIG. 4.6.

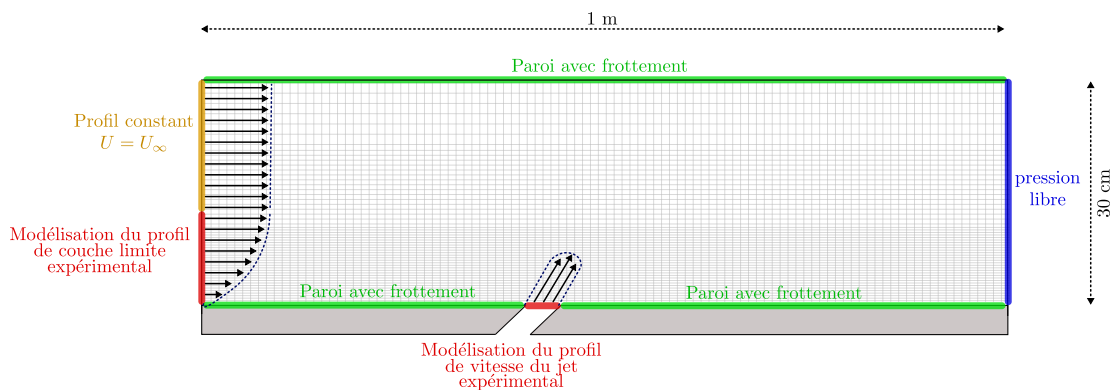


FIGURE 4.6 – Conditions aux limites et mise en données de la simulation

Les détails de maillage, ainsi que de modélisation et de mise en donnée des profils de vitesse sont détaillés en annexe B.

Validation du modèle numérique

Pour valider le modèle numérique sur un grand intervalle de VR, deux valeurs extrêmes sont choisies. Ces valeurs doivent permettre d'une part d'effectuer des mesures expérimentales et d'autre part d'obtenir un calcul convergé. Pour la valeur minimale du ratio de vitesse, un $VR=2$ est choisi, obtenu avec une vitesse de jet $U_{jet} = 60m/s$ et une vitesse en veine de $U_{\infty} = 30m/s$. Avec ces valeurs le profil de vitesse du jet est paramétré (largeur des zones de cisaillement à 0.2

mm, et $U_{pic} = U_{jet} = 60 \text{ m/s}$, et le profil de couche limite en entrée de domaine l'est également. Pour cela un sondage au fil chaud est effectué dans la veine avec $U_{\infty} = 30 \text{ m/s}$. Le profil de vitesse adimensionnée ainsi obtenu est approché à l'aide de la fonction $y(\text{mm}) = 0.1187 \times \ln(U^*) + 0.5692$ (avec $U^* = U(y)/U_{\infty}$). Cette équation est utilisée pour déterminer la vitesse en entrée de domaine sur les 30 premiers millimètres au dessus de la paroi inférieure, le reste étant imposé à 30 m/s. La couche limite sur la paroi supérieure est peu intéressante et n'a que peu d'impact sur l'étude du jet, elle n'est donc pas prise en compte et s'établira par elle même (de l'ordre du millimètre).

Pour la valeur maximale du ratio de vitesse, un $VR=6.3$ est choisi. Il est obtenu avec $U_{jet} = 95 \text{ m/s}$ et $U_{\infty} = 15 \text{ m/s}$. Pour ce cas là le profil de couche limite expérimental est injecté sur 26.1 mm avec l'équation $y(\text{mm}) = 0.1002 \times \ln(U^*) + 0.6297$, le reste étant imposé à 15 m/s.

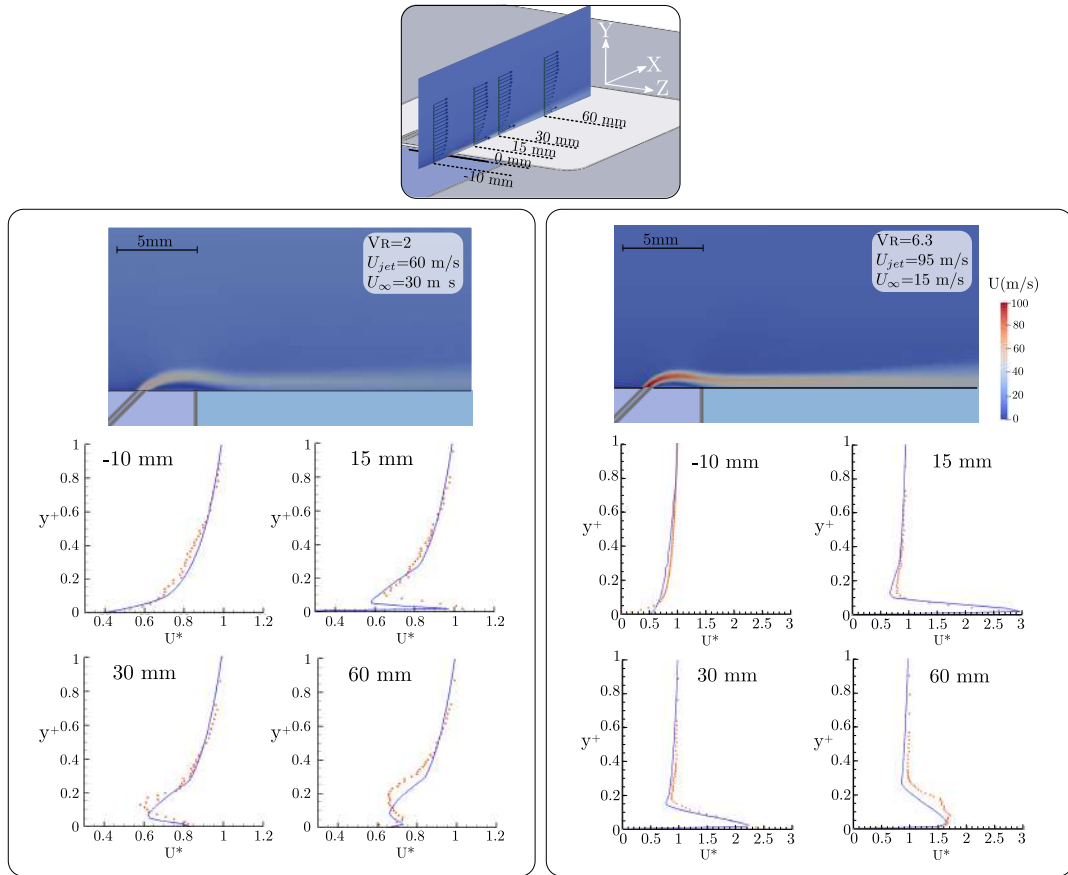


FIGURE 4.7 – Comparaison des profils de vitesse moyens (CFD en trait plein, expérimental en pointillés) pour deux VR en vue de valider la simulation

Comme le montre la FIG. 4.7, les profils de vitesse obtenus par le calcul numérique (en trait plein bleu), se superposent relativement bien avec les données

expérimentales (points rouges) sur toute la zone d'intérêt (de 10mm en amont de la fente, et jusqu'à 60mm en aval, et sur l'épaisseur de couche limite). Les vitesses sont adimensionnées par la vitesse en milieu de veine, et les distances à la paroi par l'épaisseur de couche limite.

4.2.2 | Étude paramétrique de la topologie du jet

Pour l'étude paramétrique, la vitesse U_∞ est conservée constante à 20 m/s. A cette vitesse le profil de couche limite peut être modélisé par $y(mm) = 0.101 \times \ln\left(\frac{U(y)}{\delta}\right) + 0.6297$, sur une épaisseur de 24 mm. Le paramètre de l'étude est le ratio de vitesses (VR) variant de 1 à 7, en effectuant une simulation par pas de 1 VR. Les quantités habituellement utilisées pour quantifier l'effet d'un jet sur un écoulement (longueur de pénétration (Saghravani et Ramamurthy, 2010), taille du cœur de jet (Eroglu et Breidenthal, 2001), taux de dissipation scalaire (Souloupoulos *et al.*, 2015)...) ne sont pas adaptées dans ce cas. En effet, l'objectif de cette étude paramétrique est non pas de quantifier l'impact du jet sur l'écoulement, mais de quantifier sa mesurabilité avec les méthodes développées dans cette thèse (notamment la reconstitution par mesures au fil chaud présentée en §2.4.1). Pour comprendre la dynamique d'interaction entre le jet et la couche limite, il est nécessaire de pouvoir effectuer plusieurs mesures au fil chaud dans la zone d'interaction. Des paramètres représentatifs de cette problématique, et définissables à partir des données numériques ainsi que des données expérimentales, sont schématisés sur la FIG. 4.8), et définis comme suit :

- La distance à la paroi correspondant au maximum de vitesse pris à une distance de 15 mm en aval de la fente (à la verticale des capteurs pariétaux placés à $0.5 \times \delta$ en aval de la fente). Cette distance est définie par l'angle formé par la droite reliant la fente et le maximum de vitesse du jet avec la surface de la paroi, adimensionné par l'angle d'inclinaison de la fente :

$$A_j^* = \frac{\text{Arctan}\left(\frac{Y(U_{pic})}{0.5 \times \delta}\right)}{45}$$

- l'épaisseur d'interaction du jet avec la couche limite, pris à une distance de 15 mm en aval de la fente, adimensionné par l'épaisseur de couche limite. Cette épaisseur est définie par la distance entre la paroi et le point d'intersection entre le profil de vitesse avec jet, et le profil de vitesse sans jet (profil de couche limite).

$$E_i^* = \frac{Y_\Delta}{\delta}$$

avec Y_Δ la distance à la paroi à partir de laquelle le profil de vitesse sans jet est superposable au profil de vitesse avec jet. En d'autres termes il s'agit de l'épaisseur de la zone dans laquelle le jet modifie l'écoulement de couche limite.

Ces deux paramètres sont sélectionnés dans cette étude paramétrique car ils permettent de quantifier la capacité à mesurer des informations au fil chaud. Un jet avec un angle trop faible ou une épaisseur de pénétration trop faible ne permettra

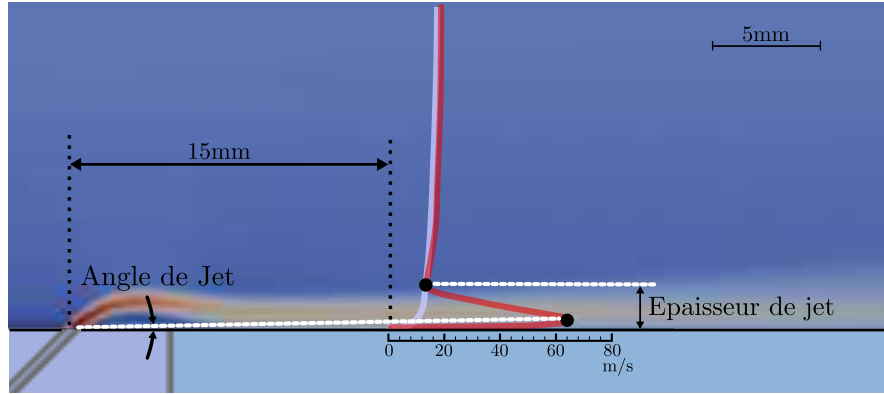


FIGURE 4.8 – Définition des quantités d'intérêt pour l'étude paramétrique

pas d'effectuer plusieurs mesures dans la zone d'intérêt. Et un jet avec un angle élevé ou une épaisseur de pénétration importante pourrait être synonyme de ratio de vitesse élevé, ce qui fait perdre la pertinence de l'étude dans le contexte de contrôle des écoulements.

Ainsi l'étude paramétrique visant à optimiser le choix du VR pour la campagne d'essai est présentée sur la FIG. 4.9. L'enjeu est ici de choisir les VR pour lesquels nous serons en capacité d'effectuer des mesures au fil chaud à l'intérieur du jet et de l'interface entre le jet et la couche limite. Les mesures fil chaud peuvent être effectuées de façon fiable à partir d'une distance à la paroi de 0.5 mm ce qui correspond à $0.017 \times \delta$. A 15 mm en aval de la fente, pour que le maximum de vitesse de jet puisse être mesurable, il est nécessaire que celui-ci se trouve à une distance supérieure à $0.017 \times \delta$ de la paroi, ce qui correspond à la condition $A_j^* > 0.04$. De plus, le pas classique pour effectuer les sondages fil chaud est de 0.2 mm en proche paroi. En s'imposant la condition d'avoir au moins 5 points de mesure à l'intérieur de la zone d'interaction, il faudrait que cette zone ait une épaisseur d'au moins 1.5 mm ($0.5 + (5 \times 0.2)$), ce qui correspond à une $E_i^* > 0.05$. La FIG. 4.9 montre qu'aucun VR n'est capable de satisfaire ces deux conditions. Nous décidons donc de traiter ces deux conditions indépendamment, ce qui signifie que nous choisirons deux VR pour la suite de l'étude.

Nous reportons donc dans un premier temps la condition $A_j^* > 0.04$ sur la FIG. 4.9. Le ratio entier le plus proche est le cas VR=4, permettant d'avoir un $A_j^* \simeq 0.039$, avec un $E_i^* \simeq 0.044$. Il serait tentant de sélectionner un VR plus faible permettant d'augmenter d'avantage A_j^* , mais cela aurait pour conséquence de faire chuter de façon drastique E_i^* .

Nous reportons ensuite la condition $E_i^* > 0.05$ sur la FIG. 4.9. Le VR permettant de s'approcher le plus de cette condition est le cas VR=6, permettant d'obtenir un $A_j^* \simeq 0.033$, avec un $E_i^* \simeq 0.048$. Il serait possible d'atteindre un E_i^* plus important en augmentant encore le VR, cependant si $VR > 6$, les coefficients de quantité de mouvement deviennent trop importants ($> 20 \times 10^{-3}$) pour être représentatifs d'un cas de contrôle applicatif.

A la vue des résultats de l'étude préliminaire, les topologies de soufflage du jet pulsé

et du jet continu semblent être équivalentes en termes d'angle de jet et d'épaisseur de jet. Les résultats obtenus sur la FIG. 4.9 sont donc utilisables pour le jet pulsé et le jet continu. Pour étudier les cas $VR=4$ et $VR=6$, on utilise une vitesse de jet de 120 m/s (correspondant à une pression d'alimentation de l'actionneur de 5 bars), et des vitesses de soufflerie de 30 m/s et 20 m/s respectivement.

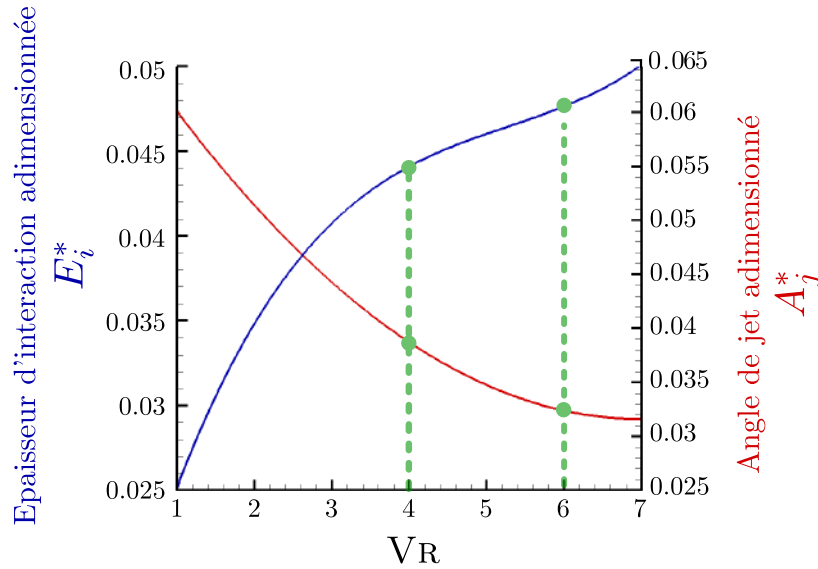


FIGURE 4.9 – Évolution de l'épaisseur et de l'angle de jet adimensionnés en fonction du ratio de vitesse (résultats numériques)

4.3 | Caractérisation dynamique de l'interaction pour les quatre types de jets et comparaison

Ce paragraphe détaille les résultats obtenus lors des essais faisant intervenir les actionneurs fluidiques avec un vent relatif. Pour cela la stratégie employée ainsi que les résultats obtenus pour chacun des actionneurs sont exposés. Une comparaison qualitative et quantitative des champs de vitesse moyenne est ensuite présentée. Un bilan des mécanismes associés à chaque actionneur est finalement proposé.

4.3.1 | Spécificités de la campagne d'essais

Montage expérimental

Le montage expérimental utilisé dans la veine de la soufflerie de couche limite est le même que celui présenté dans le chapitre 2, c'est à dire avec une interface géométrique identique d'un cas à l'autre (excepté pour l'actionneur à jet balayant qui a sa propre interface afin de garantir son bon fonctionnement). Les variations

souhaitées d'un cas à l'autre sont donc de trois types :

- la nature du jet
- la vitesse de la soufflerie
- les réglages spécifiques propres à chaque actionneur.

Les mesures sont effectuées avec le fil chaud simple de couche limite sur la même grille de mesure que celle utilisée dans le [chapitre 3](#), formant un volume de mesure de 80 mm suivant X, 40 mm suivant Z, et 30 mm suivant Y. Ce volume est centré sur la fente de soufflage sur l'axe Z, et est placé sur l'axe X de sorte que la fente se trouve à X=5 mm. Faisant suite aux résultats obtenus en [§4.2.2](#) et dans le [chapitre 3](#), les réglages des actionneurs ainsi que les vitesses de la soufflerie sont choisis. Ces réglages sont résumés sur la [FIG. 4.10](#) en utilisant les notations suivantes :

U_{jet} est la vitesse maximale de jet

VR sont les ratios de vitesse $\left(\frac{U_{jet}}{U_{\infty}}\right)$

$\dot{Q}R$ sont les ratios de débit

c_{μ} sont les coefficients de quantité de mouvement (défini en [§1.1.4](#)). Pour calculer ces grandeurs il est nécessaire de définir les débits et les vitesses utilisés pour chaque actionneur, c'est à dire :

- le débit massique, mesuré en entrée d'actionneur pour le jet continu et balayant
- le débit massique moyen, calculé sur un cycle de travail pour le jet pulsé
- la somme débit aspiré + débit soufflé, utilisée pour le jet synthétique
- la surface de référence, représentative de l'échange de quantité de mouvement, choisie ici comme étant la surface de la plaque instrumentée.

Les essais du jet continu dans un écoulement relatif sont dimensionnés à l'aide de l'étude paramétrique basée sur les calculs numériques OpenFoam ([FIG. 4.9](#)). Les ratios de vitesses de 4 et 6 sont conservés afin d'avoir de la visibilité sur l'effet du ratio de vitesse sur l'interaction. Ils sont obtenus en conservant la vitesse du jet à 120 m/s et en variant la vitesse de la soufflerie (20 m/s et 30 m/s). Le jet pulsé est utilisé avec les mêmes ratios de vitesse en pulsant sur un signal carré de rapport cyclique 50% et à des fréquences de 75 Hz, 125 Hz et 175 Hz pour le VR=4, et de 50 Hz, 100 Hz et 150 Hz pour le VR=6. Ces fréquences sont choisies pour couvrir toute la gamme de fréquence de l'actionneur, en les répartissant sur les deux ratios de vitesse. Le jet synthétique est utilisé à la fréquence déterminée comme optimale lors des précédentes mesures avec cet actionneur (voir [FIG. 3.12](#)), c'est à dire pour une fréquence de 185 Hz, avec un signal carré de 1.75 V d'amplitude avant amplification. A la vue du faible coefficient de quantité de mouvement de cet actionneur seul le cas avec une vitesse de soufflerie de 20 m/s est conservé. Pour le jet balayant qui a un coefficient de quantité de mouvement plus faible, seule la vitesse de soufflerie de 20 m/s est utilisée. Une vitesse supérieure ne permettrait pas d'effectuer des mesures à l'intérieur du jet. Le système de synchronisation développé dans le [§3.3.5](#) étant très sensible aux variations de pression dans l'actionneur à jet balayant, des pressions d'alimentation faibles sont choisies pour cet actionneur. Cela permet de limiter les variations de la fréquence de balayage observées sur la [FIG. 3.23](#) et donc de rendre la reconstitution par approche conditionnelle plus fiable. Les fréquences de balayage obtenues sont de 456 Hz et 640 Hz.

Ces cas peuvent être répertoriés en fonction de leurs coefficients de quantité de mouvement et de leurs fréquences comme représenté sur la [FIG. 4.11](#).

Type de jet Vitesse U_∞	continu		pulsé		synthétique		balayant	
	U_{jet}	120 m/s	U_{jet}	120 m/s	U_{jet}	117 m/s	U_{jet}	51 - 81 m/s
20 m/s	VR	6	VR	6	VR	5.85	VR	2.55 - 4.04
	$\dot{Q}R (\times 10^{-3})$	1.01	$\dot{Q}R (\times 10^{-3})$	0.51	$\dot{Q}R (\times 10^{-3})$	NC	$\dot{Q}R (\times 10^{-3})$	0.50 - 0.76
	$c_\mu (\times 10^{-3})$	29.8	$c_\mu (\times 10^{-3})$	14.9	$c_\mu (\times 10^{-3})$	5.7	$c_\mu (\times 10^{-3})$	6.2 - 14.9
	f (Hz)	0	f (Hz)	50-100-150	f (Hz)	185	f (Hz)	456 - 640
	Maillage	3D	Maillage	3D	Maillage	2D	Maillage	3D
30 m/s	U_{jet}	120 m/s	U_{jet}	120 m/s				
	VR	4	VR	4				
	$\dot{Q}R (\times 10^{-3})$	0.68	$\dot{Q}R (\times 10^{-3})$	0.34				
	$c_\mu (\times 10^{-3})$	13.2	$c_\mu (\times 10^{-3})$	6.6				
	f (Hz)	0	f (Hz)	75-125-175				
	Maillage	3D	Maillage	3D				

FIGURE 4.10 – Tableau de synthèse des cas traités pour la caractérisation dynamique de l'interaction écoulement-actionneur

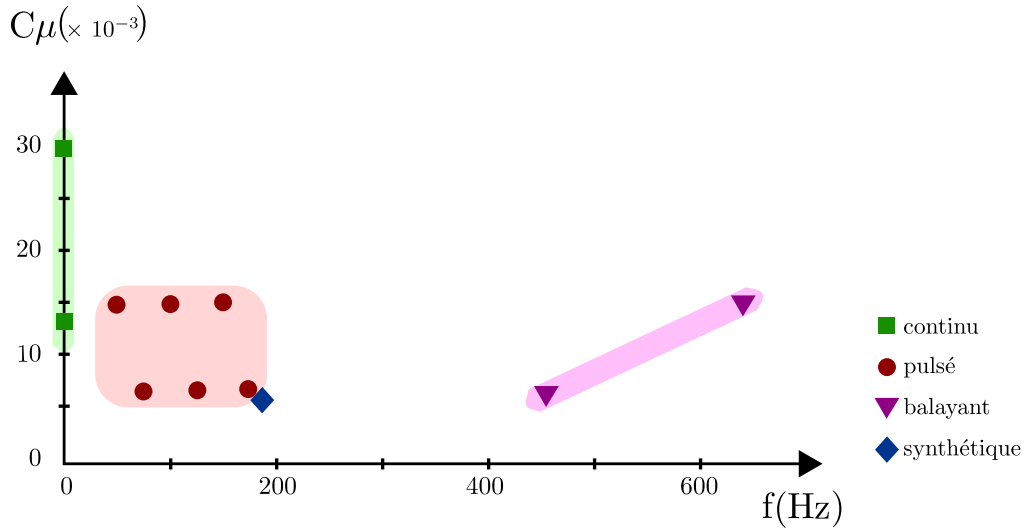


FIGURE 4.11 – Cartographie des cas étudiés en fonction de leurs coefficients de quantité de mouvement et de leurs fréquences d'actionnement

Cette cartographie permet de montrer que chaque actionneur fluide est basé sur une technologie différente, et donc permet d'avoir un couple fréquence - quantité de mouvement différent. Les quatre actionneurs choisis et les 11 cas d'études définis permettent de couvrir une grande zone comme on peut le voir sur cette cartographie. Cette zone est de plus représentative des cas les plus pertinents pour le contrôle d'écoulements dans le domaine du transport.

Traitement des mesures et reconstitution des champs de vitesse

Les données mesurées sont de deux types dans cette campagne d'essai :

- locales et résolues en temps pour les mesures au fil chaud dans le volume
- pariétales et résolues en temps pour les capteurs de pression et de frottement pariétaux.

L'approche conditionnelle est favorisée (par rapport à l'apprentissage par réseau de neurones) dans cette campagne étant donné le grand volume de données acquises. Les reconstitutions sont effectuées sur un cycle moyen obtenu en moyennant les périodes d'actionnement acquises pendant 2 secondes. Seule exception pour le jet balayant où une optimisation du nombre de périodes à utiliser est effectuée par essai erreur, aboutissant sur le nombre de 40 périodes pour le cas à 456 Hz et 30 périodes pour le cas à 640 Hz.

Afin de déterminer si les actionneurs ont un effet sur l'écoulement en proche paroi, la corrélation vitesse - capteur pariétal est utilisée. En effet les écoulements induits par les actionneurs ont un certain nombre de fréquences qui leur sont propres (lâchers tourbillonnaires, structures turbulentes, fréquence de forçage). Ces caractéristiques sont perceptibles dans une zone plus ou moins étendue selon

l'actionneur. Ainsi un fort taux de corrélation permet de souligner l'interaction de l'actionneur avec l'écoulement. Le coefficient de corrélation entre la vitesse en chaque point et chaque capteur pariétal est calculé à l'aide de la méthode détaillée en §2.4.3. Dans ce chapitre, le coefficient de corrélation utilisé est celui obtenu avec le capteur ayant le meilleur coefficient (parmi les 8 capteurs pariétaux utilisés). Une étude détaillant la contribution de chaque capteur à ces cartes représentant les maxima de corrélation est explicitée sur un cas particulier en annexe C.2. Elle permet de déterminer l'impact de la position et de la nature (frottement, pression) du capteur sur la qualité de sa corrélation avec le champ de vitesse. Les signaux des capteurs pariétaux sont traités afin de n'étudier que le caractère instationnaire (on retranche la moyenne et divise par l'écart-type). Aucune valeur associée aux grandeurs physiques ne sera donc donnée (u_τ en m/s ou p en Pa), de par la complexité d'étalonnage de ces capteurs, et de la difficulté à quantifier les offsets propres à chaque mesure (changement des conditions de mesure : pression atmosphérique, température,...). Afin de localiser les zones à fort niveau d'énergie dans les champs de vitesse, et également de mieux comprendre la topologie des jets et leur façon d'injecter l'énergie dans l'écoulement, une décomposition modale (POD) est utilisée. La méthode est décrite en §2.4.3 et permet d'obtenir une signature énergétique de l'interaction. La décomposition est effectuée suivant 30 modes, basée sur les champs de vitesse bidimensionnels extraits des reconstitutions 2D/3D effectuées par approche conditionnelle avec moyenne de phase.

4.3.2 | Étude de l'interaction jet couche limite pour les quatre types d'actionneurs

Topologie type d'un jet dans un écoulement

Pour étudier l'interaction entre les différents types de jets sélectionnés dans cette étude et le profil de couche limite, nous utilisons la méthode de reconstitution des champs de vitesse (2D ou 3D) basée sur des mesures effectuées au fil chaud simple. Ainsi, après reconstitution, le point de départ de l'analyse de la dynamique mise en jeu est un champ de modules de vitesse. La vorticité et les tourbillons créés à l'interaction des jets et de la couche limite peuvent donc être difficiles à identifier. Pour cette raison, nous listons sur la FIG. 4.12 (issu de (Fric et Roshko, 1994) et (Cambonie et Aider, 2014)) les principales structures tourbillonnaires qui sont typiquement form  es à l'interaction entre un jet et une couche limite, et que nous nous attendons à retrouver dans cette étude. Ces nouveaux éléments viennent s'ajouter à ceux déjà list  s dans l'étude de la topologie type d'un jet libre effectu  e sur la FIG. 3.6 en §3.3.1.

La pr  sence d'un écoulement ext  rieur va engendrer des gradients de vitesse et des zones de cisaillement suppl  mentaires comme le montre la FIG. 4.12. Dans un premier temps à la base du jet, du c  t  amont, se forme une premi  re structure qui va s'enrouler autour du jet prenant la forme d'un fer à cheval qui donne son nom à cette structure (en orange sur la FIG. 4.12). Ce tourbillon reste proche de la paroi et parall  le à l'écoulement principal. Ensuite, de par la pr  sence de l'écoulement principal, à la surface du jet, le gradient de vitesse créée une zone de cisaillement dans laquelle vont se former des tourbillons. Il est n  cessaire de diff  rencier les

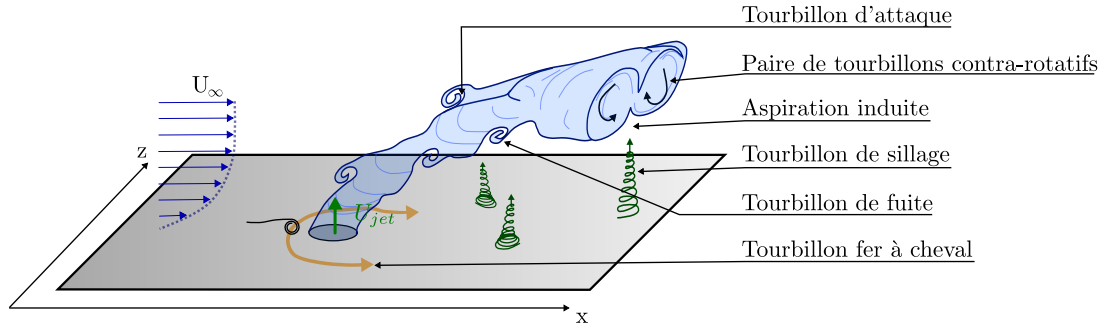


FIGURE 4.12 – Topologie type d'un jet dans un écoulement, issu de (Fric et Roshko, 1994) et (Cambonie et Aider, 2014)

tourbillons formés du côté "d'attaque" du jet, de ceux formés du côté "fuite", car ils n'ont pas le même sens de rotation. La paire de tourbillons contra-rotatifs déjà représentée sur la FIG. 3.6, va ici induire une zone de dépression qui, par aspiration, va créer des tourbillons de sillage (en vert sur la FIG. 4.12). Ceux-ci partent de la paroi et se dirigent vers la zone d'aspiration induite.

Ces différents types de tourbillons sont susceptibles de se former quelque soit le type de jet, et quelque soit la géométrie d'interface. Il est donc intéressant de garder à l'esprit ces différentes structures lors de l'analyse des champs de vitesse dans les prochains paragraphes.

Jet continu

Tout d'abord l'actionneur à jet continu est placé dans la veine de la soufflerie de couche limite SCL-FC. Le sondage au fil chaud simple (sur une grille de mesure tridimensionnelle) est effectué pour le cas $VR=6$ en utilisant une vitesse d'écoulement de 20 m/s et une vitesse de jet maximale de 120 m/s. Le jet continu étant stationnaire, seul les champs de vitesse moyenne ($\bar{U}$) et d'écart-type (U_{RMS}) sont mesurés. Les vitesses sont adimensionnées par la vitesse en milieu de veine et $\bar{U}^* = \frac{\bar{U}}{U_\infty}$. On définit le cœur de jet comme étant la zone où $\bar{U}^* \geq 1$, et l'enveloppe de jet comme étant la zone où $\bar{U}^* = 1.4$. L'enveloppe du jet continu peut être visualisée sur les champs moyens. La FIG. 4.13 montre le champ moyen de vitesse adimensionnée en 3D pour le cas $VR=6$. Sur les frontières du domaine la vitesse adimensionnée $\bar{U}^*$ est colorée du bleu au rouge. L'enveloppe du jet est matérialisée par une iso-surface définie par $U^* = 1.4$. Cette iso-surface est colorée en niveau de gris par l'écart-type de la vitesse.

Comme les mesures sont effectuées avec un fil chaud simple, il n'est pas possible d'obtenir la vorticité. Néanmoins les champs de vitesse peuvent révéler des informations globales sur la topologie du jet qui peuvent être comparées avec la littérature (Karagozian, 2014), (Mahesh, 2013) afin d'identifier les mécanismes dynamiques mis en jeu. Dans le cas du jet continu à $VR=6$ on peut par exemple observer que l'enveloppe de jet (l'iso-surface $\bar{U}^* = 1.4$) est constituée de deux structures tubulaires, placées sur les bords du jet (parallèles à l'axe X, et globalement

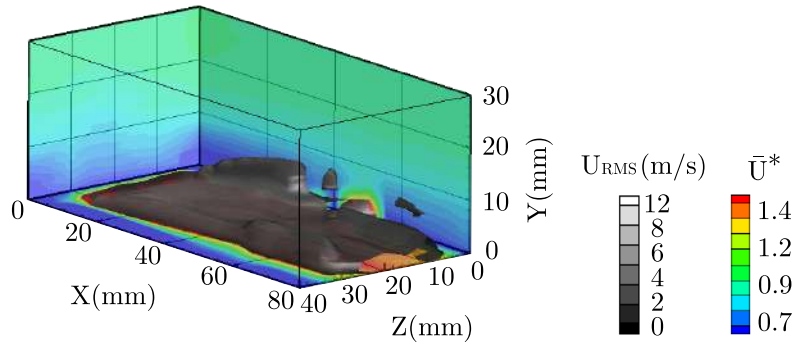


FIGURE 4.13 – *Etude du développement 3D du jet continu avec vent relatif : cas $VR=6$ avec les iso-surfaces définies par $U^* = 1.4$*

placées en $Z=5$ mm et $Z=35$ mm sur une distance de $Y \in [0.2\text{mm}; 5\text{mm}]$). En s'intéressant à la topologie générique des jets pénétrants dans une couche limite présentée en §4.3.2 sur la FIG. 4.12, ces deux structures cylindriques peuvent être expliquées par la formation d'une paire tourbillons contra-rotatifs. Ceux-ci sont formés par le cisaillement au bord d'attaque du jet, leur positionnement est donc cohérent avec le dispositif expérimental utilisé (fente rectangulaire). Ainsi le champ de vitesse moyen obtenu pour le jet continu à $VR=6$ est en accord avec les topologies d'interaction jet-couche limite trouvées dans la bibliographie. Cette représentation tridimensionnelle permet de plus de déterminer la zone d'interaction entre le jet continu et la couche limite pour $VR=6$. Sur l'axe Z , le jet n'a d'effets qu'en aval de la fente, donc sur une largeur de 30 mm. Sur l'axe Y , l'enveloppe du jet pénètre dans la couche limite sur une épaisseur de 8 mm, c'est à dire 0.3δ . Suivant l'axe X , le jet n'a pas d'impact sur l'écoulement amont à la fente, mais ses effets sont visibles sur toute la zone d'étude en aval de la fente. En comparant cette topologie 3D à celle obtenue lors de la caractérisation de l'actionneur à jet continu sans vent, on observe que la forme de l'enveloppe n'est pas modifiée par l'ajout du vent relatif, et que les principaux éléments (tourbillons contra-rotatifs, formation d'un jet pariétal ...) sont identiques. Seul l'épaisseur et l'angle de soufflage à la fente sont modifiés. On peut observer que le plan médian $Z=20$ mm est un plan de symétrie, et l'écoulement dans ce plan peut s'apparenter à un écoulement 2D ne subissant pas les effets de bords de la fente. Ce plan est donc utilisé comme plan de coupe afin de s'intéresser plus particulièrement à l'effet du ratio de vitesse sur le champ de vitesse et sur la corrélation entre les structures dans le jet et celles vues par les capteurs pariétaux (frottement et pression). Le champ de vitesse moyenne adimensionnée (U^*) est donc extrait dans ce plan pour les cas $VR=6$ et $VR=4$, et les champs de corrélation maximale sont calculés entre la vitesse et l'ensemble des capteurs pariétaux, en utilisant la méthode décrite dans le §2.4.3. Ces champs sont tracés sur la FIG. 4.14 (en haut les champs de vitesse adimensionnée sont colorés du bleu sombre au rouge sombre, et les champs de corrélation en bas sont quand à eux colorés du bleu pâle au rouge pâle).

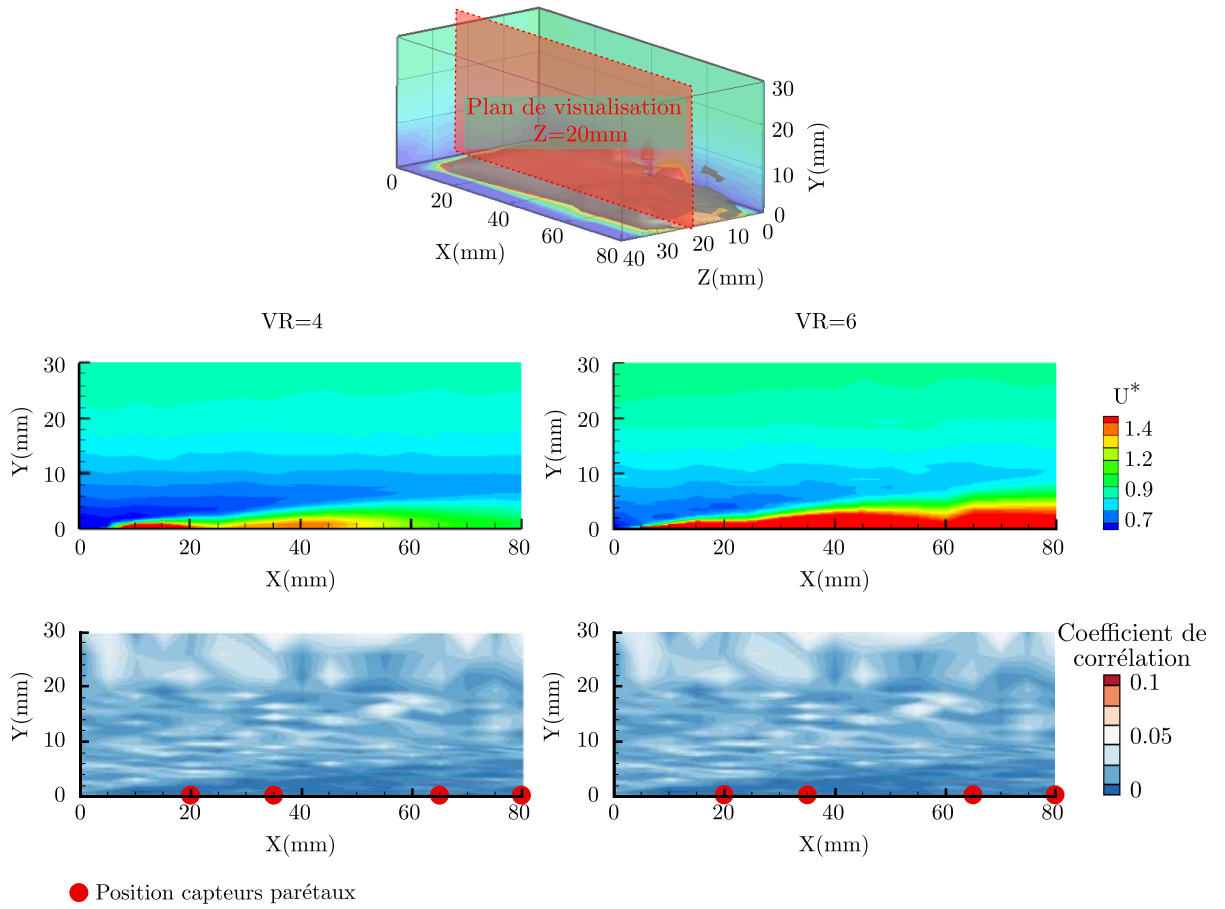


FIGURE 4.14 – Interaction entre un jet continu et une couche limite pour $VR=4$ et $VR=6$: Champs de vitesse moyenne adimensionnée (*en haut*) et cartographie de corrélations croisées maximale vitesse - capteurs pariétaux (pression et frottement) (*en bas*) pour $VR=4$ et $VR=6$

La grandeur mesurée expérimentalement étant un module de vitesse (de la composante perpendiculaire au fil), on ne peut pas avoir accès aux lignes de courant. Les champs de vitesse permettent tout de même de relier la topologie du jet proche de la fente à celle observée dans les calculs CFD menés dans le §4.2. Le jet est dirigé suivant un angle de 45° grâce à la fente mince, mais est très rapidement rabattu par l'écoulement de couche limite. Ce phénomène arrive d'autant plus proche de la fente que la vitesse de l'écoulement est élevée. Or entre le cas $VR=4$ et $VR=6$, la vitesse de jet est identique, seule la vitesse de l'écoulement en veine diminue, retardant donc le rabattement du jet. Ainsi l'enveloppe du jet forme un premier cœur de jet qui est rabattu à $x/\delta=0.6$ (20 mm) pour $VR=4$, et à $x/\delta=0.9$ (25 mm). En définissant la zone de cisaillement comme étant comprise dans $U^* \subset [1; 1.3]$, on peut observer une diminution de l'épaisseur de cette zone lorsque le VR augmente (perte

de 50% environ). Cependant le comportement de cette épaisseur de cisaillement est le même dans l'espace : entre $X=20$ mm et $X=80$ mm cette épaisseur est multipliée par 3 pour $VR=4$ et par 4 pour $VR=6$. En définissant le cœur de jet comme étant la zone où $U^* \geq 1.4$, lorsque l'on passe de $VR=4$ à $VR=6$, la longueur du cœur de jet passe de 0.5δ (17 mm) à plus de 3δ (80 mm, non mesurable en entier pour $VR=6$) et son épaisseur passe de 0.05δ (1.6 mm) à 0.1δ (3.6 mm). Le niveau d'intensité de turbulence atteint au centre du jet, proche de la fente, est de l'ordre de 13% quelque soit le VR .

L'augmentation du VR permet donc d'augmenter l'épaisseur du jet et l'épaisseur de la zone de cisaillement, mais ne modifie pas la topologie du jet (jet confiné en proche paroi).

Les cartes de corrélation présentées sur la [FIG. 4.14](#) permettent de mettre en évidence l'absence de corrélation entre les capteurs pariétaux et le champ de vitesse. Or pour que le coefficient de corrélation soit élevé, deux cas sont possibles :

Le premier concerne les structures tourbillonnaires. Des structures dont le périmètre est élevé et/ou dont l'amplitude de fluctuation est élevée sont plus facilement détectables par des capteurs pariétaux ([Graziani et al., 2017](#)). Or dans notre cas il ne semble pas y avoir de structures remplissant au moins un de ces critères.

Le deuxième cas concerne le raccordement asymptotique ([Keirsbulck et al., 2012b](#)).

Si les mesures au fil chaud sont assez proches de la paroi pour approcher $\left(\frac{\partial U}{\partial y}\right)_{y \rightarrow 0}$, alors un capteur pariétal (particulièrement de vitesse de frottement pariétal) montrera un bon niveau de corrélation avec le profil de vitesse, car $u_\tau \sim U(y \rightarrow 0)$ ([Keirsbulck et al., 2012a](#)). Cependant dans notre cas, le maximum du jet étant confiné en proche paroi, la mesure au fil chaud la plus proche de la paroi ne permet pas d'approcher cette grandeur. Le cœur du jet agit comme une barrière.

Pour ces deux raisons le taux de corrélation capteur pariétal - champ de vitesse est bas, quelque soit le VR .

Afin de détecter la présence ou l'absence de structures cohérentes dans l'écoulement, et d'obtenir la signature énergétique de l'interaction jet continu - couche limite, il est intéressant d'effectuer une décomposition modale de l'écoulement. La méthode de décomposition POD utilisée pour cela est décrite en [§2.4.3](#). Elle est appliquée à un champ de vitesse 2D, correspondant au plan $Z=20$ mm extrait des champs volumiques de vitesse instantanée (pas de moyenne de phase), sur un échantillon de 2 secondes. La décomposition est effectuée en 30 modes, et appliquée aux deux cas étudiés $VR=4$ et $VR=6$. Les trois premiers modes sont représentés sur la [FIG. 4.15](#) pour les deux VR étudiés.

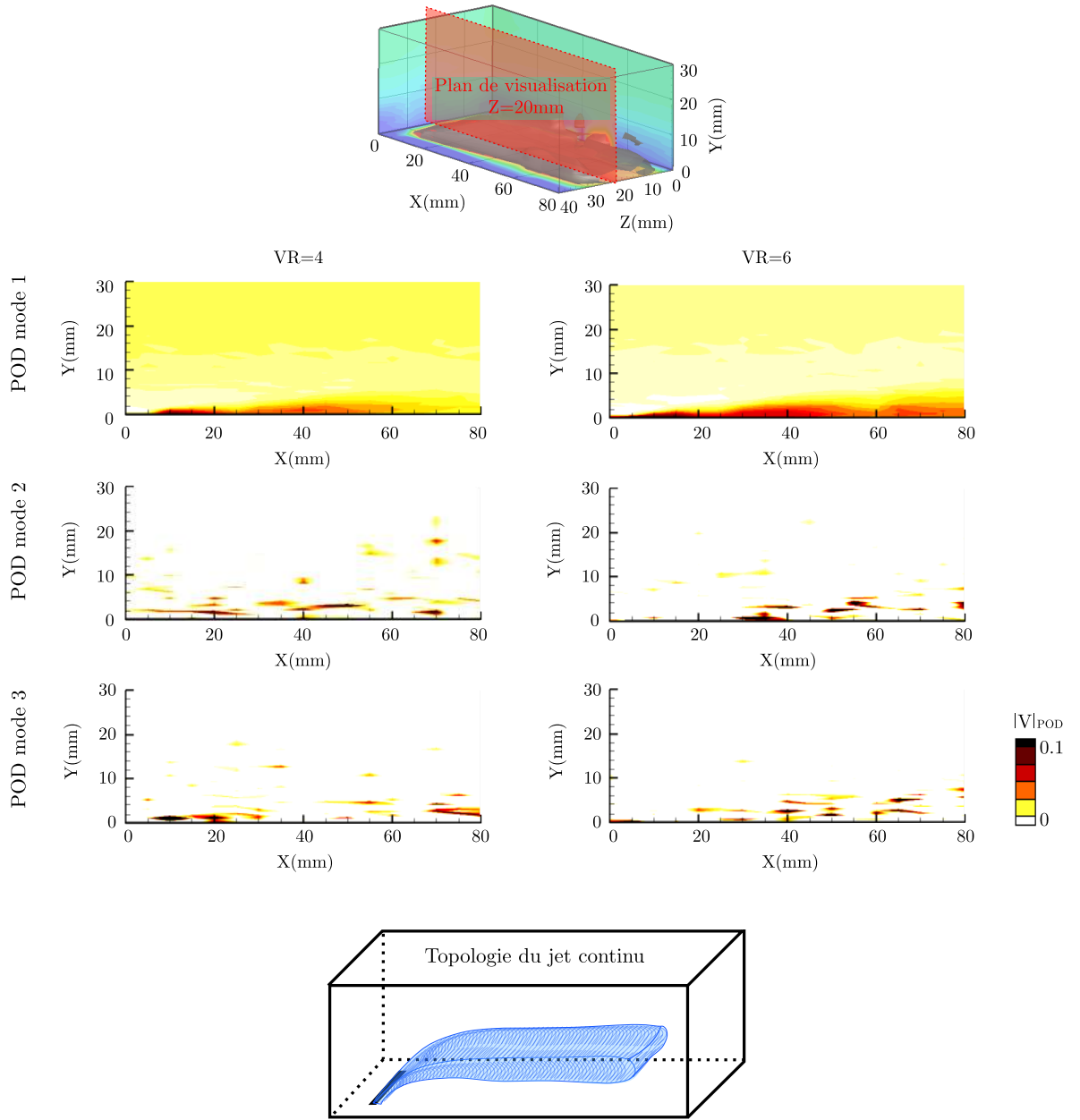


FIGURE 4.15 – Premiers modes *POD* pour le jet continu avec vent relatif

La décomposition en modes POD étant effectuée sur les champs de vitesse adimensionnée, le 1^{er} mode correspond au champ moyen de la vitesse. Étant donné que ce premier mode permet de restituer le champ de vitesse moyenne, et que le jet continu est considéré comme stationnaire, peu de structures cohérentes sont significativement détectables (aux erreurs près), même dans la zone de cisaillement. Ces observations sont identiques pour les deux cas étudiés VR=4 et VR=6. Cette décomposition modale est tout de même présentée sur la [FIG. 4.15](#) afin de pouvoir comparer la signature de l'actionneur à jet continu aux signatures des autres actionneurs.

En résumé, l'étude des 3 premiers modes POD et la visualisation de la signature énergétique de l'interaction entre le jet continu et la couche limite permettent d'extraire une topologie type. Elle se caractérise par un jet stationnaire pariétal mince, non pénétrant, avec une surface de cisaillement sur la partie supérieure et non sur la partie inférieure du jet. Le cisaillement latéral entre le jet et l'écoulement ambiant forment des tourbillons contra-rotatifs qui restent eux aussi confinés en proche paroi. Les mécanismes de contrôle associés à cette topologie de jet sont les suivants :

- modification du frottement à la paroi de la plaque par effet sol défilant (en agissant sur $\frac{\partial U}{\partial y}_{y=0}$)
- accélération du fluide en proche paroi et augmentation de la turbulence dans une zone confinée
- Avec de très grands VR, création d'une dépression au niveau de la fente, et donc déviation des lignes de courant amont loin de la paroi en les attirant vers la zone de dépression (cas extrême représenté sur les champs PIV de la [FIG. 4.5](#)).

Jet pulsé

L'interaction entre le jet pulsé et l'écoulement de couche limite au dessus de la plaque plane est ensuite étudiée. Pour cela l'actionneur à jet pulsé est installé sur l'interface afin de générer un jet pulsé à différentes fréquences, et la vitesse dans la soufflerie est ajusté pour atteindre les VR voulus. Les cas étudiés pour le jet pulsé sont présentés sur la [FIG. 4.10](#). Les mesures sont effectuées par sondage au fil chaud simple en suivant la grille de mesure 3D déjà utilisée pour le jet continu. Les données sont traitées par approche conditionnelle (voir [§2.4.1](#)) avec moyenne de phase (voir [§2.4.2](#)). On peut ainsi obtenir les champs volumiques de vitesse en moyenne de phase, résolus en temps. Pour présenter la topologie dans le volume de l'interaction entre le jet pulsé et le profil de couche limite, les cas VR=6 et f=50 Hz sont sélectionnés. Les résultats des champs de vitesse obtenus sont représentés sur la [FIG. 4.16](#). Les frontières de domaine sont colorées du bleu au rouge par la vitesse adimensionnée $U^* = \frac{U}{U_\infty}$, l'enveloppe de jet est définie et visualisée par l'iso-surface $U^* = 1.4$, et sa surface est colorée en niveaux de gris par l'écart-type de la vitesse U_{RMS} . Ce champ est visualisé pour 5 instants différents : $t^* = \frac{t}{T} = 0$ (ouverture de l'électrovanne), 0.15, 0.3, 0.45 (instants dans la phase de soufflage) et 0.6 (juste après la fermeture de l'électrovanne). On choisit ici de ne s'intéresser qu'à des pas de temps entre $t^* = 0$ et $t^* = 0.6$, car ceux-ci sont suffisants pour étudier la dynamique du front de soufflage du jet pulsé, ainsi que celle de la fin du soufflage (on rappelle que le rapport cyclique est de 50%).

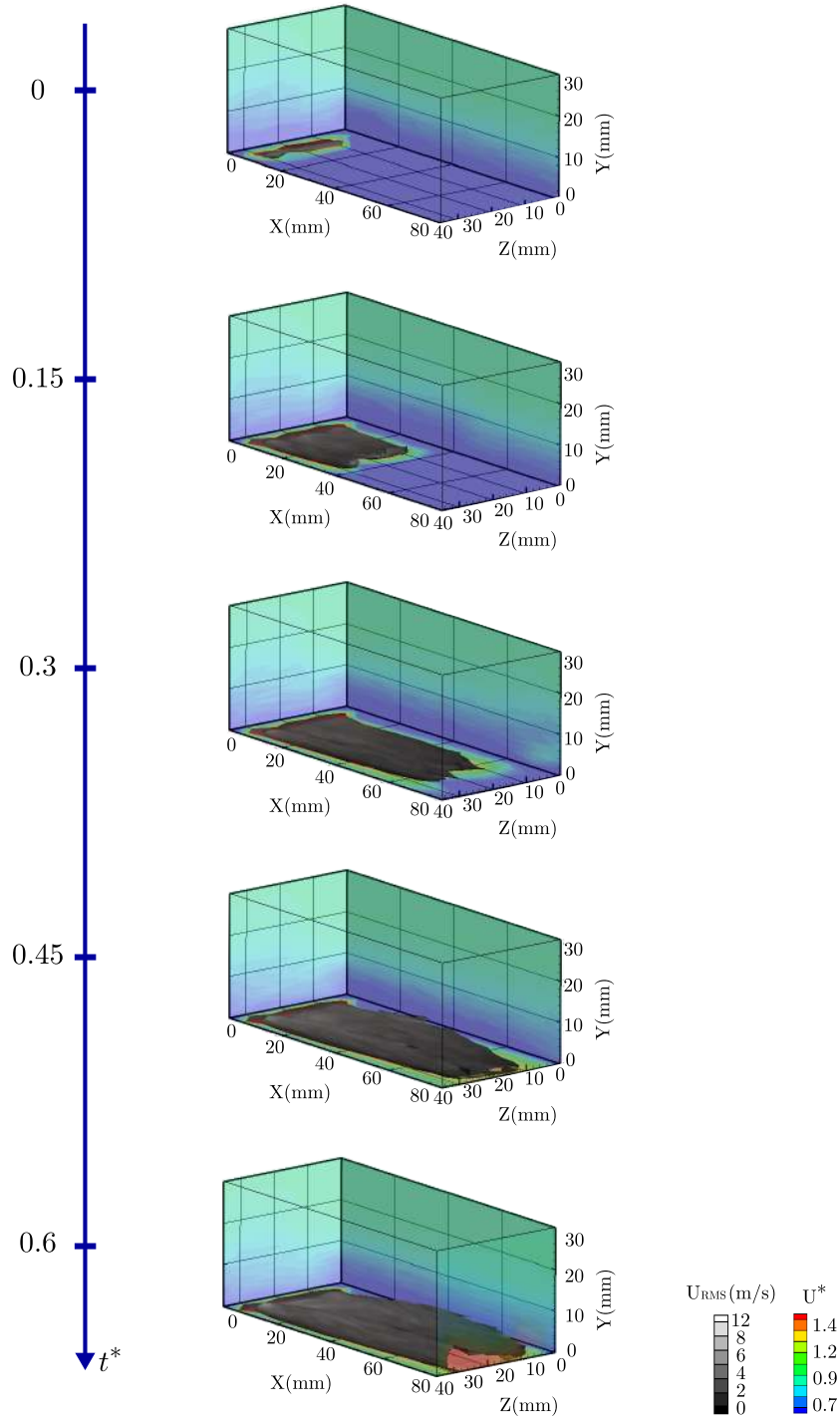


FIGURE 4.16 – Etude du développement 3D du jet pulsé avec vent relatif : iso-surfaces $U^* = 1.4$ - cas $VR=6$ et $f=50$ Hz

Les instants représentés sur la FIG. 4.16 pour le cas particulier $VR=6$ et $f=50$ Hz permettent de détailler les principaux phénomènes physiques en jeu dans l'interaction du jet pulsé avec l'écoulement de couche limite, ainsi que les principaux mécanismes dynamiques. La topologie de l'interaction entre un jet pulsé et un écoulement de couche limite est bien renseignée dans la littérature dans le cas d'une interface circulaire ou ovale (Mahesh, 2013), (Sau et Mahesh, 2010). Le principal élément mis en évidence par ces études est la création d'anneaux de tourbillons autour du cœur de jet à chaque pulsation de l'actionneur. L'interface utilisée dans cette étude étant rectangulaire, et inclinée à 45° et les mesures étant effectuées avec un fil chaud simple, il est nécessaire d'analyser la topologie 3D de cet écoulement afin de vérifier que ces phénomènes observés sur les cas du jet cylindrique sont également observables avec notre interface.

A l'instant $t^* = 0$, on se place à l'ouverture de l'électrovanne. On peut alors observer le front de soufflage sortir de la fente. Le jet est homogène le long de la fente, et malgré la fente inclinée à 45° il reste confiné en proche paroi. A cet instant le jet pulsé ne modifie qu'une zone restreinte de l'écoulement étudié (d'une largeur de $1l$ suivant Z , d'une longueur de $0.5l$ et sur une épaisseur de 0.1δ , avec l la longueur de la fente, et δ l'épaisseur de couche limite).

En prenant l'instant $t^* = 0.15$, le front avant de l'enveloppe de jet atteint déjà une distance de $1.16l$. On peut observer le début de la formation de deux cylindres plus épais sur les bords de l'enveloppe ($Z=5$ mm et $Z=35$ mm dans le repère), qui correspondent à la formation de la paire de tourbillons contra-rotatifs. Ces structures sont cependant rabattues par l'écoulement, ce qui les contraint à rester en région de paroi. On peut également noter la présence d'un entrainement au sommet du front de soufflage du jet. Ce phénomène, déjà observé lors de la caractérisation sans vent de l'actionneur à jet pulsé, est ici beaucoup moins marqué. En effet, en présence du vent relatif, cette zone d'entrainement est advectée vers l'aval à la même vitesse que le front de soufflage, ce qui a pour effet de diminuer le cisaillement entre l'enveloppe de jet et l'écoulement, et donc de limiter la taille de cette zone d'entrainement. Le profil de vitesse à la sortie de la fente est toujours homogène suivant Z .

Aux instants $t^* = 0.3$ et $t^* = 0.45$ les deux structures cylindriques dans l'enveloppe de jet matérialisant la paire de tourbillons contre rotatifs, voient leur diamètre augmenter (et donc leur intensité augmenter). Ceux-ci restent confinés dans une épaisseur de 0.2δ environ.

A l'instant $t^* = 0.6$, on se retrouve peu après la fermeture de l'électrovanne. On peut observer que l'extinction du soufflage n'est pas homogène : le soufflage s'arrête tout d'abord en milieu de fente, mais les zones $Z=5$ mm et $Z=35$ mm continuent de souffler. Ainsi les deux structures cylindriques des tourbillons contra-rotatifs continuent d'être alimentés, ce qui favorise la formation de ces cônes à $Z=5$ mm et $Z=35$ mm pour $X \in [5; 50]$ mm. Le plan de sortie du domaine d'intérêt $X=80$ mm n'est pas encore affecté par l'arrêt du soufflage à ce moment là (le champ de vitesse dans ce plan est identique au champ de vitesse dans le même plan à l'instant $t^*=0.45$). Ces observations permettent de mettre en évidence que l'extrapolation des topologies de jet pulsé à travers un cylindre vers un cas de jet pulsé à travers une fente est pertinente. De plus ces éléments topologiques communs restent présents lorsque l'on modifie les paramètres de l'étude (VR , f). Ces deux paramètres ont

cependant un effet direct sur l'épaisseur de pénétration du jet dans la couche limite, ainsi que sur la dynamique du front avant du jet pulsé. Pour mieux comprendre les effets de ces paramètres sur la dynamique d'interaction, une étude paramétrique est effectuée sur la [FIG. 4.17](#). L'objectif est de visualiser l'évolution des champs de vitesse en fonction du VR et de la fréquence. Cette étude paramétrique est effectuée dans un plan de coupe à $Z=20$ mm qui correspond au milieu de la fente. Les champs de vitesse instantanée adimensionnée à $t=5$ ms sont alors extraits des reconstitutions 3D par approche conditionnelle. Ce plan est choisi car il s'agit du plan de symétrie du jet, il est représentatif de l'écoulement global, et les capteurs pariétaux ont été placés dans ce plan. Cela permet d'étudier les champs de corrélation vitesse - capteurs pariétaux (frottement et pression) dans ce plan 2D. Ceux-ci sont représentés dans la colonne de droite sur la [FIG. 4.17](#), et colorés du bleu pâle au rouge pâle par le maximum de corrélation. La position des capteurs pariétaux est matérialisée par des points rouges. Chaque point rouge correspond à un couple de capteur (un capteur de vitesse de frottement pariétal et un capteur de pression pariétal). Dans la colonne de gauche sur la [FIG. 4.17](#) sont représentés les champs de vitesse adimensionnée obtenus en moyenne de phase et pris 5 ms après le front montant de la commande actionneur. On choisit ici de se placer à un temps physique t commun à tous les cas, et non pas à un temps adimensionné t^* . Cela permet d'étudier l'impact des fréquences et des ratios de vitesse sur la vitesse d'advection et de déplacement du front de soufflage du jet. L'analyse des champs de vitesse représentés sur la [FIG. 4.17](#) s'articule autour de deux axes : l'identification des structures cohérentes, et l'impact des paramètres (f , VR) sur la topologie et la dynamique du jet :

- Les effets de VR et f sur la topologie du jet

L'augmentation de la fréquence de pulsation de l'actionneur a pour effet de diminuer l'épaisseur de l'enveloppe de jet. Cette diminution est de l'ordre de 20% de l'épaisseur d'enveloppe de jet lorsque la fréquence augmente de 100 Hz, quelque soit le VR. A l'inverse, une augmentation de 50% du VR permet d'augmenter l'épaisseur de l'enveloppe de jet d'environ 40%. La [FIG. 4.17](#) permet également d'observer que la vitesse d'advection du front de soufflage du jet ne dépend que de VR, et pas de f : pour VR=4 le cœur de jet atteint $X=20$ mm et à VR=6 il atteint $X=40$ mm.

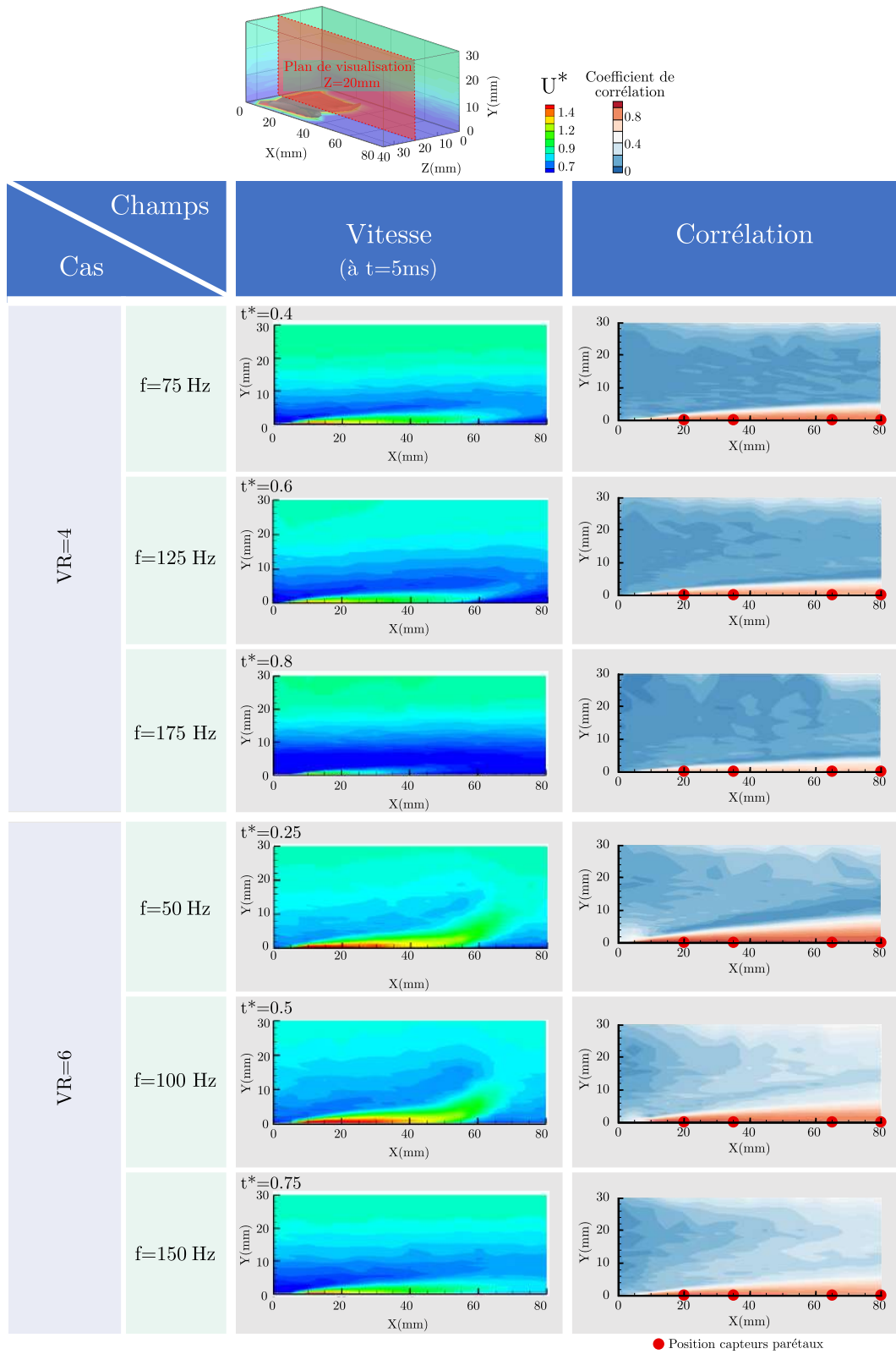


FIGURE 4.17 – Champs de vitesse instantanée et de corrélation maximale vitesse - capteurs pariétaux (frottement et pression confondus) pour VR=4 et VR=6, à différentes fréquences d'actionneur

- Les structures cohérentes

Parmi les principaux éléments, listés en §4.3.2 sur la FIG. 4.12, habituellement formés à l'interaction entre un jet et une couche limite, nous nous attendons à être en mesure d'identifier et de localiser les principales structures cohérentes sur la FIG. 4.17. Cependant, étant donné la faible épaisseur de jet, les tourbillons de cisaillement en bord de fuite, ainsi que les tourbillons de sillage, sont trop proches de la paroi pour être détectés. De plus, les tourbillons en fer à cheval ne sont pas présents dans ce plan de visualisation à $Z=20$ mm (Vernet *et al.*, 2009). En observant les champs de vitesse, particulièrement à $VR=6$ pour $f=50$ Hz et $f=100$ Hz, une zone d'entraînement est visible au dessus du front de soufflage du cœur de jet. Cette zone correspond au tourbillon de bord d'attaque formé par le cisaillement entre le jet et l'écoulement de couche limite. Ce tourbillon a un sens de rotation anti-horaire ((Cambonie et Aider, 2014)), ce qui explique la forme du front de soufflage. Une fois formé, ce tourbillon est advecté dans l'écoulement à la même vitesse que le cœur de jet, ce qui explique qu'il reste au dessus du front de soufflage. Cependant cette structure n'est pas observable pour les cas correspondants à des $VR=4$, car le cisaillement n'est pas suffisant pour créer une structure d'une taille conséquente capable de déformer le front de soufflage du jet.

Après l'analyse des champs de vitesse instantanée, nous nous penchons sur les champs de corrélations. Ceux-ci permettent d'extraire des informations sur de la présence et la taille des structures dans l'écoulement. Les structures émises par l'actionneur dans l'écoulement, ainsi que les structures induites par l'interaction entre le jet pulsé et l'écoulement, sont perçues par les capteurs pariétaux, comme l'atteste le haut niveau de corrélation sur les cartes de la FIG. 4.17. Or la littérature montre qu'un bon niveau de corrélation est également synonyme de grandes amplitudes de fluctuations (Graziani *et al.*, 2017). Ici, les zones où les coefficients de corrélations sont élevés (≥ 0.8) sont plus épaisses que celles du cœur de jet ($U^* \geq 1.4$). Cela signifie que les structures formées à l'interaction entre le jet et la couche limite sur la face supérieure de l'enveloppe de jet sont également corrélées avec les structures qui passent en proche paroi. La FIG. 4.17 permet donc de mettre en évidence la formation de structures dans le cœur de jet et dans la zone de cisaillement. Ces structures laissent une signature sur les signaux des capteurs pariétaux, ce qui permet un bon taux de corrélation entre les capteurs pariétaux et le champ de vitesse à l'intérieur de l'enveloppe de jet. Pour mieux comprendre les effets du VR et de la fréquence sur la dynamique du jet et sur son interaction avec l'écoulement de couche limite, on se propose d'étudier la dynamique du jet en visualisant trois pas de temps physiques (0 ms, 3ms, et 5ms) pour chaque cas. L'utilisation de temps physiques et non pas de temps adimensionnés est justifiée ici car cela permet de comparer des vitesses d'advection des structures dans l'écoulement. La FIG. 4.18 représente les champs de vitesse instantanée adimensionnée extraits des reconstitution 3D par approche conditionnelle. La vitesse adimensionnée est colorée du bleu au rouge dans le plan de coupe $Z=20$ mm pour les 6 cas d'étude du jet pulsé.

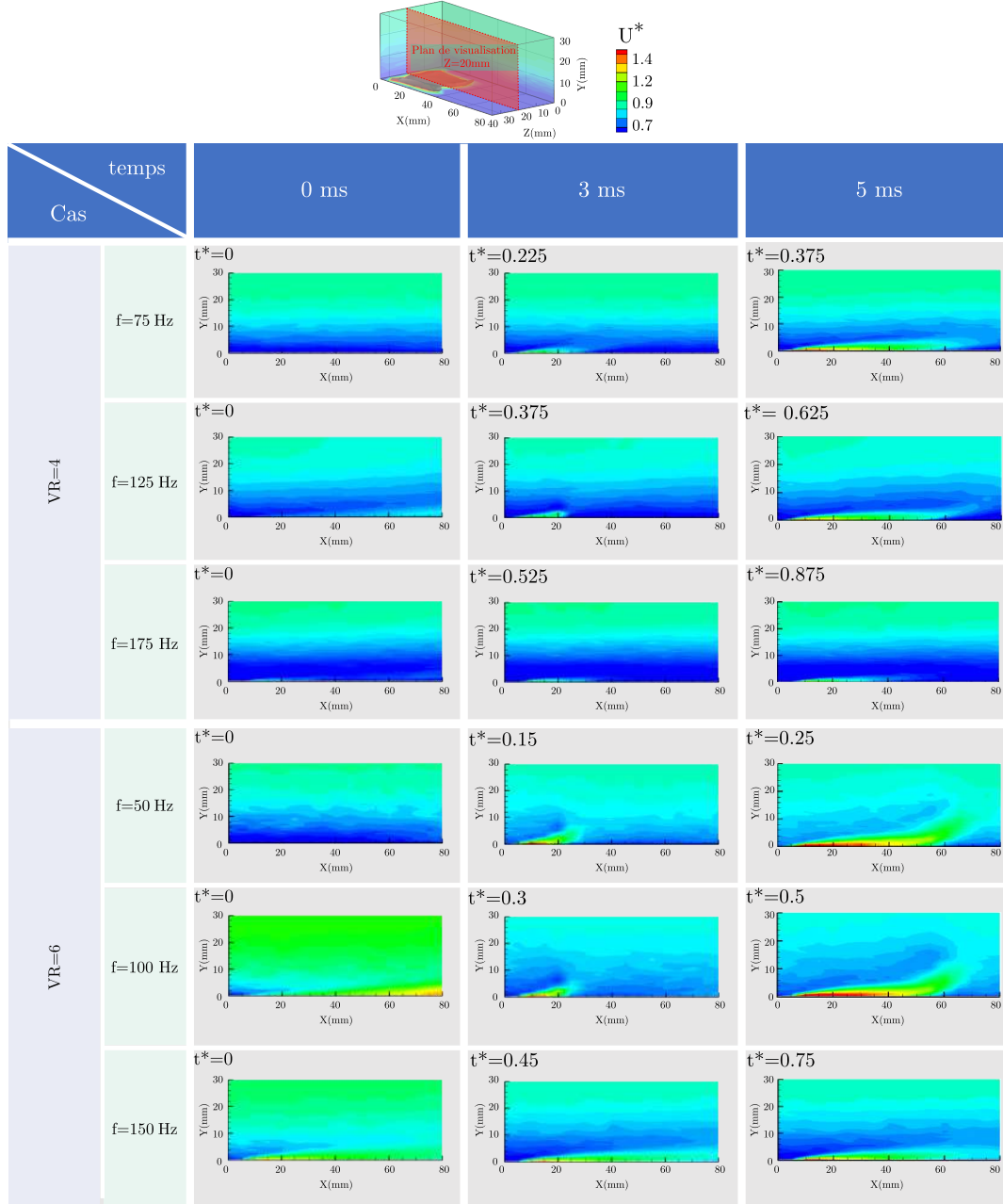


FIGURE 4.18 – Champs de vitesse instantanée adimensionnée à trois instants ($t=0, 3$ et 5 ms) pour $VR=4$ et $VR=6$ à différentes fréquences d'actionneur

Cette étude paramétrique permet de quantifier l'impact du VR et de la fréquence d'actionneur sur la vitesse de déplacement du cœur de jet. Cette étude permet également de mettre en lumière deux points importants résumés ici :

Le premier point concerne les limitations mécaniques de l'électrovanne sont atteintes pour des fréquences de pulsation de 150 Hz ou plus. Il n'y a alors plus de demi-période de soufflage et de demi-période de fermeture. La vanne oscille en position ouverte sans avoir le temps de s'ouvrir ou se fermer complètement. Cela explique d'une part la présence d'un jet établi sur tout le domaine de mesure à $t=0$ ms, et d'autre part la diminution de l'épaisseur de l'enveloppe de jet.

Le deuxième point est que la fréquence n'a pas d'influence sur la vitesse d'advection du cœur de jet. Cette vitesse est directement liée au VR. Ainsi pour un VR=4 quelque soit la fréquence de pulsation (excepté pour 175 Hz où la vanne ne se ferme pas) à $t=3$ ms le front avant du cœur de jet se trouve entre $x^* = \frac{x}{h} = 0$ et $x^* = 0.16$ (5 mm) en aval de la fente (on donne ici une fourchette car la résolution spatiale en X n'est pas suffisante pour la déterminer avec précision). A $t=5$ ms, elle se trouve entre $x^* = 0.33$ (10 mm) et $x^* = 0.5$ (15 mm) en aval de la fente. Cela donne une vitesse d'advection de jet d'environ 5 m/s soit $0.04 \times U_{jet}$ et $0.16 \times U_{\infty}$. Pour un VR=6, le cœur de jet se trouve entre $x^* = 0.33$ (10 mm) et $x^* = 0.5$ (15 mm) à 3 ms et entre $x^* = 1.16$ (35 mm) et $x^* = 1.33$ (40 mm) à 5 ms, ce qui donne une vitesse d'advection de 12.5 m/s soit $0.1 \times U_{jet}$ et $0.62 \times U_{\infty}$.

Après avoir identifié les principales structures cohérentes et avoir analysé leur dynamique grâce aux champs de vitesse reconstitués, la signature de l'interaction entre l'actionneur à jet pulsé et l'écoulement de couche limite peut être extraite par décomposition modale de type POD afin d'identifier les principales structures cohérentes et de déterminer lesquelles sont les plus énergétiques, afin d'extraire une topologie type de l'interaction. Pour cela le cas VR=6, 50 Hz est choisi. En effet ce cas est celui qui s'éloigne le plus de la limitation mécanique de l'électrovanne. De plus, la décomposition POD étant appliquée aux champs de vitesse en moyenne de phase, la fréquence de 50 Hz est celle qui permet d'avoir la meilleure discrétisation temporelle. Le plan de coupe médian $Z=20$ mm est à nouveau utilisé. La [FIG. 4.19](#) montre les 1^{er}, 9^{eme} et 12^{eme} modes POD de l'écoulement.

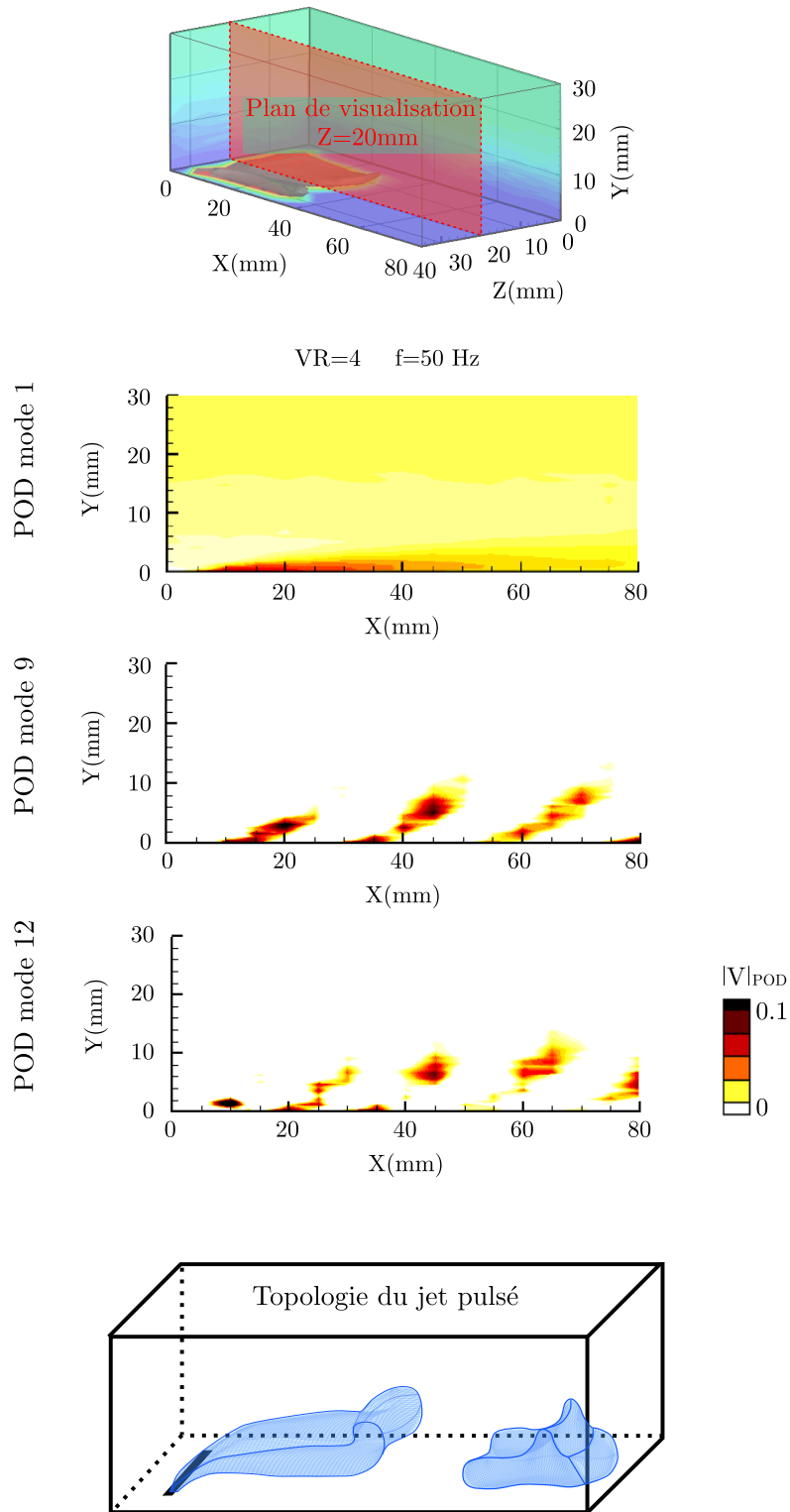


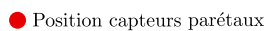
FIGURE 4.19 – 1^{er}, 9^e et 12^e modes POD pour le jet pulsé avec vent relatif à VR=4 et $f=50\text{ Hz}$

Le 1^{er} mode permet de restituer une grande partie de l'énergie du champ moyen, c'est pour cette raison que le champ POD de ce mode ressemble à celui du jet continu. On y observe que l'énergie est injectée principalement en proche paroi, ce qui confirme que le jet pulsé est bien de type pariétal et confiné. Les modes 2 à 8 correspondent également à des structures énergétiques présentes dans l'écoulement, contribuant au champ moyen. Le mode 9 en revanche permet de dégager des structures propres à l'interaction jet - couche limite. On y observe des structures inclinées à 45° (malgré un jet confiné en proche paroi). Ces zones correspondent donc à des structures cohérentes créées par cisaillement autour de l'enveloppe de jet. Les modes suivants, jusqu'au mode 12, ont la même topologie, mais sont déphasés spatialement. On peut de plus observer qu'en se déplaçant vers l'aval, l'intensité de ces structures diminue. L'ensemble de ces modes permet de reconstruire la zone d'entraînement formée au dessus du front de soufflage du cœur de jet. Au delà du 12^e mode, l'énergie restituée correspond à de petites perturbations de faible énergie dont on ne tiendra pas compte ici.

En conservant les modes 1 à 12, une topologie type peut être explicitée. Elle est formée de structures disjointes pulsées, advectées à une vitesse qui dépend du VR. L'épaisseur ainsi que la taille de la zone d'entraînement au dessus du front sont dépendantes du VR ainsi que de la fréquence de pulsation. Les mécanismes de contrôle liés à cette topologie sont donc en partie les mêmes que ceux listés pour le jet continu, mais en y ajoutant l'amplification ou l'atténuation de fréquences propres à l'écoulement par réglage de la fréquence de pulsation. L'avantage par rapport au jet continu est d'utiliser moins d'énergie car moins de débit. En revanche la pulsation nécessite l'ajout de pièces mobiles, d'un apport en énergie électrique, et d'une commande électronique, augmentant ainsi la complexité du système.

Jet synthétique

Comme pour la caractérisation sans vent, les mesures pour le jet synthétique ne sont effectuées que dans un plan 2D à $Z=20$ mm correspondant au milieu de fente. De plus, suite aux observations faites avec le jet pulsé, et compte tenu du faible coefficient de quantité de mouvement généré par le jet synthétique, il est décidé de ne pas investiguer le cas $VR=3.9$ ($U_\infty = 30$ m/s), qui ne permettrait pas d'observer une interaction entre le jet et l'écoulement. Le cas étudié dans ce paragraphe sera donc celui du jet synthétique soufflant à 185 Hz à travers l'interface commune, et injecté dans un profil de couche limite turbulente de $U_\infty = 20$ m/s, avec un $VR=5.85$. L'écoulement est sondé à l'aide du capteur fil chaud simple sur le volume de mesure défini dans le §2.3.1, et les données acquises sont traitées par l'approche conditionnelle 2D et par moyenne de phase. Seul un sondage 2D est effectué, pour les mêmes raisons que lors de la caractérisation : un sondage 3D imposerait un temps de fonctionnement trop élevé pour l'actionneur à jet synthétique (surchauffe et vibrations). La FIG. 4.20 montre les résultats de la reconstitution des champs de vitesse adimensionnée dans le plan $Z=20$ mm pour le jet synthétique fonctionnant à 185 Hz et $VR=5.85$. La vitesse est adimensionnée par la vitesse U_∞ et est colorée du bleu au rouge. Sur la FIG. 4.20 est représenté le champ de corrélation maximal entre le champ de vitesse et l'ensemble des capteurs pariétaux. Ce champ est coloré du bleu pâle au rouge pâle.

 t^*

Ces champs de vitesse bi-dimensionnels étant le résultat d'une reconstitution par approche conditionnelle, basée sur des mesures au fil chaud simple, la vorticité ne peut être déterminée. Or pour l'analyse de la topologie, et notamment pour l'identification des structures tourbillonnaires, un champ de module de vitesse peut être insuffisant. D'autant plus que l'interaction entre un jet synthétique et une couche limite fait intervenir des mécanismes bien particuliers comme le montre la littérature (Holman *et al.*, 2012), (Schaeffler et Jenkins, 2004). Afin d'identifier ces mécanismes sur nos champs de vitesse, nous nous baserons notamment sur les travaux de (Palumbo *et al.*, 2018), qui mettent en évidence, à l'aide d'un calcul DNS, la dynamique de la formation des anneaux de tourbillons formés tout autour du cœur d'un jet synthétique soufflé à travers une fente rectangulaire. Sur la FIG. 4.20 le premier instant représenté ($t^* = 0$) correspond au début du déplacement du piston. Le jet n'est donc pas encore visible dans le champ d'étude. L'instant suivant pris à $t^* = 0.16$ montre la phase de soufflage pendant laquelle le jet est éjecté par la fente tout en restant attaché à la paroi et à l'actionneur. La zone de cœur de jet est alors relativement longue (de l'ordre de $0.5l$) et fine (0.08δ). A l'instant $t^* = 0.35$ le cœur de jet se détache de la paroi, et on voit apparaître une zone de faible intensité de vitesse dans la zone de cisaillement au dessus du cœur de jet, identifiée comme étant un tourbillon de cisaillement (Palumbo *et al.*, 2018). De plus le jet étant décollé de la paroi, un autre tourbillon de cisaillement est très probablement présent sur le bord de fuite du jet, formant ainsi un anneau tourbillonnaire autour du jet. A l'instant $t^* = 0.5$ le piston arrive en bout de course, et le profil de vitesse en sortie de fente est nul. On observe à cet instant dans le champ de vitesse que les deux structures (le cœur de jet ainsi que le tourbillon de cisaillement) sont advectées et se détachent de la paroi.

La présence de ces grandes structures cohérentes de forte amplitude entraine un niveau de corrélation élevé entre le champ de vitesse et les capteurs pariétaux comme le montre la FIG. 4.20. Malgré le fait que le jet soit pénétrant dans la couche limite, les structures créées à l'interaction entre le jet synthétique et la couche limite sont suffisamment grandes et entraînent des fluctuations suffisamment importantes pour que les capteurs pariétaux soient en mesure de percevoir leur passage. Il existe cependant une petite zone de faible coefficient de corrélation qui est formée dans la zone de cisaillement de bord d'attaque du jet, entre les deux principales structures. Pour localiser les zones ainsi que la forme des structures injectées, une décomposition modale (POD) est effectuée sur les champs de vitesse 2D reconstitués et est représentée sur la FIG. 4.21.

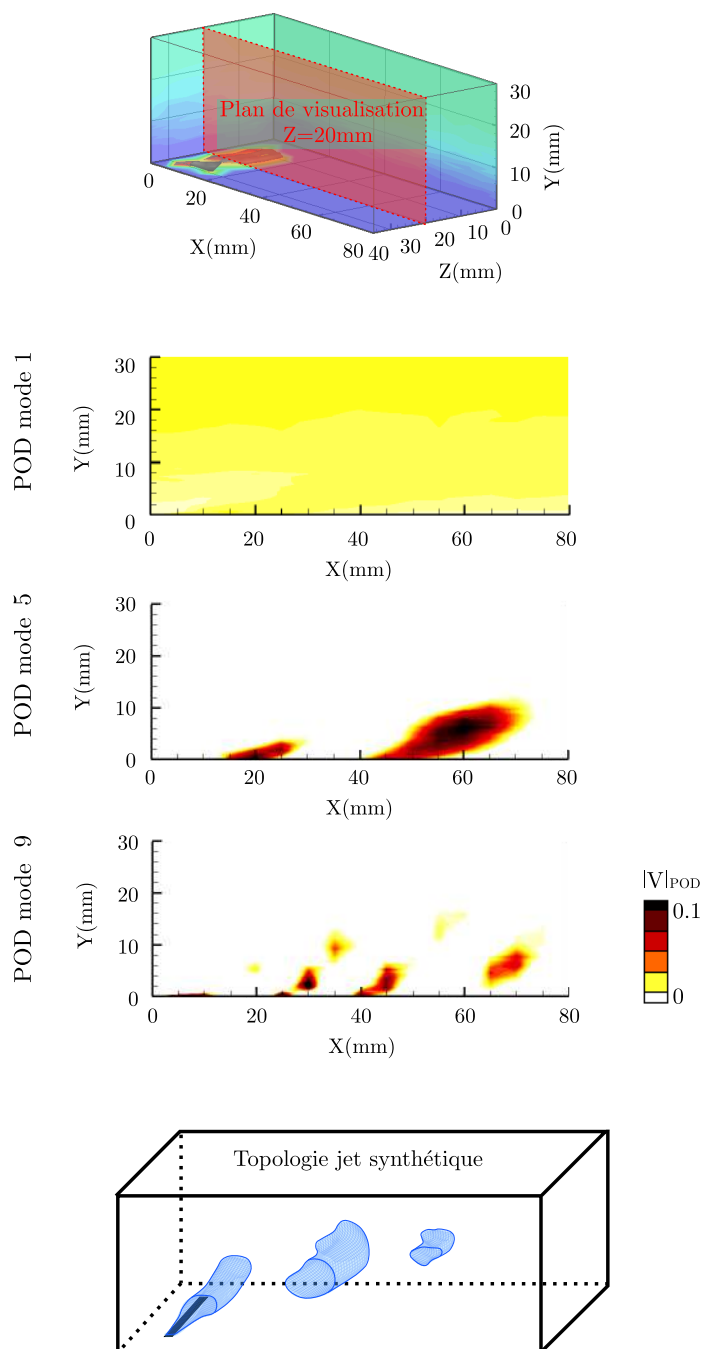


FIGURE 4.21 – 1^{er}, 5^e et 9^e modes POD pour le jet synthétique avec vent relatif

Les premiers modes correspondent à l'écoulement ambiant et aucune signature du jet n'est visible. A partir des modes 3 et 4 de petites structures cohérentes sont visibles, mais le mode 5 est très intéressant, car il correspond à la principale structure présente dans l'écoulement : le lâcher des cœurs de jet synthétique. Il s'agit donc de la signature énergétique de l'actionneur à jet synthétique. Les modes de 5 à 8 sont comparables au mode 5, mais avec un déphasage spatial. Le mode 9 correspond à l'anneau de tourbillon formé par le cisaillement tout autour du jet. Ces 9 premiers modes permettent donc de représenter l'écoulement induit par l'interaction entre le jet synthétique et la couche limite, en décomposant les principales structures cohérentes. En bas de la figure [FIG. 4.21](#) le schéma topologique est une illustration extrapolée en trois dimensions des observations faites sur les mesures en 2D. Il s'agit donc d'un jet pénétrant qui est décollé de la surface grâce à la phase d'aspiration qui crée du cisaillement en proche paroi et proche de la fente. Les bulles de soufflage ainsi créées viennent injecter de l'énergie et des structures dans un cône de 23° en aval de la fente (angle pris à $x/h=1.16$ (35 mm) en aval de la fente). Les structures sont advectées à l'aide de l'écoulement principal, ce qui entraîne une trajectoire de bulle de soufflage avec un angle de 5° (angle pris à $x/h=1.83$ (55 mm) de la fente). La bulle de jet se dissipe rapidement dans l'écoulement, même si les structures persistent. L'actionneur à jet synthétique est donc très efficace pour injecter de l'énergie et des structures dans la couche limite, et ce sur une grande épaisseur (ici de l'ordre de $\delta/2$). De plus ces structures sont également présentes en proche paroi, ce qui permet aux capteurs pariétaux de capturer leur passage. De par la topologie du jet il semble que le jet synthétique soit efficace également pour amplifier et atténuer des fréquences propres présentes dans l'écoulement, mais les limitations technologiques de cet actionneur en particulier (travail à une fréquence optimale) limitent cette option.

Jet balayant

L'actionneur à jet balayant est ensuite monté avec sa propre interface dans le montage expérimental. Il s'agit de l'actionneur le plus délicat en termes d'adaptation de la méthode conditionnelle comme discuté en [§3.3.5](#). Pour assurer une meilleure reconstruction, ce qui passe par une meilleure stabilité de la fréquence d'oscillation, une faible pression d'alimentation est utilisée. On se placera à $P_{alim} = 0.5 \text{ bar}$ dans un premier temps, ce qui correspond à une fréquence d'oscillation de 456 Hz avec un $VR=2.55$, permettant d'avoir un $c_\mu=6.2 \times 10^{-3}$. Les mesures effectuées dans le champ volumique à l'aide du fil chaud simple ne permettent pas de capturer indépendamment les trois composantes de la vitesse. Pour mieux analyser les mesures, les champs de vitesse obtenus expérimentalement sont analysés en s'aidant de la littérature, notamment de ([Ostermann et al., 2017](#)). Cette étude consistait à étudier l'interaction entre un jet balayant à basse fréquence (67 Hz) et un profil de couche limite avec un $VR=3$. Dans cette étude la taille de l'actionneur à jet balayant et de la fente de soufflage permettait un ensemencement du jet en amont de l'actionneur, et donc des mesures PIV fiables. Leur actionneur était équipé d'un capteur intégré leur permettant d'effectuer plusieurs champs de vitesse synchronisés entre eux, et en moyenne de phase. Le résultat obtenu était donc un champ de vitesse volumique résolu en temps, permettant d'identifier les mécanismes dynamiques

en jeu et la topologie de l'interaction. Dans le cadre de cette thèse l'objectif est d'utiliser la méthode d'approche conditionnelle 3D basée sur les mesures au fil chaud simple, pour obtenir un champ de vitesse tridimensionnel en moyenne de phase, capable de caractériser dynamiquement l'interaction de l'écoulement de couche limite avec l'actionneur à jet balayant fonctionnant à une fréquence de 456 Hz. Pour présenter cette reconstitution tridimensionnelle, nous choisissons trois instants, correspondant aux trois positions notables du jet (au milieu de la fente, et dans les deux positions extrêmes) pour lesquels les résultats sont présentés sur la FIG. 4.22. Les frontières du domaine sont colorées du bleu au rouge par la vitesse adimensionnée. L'enveloppe de jet, définie par $U^* = 1.4$, est matérialisée par une iso-surface colorée en niveaux de gris suivant l'écart-type de la vitesse.

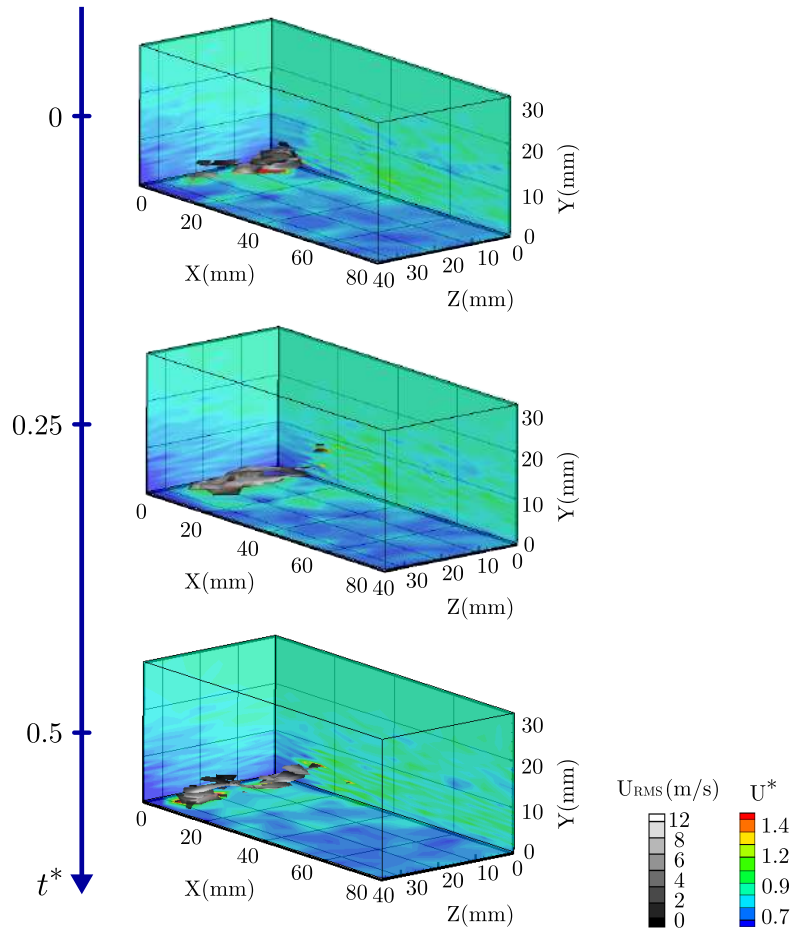


FIGURE 4.22 – Reconstitution tridimensionnelle par approche conditionnelle du jet balayant ($f=456$ Hz, $V_R=2.55$) - iso-surfaces $U^* = 1.4$

On peut observer que la reconstitution par approche conditionnelle est impactée par plusieurs phénomènes :

- les variations éphémères de fréquence d'oscillation de l'actionneur (comme visualisé sur la [FIG. 3.29](#) et également mis en évidence par ([Koklu et Pack Melton, 2013](#)))
- les caractéristiques instationnaires du jet dans les 3 directions de l'espace
- la capture des "trigger" de synchronisation, qui sont des variations de pression de faible amplitude dans les boucles de retour de l'actionneur, et donc la mesure est assujettie aux incertitudes de mesures et au bruit.

Malgré ces obstacles, la reconstitution 3D pour le cas $f=456$ Hz présentée sur la [FIG. 4.22](#) permet de caractériser dynamiquement l'interaction entre l'actionneur et la couche limite, ainsi que la topologie d'interaction. Le jet balayant est de type pénétrant dans la couche limite, et ses oscillations permettent de créer une zone d'interaction dont le volume est beaucoup plus grand que pour les autres actionneurs étudiés. En effet dans les plans $Y=\text{constante}$, on remarque que la largeur de l'impact du jet sur l'écoulement dépasse la largeur de la fente. De plus l'actionneur à jet balayant permet de créer une sollicitation dans l'écoulement suivant plusieurs directions :

- dans le plan $Z=\text{constante}$, avec un jet pénétrant à 45° jusqu'à une épaisseur de 2 mm
- dans le plan $Y=\text{constante}$, avec une oscillation latérale qui permet d'élargir la zone d'interaction mais également de créer des vitesses suivant Z .

Pour cette dernière raison, les vues de coupe étudiées dans cet actionneur ne se feront pas dans le plan $Z=20$ mm qui n'est maintenant plus un plan de symétrie, mais dans le plan $Y=\text{constante}$ qui est le plan le plus adapté pour étudier les oscillations du jet balayant. Le jet pénètre jusqu'à 2 mm dans la couche limite, mais avec un cœur de jet visible jusqu'à 1.5 mm de la paroi, le plan de coupe $Y=1.5$ mm est donc choisi, et est présenté sur la [FIG. 4.23](#) pour $VR=2.5$ et $VR=4.05$. Les mêmes instant t^* sont choisis correspondant aux positions extrêmes du jet dans la fente, et les champs de vitesse instantanée adimensionnée, extraits des reconstitutions tri-dimensionnelles par approche conditionnelle, sont exposés.

Le comportement dynamique du cœur de jet est le même qu'observé lors de la caractérisation sans vent (§3.3.5) : la vitesse latérale de déplacement du cœur de jet (suivant l'axe Z) est petite devant la vitesse de jet (en module). Cependant elle est suffisamment élevée pour créer des oscillations en aval de l'injection du jet. En augmentant le VR (et donc la fréquence d'actionneur et le c_μ), la section du cœur de jet est augmentée, et la zone d'interaction dans le plan d'étude est élargie, en dépassant même la largeur de la fente de l'actionneur. Cependant le cœur de jet ne semble pas être advecté vers l'aval dans ce plan de coupe. L'augmentation du VR et de la fréquence entraîne également une augmentation des instabilités de fréquence d'oscillation et donc un handicap supplémentaire pour la reconstitution et la synchronisation des mesures entre elles. Il est cependant visible sur ces champs de vitesse que l'oscillation créée a un sillage en forme de S en aval de la fente. En termes de structures tourbillonnaires, le principal phénomène typiquement engendré par l'interaction entre un jet et une couche limite, est l'apparition des tourbillons contra-rotatifs à l'intérieur de l'enveloppe du jet. Ce phénomène est également présent dans le cas des jets balayants comme l'atteste la littérature ([Ostermann](#)

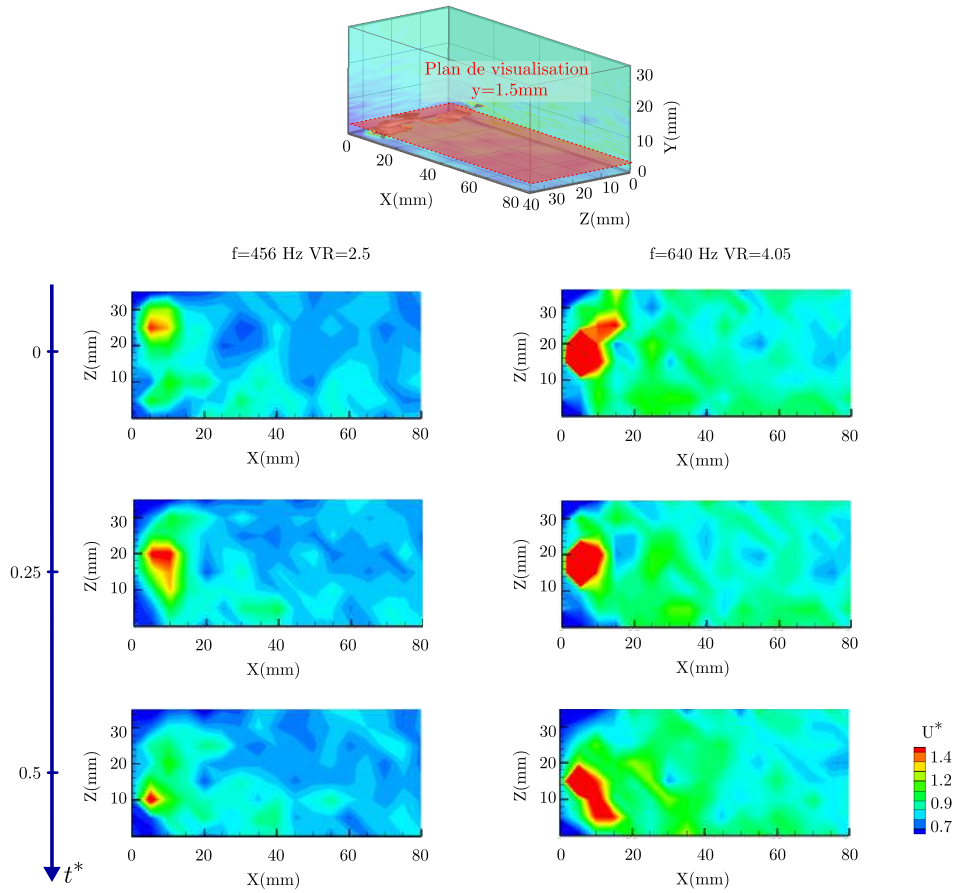


FIGURE 4.23 – *Champ de vitesse 2D en proche paroi du jet balayant pour $VR=2.5$ et $VR=4.05$*

et al., 2017). Dans l'objectif de vérifier la présence de ces tourbillons, le cas $f=456$ Hz avec $VR=2.55$ est utilisé. Nous proposons de faire plusieurs plan de coupe parallèles (de type $X=\text{constante}$) à un même instant $t^*=0.15$. Ces plans de coupe sont représentés sur la FIG. 4.24.

Ces champs de vitesse montrent effectivement la formation de deux structures de haute vitesse, symétriques par rapport à l'axe $Z=20$ mm, et respectivement centrées sur les axes $Z=10$ mm et $Z=30$ mm. Ces deux structures sont advectées vers l'aval tout en pénétrant dans la couche limite et se détachant de la paroi. Au bout de 20 mm en aval de la fente ($x/l=0.66$) ces deux tourbillons ne sont plus visibles. Il est à noter que les capteurs pariétaux sont placés dans le plan $Z=20$ mm, on peut donc apercevoir sur ces plans de coupe que ces structures de tourbillons contra-rotatifs ne passent pas à proximité des capteurs pariétaux. Ceci explique pourquoi la FIG. 4.25 montre un champ de corrélation faible, et ce dans tout le volume de mesure.

Pour en revenir à la forme en S du sillage de jet, et à l'injection de l'énergie sur une direction parallèle à la fente, une décomposition modale (POD) est effectuée.

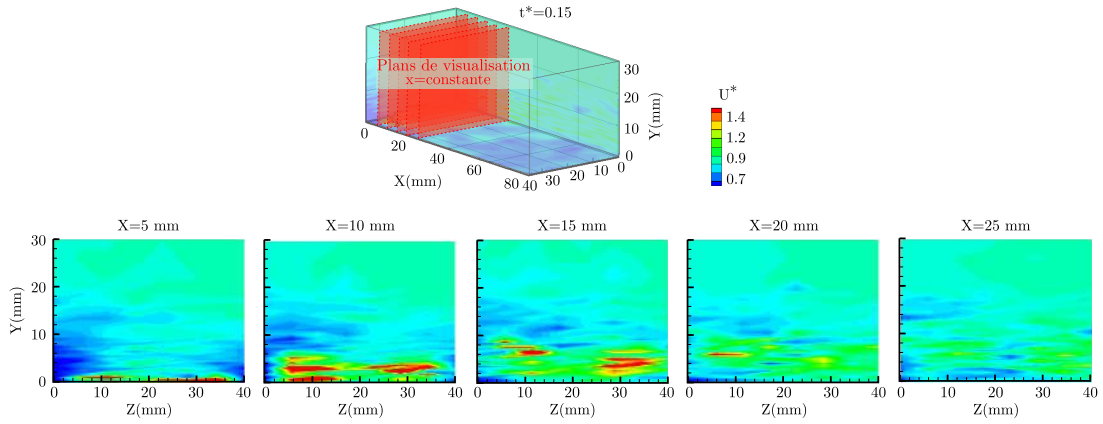


FIGURE 4.24 – Champs instantanés de vitesse adimensionnée en vue de coupe $X=\text{constante}$ à $t^*=0.15$ pour le cas $f=456$ Hz, $VR=2.55$

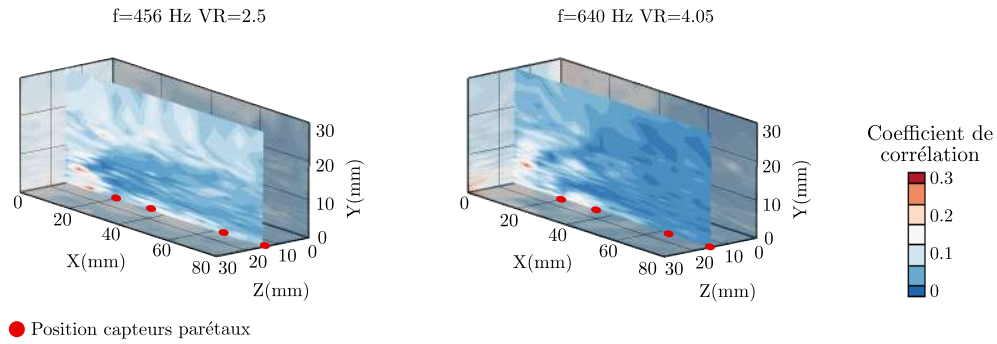


FIGURE 4.25 – Carte de corrélation capteurs pariétaux - vitesse pour le jet balayant

Le plan de coupe $Y=1.5$ mm est utilisé. Les trois premiers modes sont exposés sur la FIG. 4.26, pour le cas $f=456$ Hz et $VR=0.5$. Le premier mode correspond à l'écoulement stationnaire dans ce plan de coupe, qui représente d'une part le champ de vitesse moyen délivré par l'actionneur à jet balayant, et d'autre par l'écoulement de couche limite. Les modes suivants correspondent à l'énergie injectée par le jet balayant sous la forme d'oscillations dans le plan, comme le montrent les bandes verticales (parallèles à Z), déphasées spatialement d'un mode à l'autre. Ces bandes sont ici discontinues pour trois raisons :

- la faible résolution spatiale dans le plan XY (5 mm suivant X et 5 mm suivant Y)
- l'absence de la composante de la vitesse parallèle au fil chaud (U_z)
- les variations de la fréquences d'oscillation de l'actionneur (dégradation de la reconstitution des champs de vitesse).

Malgré cela, une topologie type du jet balayant peut être décrite en bas de la FIG. 4.26. Il s'agit d'un jet pénétrant, avec une action principale dans le plan XZ correspondant à un soufflage à 45° , et une action secondaire dans le plan XY avec

une oscillation de la direction de soufflage créant un sillage en forme de S et donc une excitation de l'écoulement suivant Z. Le point fort de cet actionneur est donc d'être capable d'exciter l'écoulement dans toutes les directions, et d'atteindre des fréquences très élevées. Il y a de plus formation des deux tourbillons contra-rotatifs dans l'enveloppe du jet, habituellement associés au mécanisme de contrôle consistant à récupérer de l'énergie "loin" de la paroi pour la réinjecter en proche paroi. La robustesse de l'actionneur (pas de pièces mobiles) est également un élément qui peut être décisif dans le choix d'une solution de contrôle applicative.

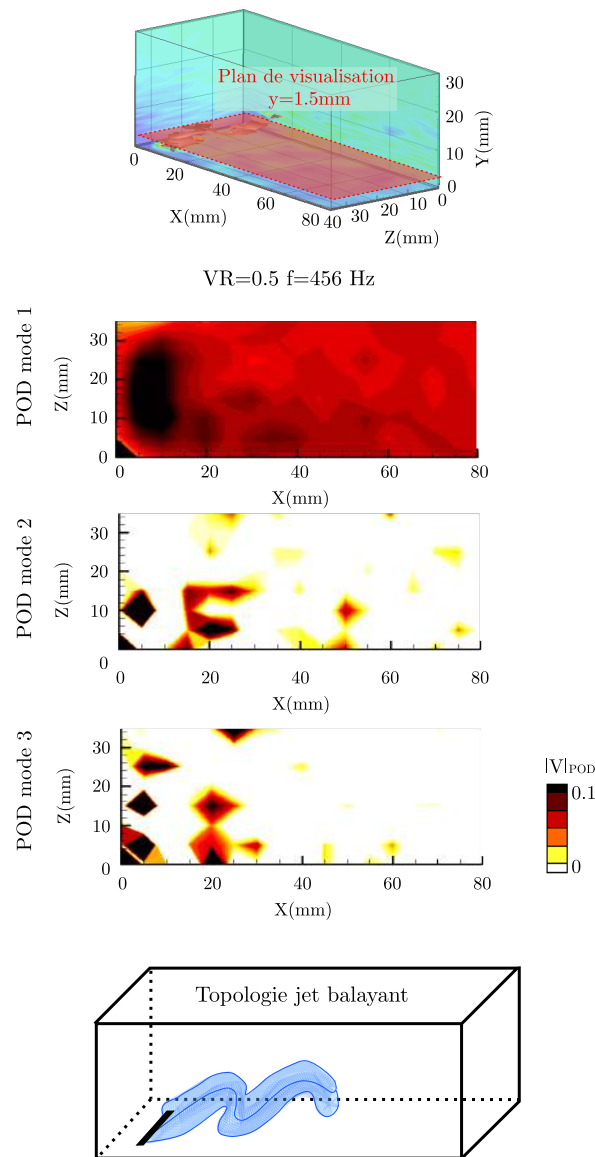


FIGURE 4.26 – Modes POD pour le jet continu avec vent relatif

4.3.3 | Comparaison de l'effet des actionneurs sur les champs moyens de vitesse

Ce paragraphe vise à comparer quantitativement les effets de chacun des actionneurs sur un cycle moyen. Pour cela on se propose de comparer les profils de vitesse adimensionnée moyens de chaque actionneurs suivant différents lignes. Pour être certain d'utiliser un champ de vitesse moyen dont la moyenne temporelle est bien convergée, nous utiliserons les valeurs moyennes des vitesses calculées sur la totalité de leur durée d'acquisition respective (2 secondes).

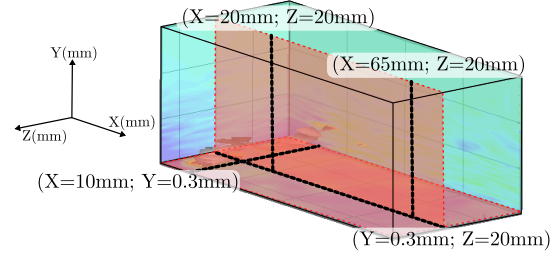


FIGURE 4.27 – Plans et lignes de coupe

Deux plans de coupe sont particulièrement intéressants pour comparer l'efficacité des actionneurs et leur impact sur l'écoulement de couche limite : le plan $Y=0.3$ mm correspondant à un plan parallèle à la paroi et très proche de celle-ci, et le plan $Z=20$ mm, correspondant au plan perpendiculaire à la paroi et à la fente, intersectant cette dernière en son milieu. Dans ces plans nous nous intéresserons particulièrement aux profils de vitesse moyens suivant les droites suivantes : $X=10$ mm et $Z=20$ mm dans le plan $Y=0.3$ mm ainsi que $X=20$ mm et $X=65$ mm dans le plan $Z=20$ mm. Ces droites sont schématisées sur la FIG. 4.27. De cette manière nous serons en mesure de quantifier et comparer les effets globaux des actionneurs sur les profils de couche limite ainsi que sur l'écoulement en proche paroi. Seuls certains cas particuliers parmi ceux étudiés dans le §4.3.2 sont présentés ici : le jet continu pour un VR de 4 et un VR de 6, le jet pulsé pour un VR de 4 et une fréquence de 75 Hz, ainsi qu'un VR de 6 pour des fréquences de 50 Hz et 100 Hz, le jet balayant pour des fréquences de 456 Hz et 640 Hz (correspondant respectivement à des VR de 2.55 et 4.05) et pour finir le jet synthétique pour une fréquence de 185 Hz avec un VR de 5.85. Pour le cas du jet synthétique, les mesures ayant été effectuées en 2D dans le plan $Z=20$ mm, la visualisation du champ dans le plan $Y=0$ mm n'est pas possible. Seul une ligne 1D à $Z=20$ mm est effectivement mesurée.

Plan de coupe $Y=0.3$ mm (FIG. 4.28)

Le plan de coupe $Y=0.3$ mm dans les champs tridimensionnels de vitesse moyenne, est un rectangle de 80 mm de long suivant l'axe X, et de 40 mm de haut suivant l'axe Z, avec une résolution de 5 mm. La fente de soufflage est centrée sur Z et se place à $X=5$ mm. La FIG. 4.28 représente les champs de vitesse moyenne adimensionnée $U^* = \frac{\bar{U}}{U_\infty}$ dans ces plans de coupe. Nous pouvons tout d'abord analyser et comparer les champs de vitesse bidimensionnels obtenus. On peut observer que les actionneurs de jet pulsé et continu ont une largeur d'impact égale à la largeur de la fente de soufflage, tandis que l'actionneur à jet balayant permet d'élargir la zone d'interaction au delà de la largeur de fente, grâce au balayage qui induit un angle de soufflage plus élevé dans ce plan. En termes d'intensité, les jets

balayants semblent être capables d'avoir un effet moyen plus homogène sur toute la surface d'interaction, mais en ayant un effet plus faible que les autres actionneurs. Les jets continus ont un effet très marqué à la sortie de la fente (et d'autant plus intense que le VR est élevé) mais qui se concentre sur une surface moindre.

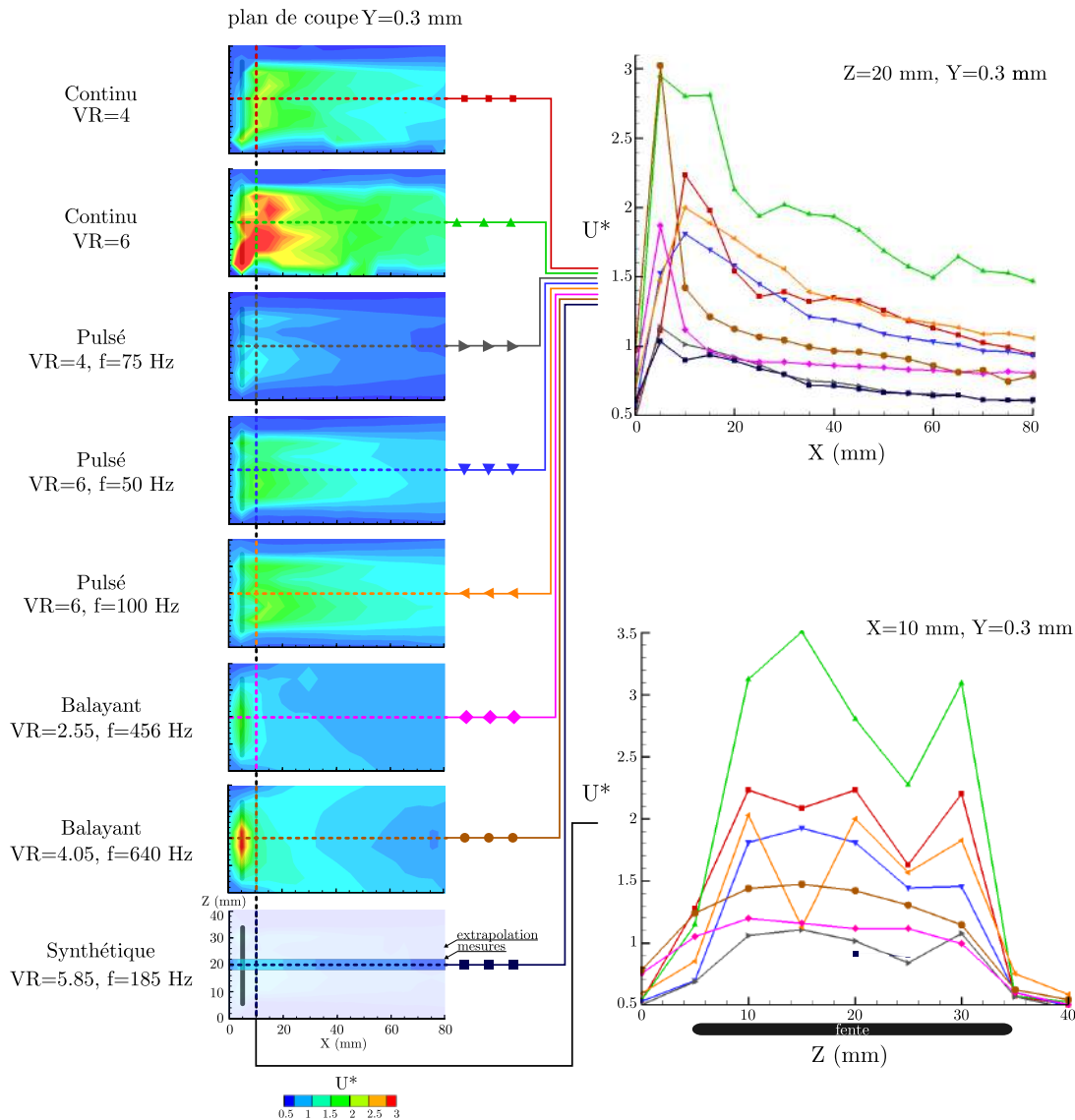


FIGURE 4.28 – Comparaison des profils de vitesse moyenne dans le plan $Y=0.3$ mm

L'homogénéité du champ de vitesse induit par l'actionneur à jet pulsé semble être corrélée à la fréquence d'actionnement, tandis que l'intensité globale de la vitesse adimensionnée semble être corrélée au VR, dans la région d'action de l'actionneur. L'actionneur à jet synthétique n'a que peu d'effet sur le champ de vitesse dans le plan $Y=0$ mm comparé aux autres actionneurs, car les structures se détachent

rapidement de la paroi pour être advectées dans la couche limite.

Dans le but d'avoir une comparaison quantitative de ces champs de vitesse moyens, nous comparons les profils de vitesse suivant les deux lignes choisies précédemment. A chaque actionneur est associé une couleur ainsi qu'une forme de marqueur, afin d'identifier les courbes associées sur les coupes effectuées sur la [FIG. 4.28](#).

- La ligne $Z=20$ mm permet dans un premier temps de visualiser l'évolution de l'intensité de la vitesse en aval de la fente. Les plans de coupe étant placés à $Y=0.3$ mm de la paroi, le principal pic apparaissant sur les courbes correspond à l'intersection du jet avec ce plan. Or nous avons observé que l'angle de soufflage peut être modifié selon le VR et le type de jet. C'est pour cette raison que le premier pic n'est pas localisé au même X pour chaque actionneur. En termes d'intensité du maximum de vitesse, les différents jets peuvent être classés par intensité décroissante, et il est pertinent de noter qu'en se déplaçant vers l'aval, les amplitudes de vitesse adimensionnée diminuent (de l'ordre de 40% à $2l$ en aval du pic), mais le classement des actionneurs par niveau d'amplitude de vitesse n'est plus le même à la sortie du domaine à $X=80$ mm (soit $2.5l$ en aval de la fente). Ces courbes permettent de connaître l'intensité de la vitesse moyenne en proche paroi, et son évolution suivant l'axe X . Cette information est représentative de $\left(\frac{\partial U}{\partial y}\right)_{y \sim 0}$, et donc du frottement pariétal. Cette courbe permet donc de mettre en lumière l'efficacité de chacun des actionneurs dans un contexte de contrôle du frottement pariétal, ainsi que l'évolution de cette efficacité le long de l'axe X .

- La ligne $X=10$ mm permet dans un second temps de comparer la largeur sur laquelle chaque actionneur affecte le profil de couche limite. Les profils de vitesse moyenne adimensionnée sont extraits le long de cette ligne pour chacun des cas d'étude utilisés sur la [FIG. 4.28](#). La comparaison de ces profils permet de mettre en évidence que le jet balayant a la capacité d'interagir avec l'écoulement sur une largeur plus importante que les autres actionneurs (de l'ordre de $1.2l$), de par sa topologie. Le jet continu, grâce à sa nature stationnaire, a une largeur d'interaction avec l'écoulement de $1l$, contrairement au jet pulsé qui, de par sa nature instationnaire, sa topologie, et sa dynamique de développement, n'affecte l'écoulement que sur une largeur de $0.85l$.

Plan de coupe $Z=20$ mm ([FIG. 4.29](#))

Afin d'étudier maintenant l'impact des actionneurs fluidiques sur les profils de vitesse couche limite, un plan de coupe perpendiculaire à la paroi de la plaque plane et à la fente (en intersectant celle-ci en son milieu) est utilisé. Il s'agit du plan $Z=20$ mm, dans lequel la fente de soufflage se trouve à $X=5$ mm. Les champs de vitesse moyenne adimensionnée dans ce plan de coupe sont représentés sur la [FIG. 4.29](#) pour chacun des cas sélectionnés dans ce paragraphe.

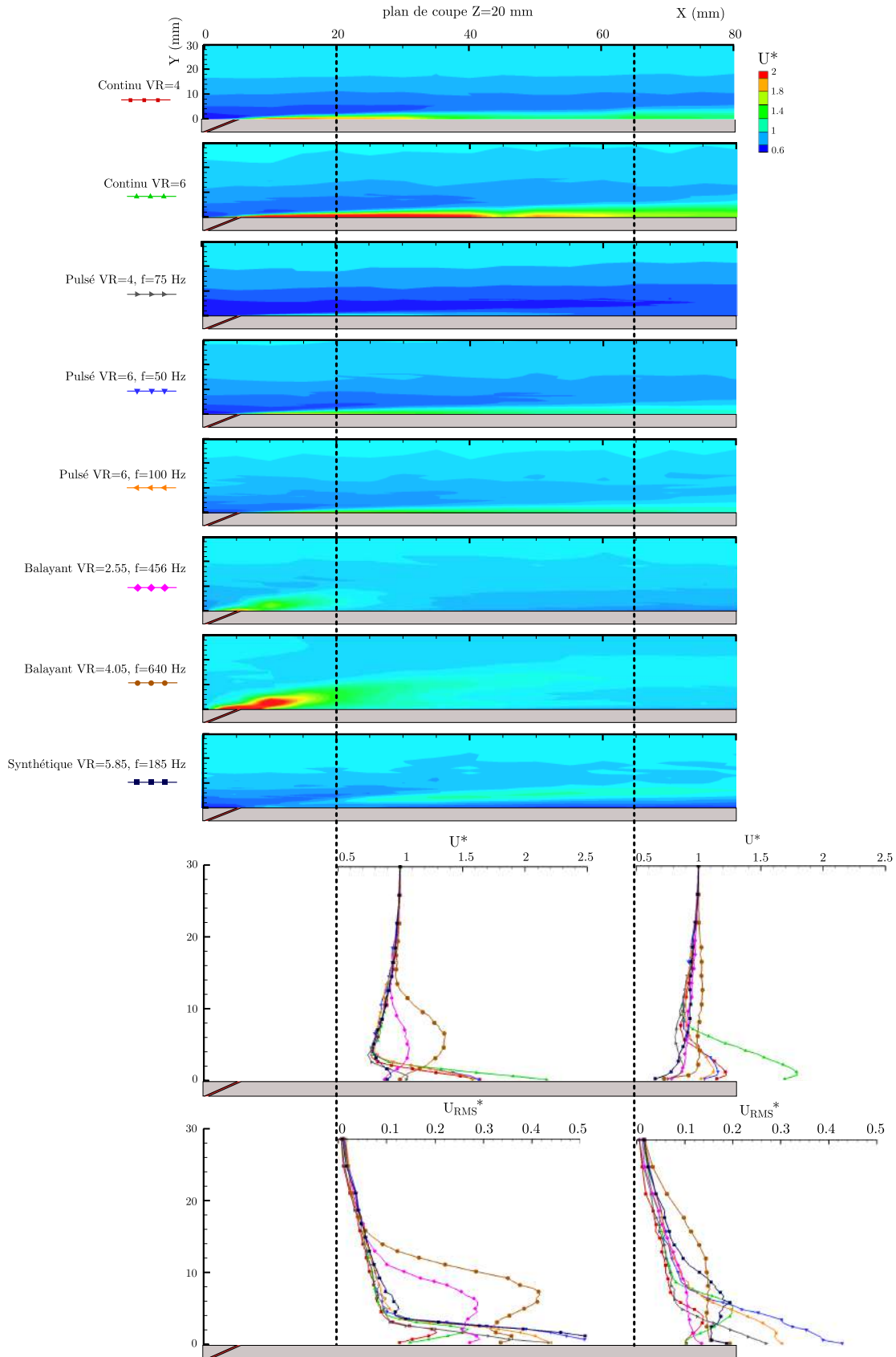


FIGURE 4.29 – Comparaison des profils moyens de vitesse et d'écart-type dans le plan Z=20 mm

Dans ce plan de coupe deux lignes sont choisies : $X=20$ mm et $X=65$ mm (correspondant respectivement à des positions de $x/l=0.16$ et 2 en aval de la fente). Les profils de vitesse moyenne adimensionnée et d'intensité de turbulence sont alors extraits le long de ces lignes en respectant le code couleur défini sur la [FIG. 4.28](#). Trois types de profils sont alors identifiables sur ces courbes. Le premier type correspond à un jet pénétrant et épais associé aux écoulements induits par les actionneurs jet balayant. Ceux-ci permettent d'avoir une zone d'interaction épaisse (de l'ordre de 0.6δ à $0.5l$ en aval de la fente) et d'avoir un jet pénétrant dans la couche limite. Cette topologie de jet permet d'avoir une zone d'interaction et de cisaillement également en bord de fuite du jet. Ce profil a tendance à s'aplatir lorsque l'on se déplace suivant X . A $2l$ en aval de la fente les profils de vitesse associés au jet balayant sont quasiment plats sur toute leur épaisseur, réduisant l'épaisseur de la région impactée par l'actionneur à environ 0.08δ . Sur cette forme de profil l'augmentation du VR a pour effet d'augmenter l'épaisseur de la zone d'interaction, l'angle de soufflage ainsi que l'intensité du maximum de vitesse moyenne.

Le deuxième type de profil correspond à un jet confiné en proche paroi et collé à la paroi. Cette forme de profil est propre au jet continu et au jet pulsé pour les cas $VR=6$. On observe dans ces cas là un maximum de jet placé dans une épaisseur entre 0δ et 0.01δ (le premier point de mesure) à $0.5l$ en aval de la fente. Le VR et la fréquence n'ont pas d'impact sur la position de ce maximum pour ces cas là, mais ont en revanche un impact sur son intensité. Plus le VR est élevé, plus l'intensité du pic est élevée, et plus la fréquence est faible. Cette intensité de pic décroît lorsque l'on se déplace suivant X : on observe une perte de l'ordre de 20% en passant d'une position de $0.5l$ à $2l$ en aval de la fente.

Le troisième type de profil observé concerne le jet synthétique et le jet pulsé à $VR=4$ et $f=75$ Hz. Dans ces configurations le profil de vitesse à $0.5l$ en aval de la fente a une épaisseur de 0.16δ , et le pic se trouve à 0.05δ . A $2l$ en aval de la fente, le jet est en moyenne dilué dans l'écoulement et l'épaisseur de la zone d'interaction s'étale rendant sa mesure plus complexe.

Sur la [FIG. 4.29](#) sont également représentés les profils d'écart-type adimensionné pour chacun des cas. Il est ici très intéressant de noter la répartition de l'intensité de turbulence pour chaque actionneur. La forme du profil d'intensité de turbulence est directement lié au type d'actionneur utilisé, tandis que les niveaux d'intensité de turbulence sont liés aux paramètres de l'étude (f , VR). Ainsi selon l'objectif de contrôle que l'on souhaite atteindre et les mécanismes de contrôle associés que l'on souhaite utiliser, la définition des zones dans lesquelles il est préférable d'injecter de la turbulence, peuvent permettre de déterminer quel actionneur est le plus adapté. Ces différentes observations sur les champs d'intensité de turbulence et de vitesse moyenne capturés à l'interaction entre chaque type de jet et le profil de couche limite permettent de comparer quantitativement la façon dont l'écoulement de couche limite est perturbé par chaque actionneur. Il est tout de même important de préciser que les cas utilisés pour comparer les champs moyens ne permettent pas d'effectuer des comparaisons quantitative dans une configuration optimale car aucun paramètre n'a pus être fixé et mis en commun pour tous les actionneurs. Cela provient du fait que, comme le montre la [FIG. 4.11](#), chaque actionneur possède sa propre gamme de paramètres (fréquence, c_μ), et il n'existe pas de point de

fonctionnement commun à tous les actionneurs. Il est cependant possible d'extraire de la comparaison de ces champs moyens une tendance quantitative. En complétant cette comparaison par les analyses topologiques de chaque dynamique d'interaction, ainsi que par la liste des principaux mécanismes de contrôle des écoulements, un bilan de l'effet de chaque actionneur sur l'écoulement peut être proposé comme le montre le [§4.3.4](#).

4.3.4 Bilan de l'effet des actionneurs sur l'écoulement

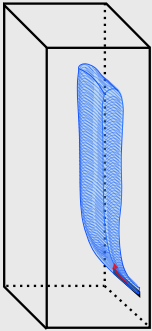
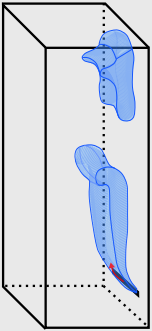
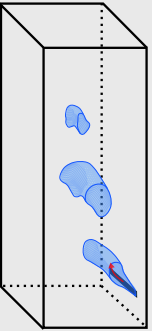
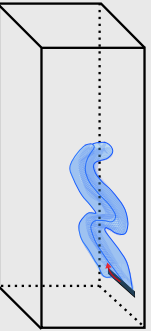
Type de jet	topologie	Spécificités	utilisation
Continu		jet débouchant à 45° jet confiné aspiration des lignes de courants amont action selon l'axe X principalement	Jet pariétal Introduction de RMS Forçage en amplitude Forçage en fréquence
Pulsé		jet débouchant à 45° jet confiné fréquence d'excitation pilotable structures convectées en proche paroi action selon l'axe X principalement	Jet pariétal Introduction de RMS Forçage en amplitude Forçage en fréquence
Synthétique		jet débouchant à 45° jet pénétrant injection de structure dans toute la couche limite gamme de fréquence restreintes action selon les axes X et Y principalement	Jet pariétal Introduction de RMS Forçage en amplitude Forçage en fréquence
Balayant		jet débouchant à 45° jet peu pénétrant fréquence non pilotable indépendamment de la vitesse action selon les axes X et Z principalement	Jet pariétal Introduction de RMS Forçage en amplitude Forçage en fréquence

FIGURE 4.30 – Synthèse des cas étudiés

4.4 | Synthèse

Ce chapitre présente la mise en place et les résultats de la principale campagne d'essai qui consiste à mettre en interaction chaque actionneur avec le profil de couche limite turbulente. Précédemment le dispositif expérimental a été défini et les actionneurs fluidiques ont été caractérisés dynamiquement sans écoulement relatif. Cette même configuration est utilisée dans ce chapitre mais en ajoutant un vent relatif, sous la forme d'un écoulement de couche limite turbulente sur une plaque plane. Tout d'abord une étude préliminaire est utilisée pour observer l'interaction entre un jet continu et la couche limite. Cette étude préliminaire permet de mettre en lumière que le ratio de vitesse est un paramètre très important pour être en mesure d'effectuer les mesures dans les conditions optimales. Comme le jet continu est représentatif des autres types de jet, une étude paramétrique est ensuite effectuée, à l'aide d'un calcul numérique, afin de déterminer des VR compatibles avec la méthodologie de mesure et de traitement des données utilisée dans cette campagne. Pour finir les quatre types de jets sont tour à tour utilisés pour étudier leur interaction avec l'écoulement ambiant, tout en examinant l'impact des différents paramètres propres à chaque actionneur sur la topologie de jet et sur l'interaction jet-couche limite. Cette étude permet de détacher les grands points forts et les points faibles de chaque actionneur, et de déterminer quel mécanisme de contrôle est plus adapté à quel actionneur, dans la configuration étudiée ici. De plus l'analyse comparative des solutions de contrôle testées dans ce chapitre peut être mise sous la forme d'un diagramme Énergie-Fréquence, comme montré sur la [FIG. 4.31](#).

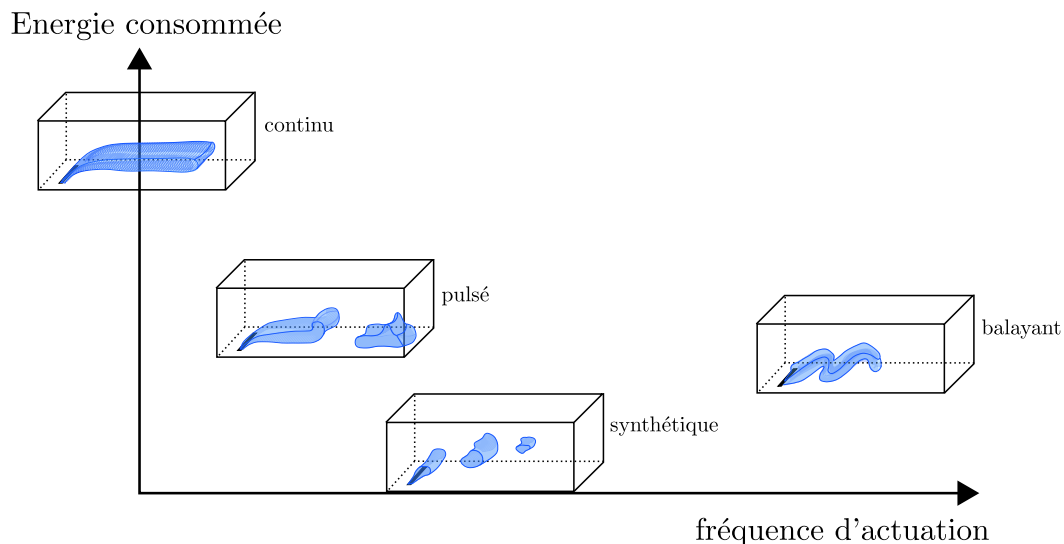


FIGURE 4.31 – *Diagramme Énergie-Fréquence pour les 4 actionneurs étudiés*

5. CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES

Les objectifs de cette thèse étaient doubles : d'une part il s'agissait de proposer des méthodes validées capables de reconstruire un champ de vitesse 3D résolu en espace et en temps en se basant sur des mesures locales résolues en temps type fil chaud. D'autre part il s'agissait d'analyser la dynamique d'écoulement induite par les différents actionneurs fluidiques en vue d'extraire les mécanismes de contrôle prépondérants.

5.1 | Synthèse générale

La première étape de cette thèse a été d'en définir le cadre et les objectifs. Afin de répondre à la problématique principale, à savoir la comparaison des mécanismes dynamiques en jeu à l'interaction entre des actionneurs et un écoulement, quatre types d'actionneurs fluidiques ont été retenus. Ceux-ci sont capables de produire des jets continu, pulsé, synthétique et balayant. L'objectif qui en découle est alors l'étude expérimentale de la dynamique d'interaction entre ces quatre types de jets et une couche limite turbulente se développant au dessus d'une plaque plane. Pour répondre à cela, un dispositif expérimental est conçu, avec pour spécificité principale l'utilisation d'une interface commune pour tous les actionneurs. L'enjeu est ici d'obtenir une comparaison de l'effet du type de jet (continu, pulsé, balayant, synthétique) sur l'interaction avec une couche limite turbulente, et non une combinaison de l'effet du type de jet avec la géométrie du montage expérimental. Cette pièce d'interface est conçue pour être compatible avec tous les actionneurs sélectionnés, seul l'actionneur jet balayant n'est pas utilisé avec une interface afin d'en assurer le bon fonctionnement. L'ensemble du montage expérimental est également conçu pour être utilisé dans la veine de la soufflerie de couche limite dédiée aux mesures fil chaud, ainsi que dans la veine de la soufflerie dédiée aux mesures PIV. Les mesures en PIV n'ont pas pu être exploitées : l'impossibilité d'ensemencement du jet en amont de l'orifice de soufflage entraînait des champs de vitesse incomplets. Les seules mesures exploitables sont donc celles effectuées au fil chaud simple qui sont par nature ponctuelles et résolues en temps. La compréhension de la dynamique de l'écoulement ainsi que des mécanismes dynamiques en jeu nécessitent à minima des champs de vitesse 2D ou 3D résolus en espace et en temps. Afin d'exploiter ces données locales résolues en temps et effectuées sur des grilles de mesures 2D ou 3D, deux méthodes ont été proposées dans le cadre de cette thèse. Ces deux méthodes sont basées sur la périodicité de l'écoulement étudié, qui est dans notre cas assurée par la présence d'un actionneur fluidique imposant un forçage en fréquence dans l'écoulement. Cette périodicité présente dans l'écoulement permet également d'effectuer, en amont des méthodes de reconstitution, un procédé de moyenne de phase qui permet d'effectuer un premier filtrage des signaux bruts. La

première méthode est une adaptation de la méthode de reconstitution par approche conditionnelle. Cette méthode consiste à faire l'acquisition simultanée d'un signal de synchronisation représentatif de l'état de l'écoulement, et de la mesure de la vitesse locale. Ces deux signaux sont résolus en temps et exprimés dans une même base de temps. En se fixant un top (un trigger) dans le signal de synchronisation, qui va définir la nouvelle origine de la base temporelle commune, il est possible de synchroniser tous les couples de mesures effectuées. En répétant le processus en déplaçant le capteur mesurant la vitesse locale résolue en temps, il est alors possible de redistribuer les données synchronisées entre elles afin de reformer des champs de vitesse instantanés pour chaque pas de temps. Cette méthode a déjà fait ses preuves dans la reconstitutions de champs de vitesse 1D ou 2D, et nous avons pu valider son bon fonctionnement pour des champs de vitesse 3D résolus en espace et en temps.

La deuxième méthode proposée dans cette thèse est la méthode de reconstruction par apprentissage profond à l'aide d'un réseau de neurones artificiels. Cette méthode consiste à mettre en place un réseau de neurones ayant pour entrées les coordonnées (x,y,z) de chaque point de mesure effectuée, ainsi que le temps t . La sortie du réseau de neurone étant la vitesse et l'écart type de la vitesse, elle peut être considérée comme une fonction des données d'entrée du réseau. L'apprentissage du réseau de neurones avec les données acquises en chaque point de l'espace et à chaque instant consiste donc à affiner les coefficients de cette fonction afin de minimiser l'erreur entre la vitesse et l'écart type reconstruits, et la vitesse et l'écart type mesurés. L'avantage est de pouvoir reconstruire l'écoulement en affinant le maillage spatial et temporel par rapport aux données acquises expérimentalement, et ce de façon non linéaire. Ces deux méthodes sont comparées et validées sur un cas test. Cependant la méthode d'apprentissage par réseau de neurones nécessite un temps de calcul important pour la phase d'apprentissage. Cette méthode n'est donc pas utilisée dans le reste de l'étude.

Une fois la méthode de reconstitution par approche conditionnelle validée et choisie, elle est appliquée pour traiter les données acquises lors de la première campagne d'essai. Cette campagne vise à caractériser les écoulements induits par les actionneurs fluidiques. L'objectif de cette campagne est double. D'une part la connaissance de ces écoulements induits par chacun des actionneurs permet d'avoir un écoulement de référence auquel se référer lorsque ces actionneurs seront en interaction avec un écoulement. Cela permet donc également d'affiner la zone d'étude, et d'adapter les méthodes de mesure. D'autre part cette première campagne permet de vérifier le bon fonctionnement des actionneurs ainsi que leur compatibilité avec le montage expérimental.

Pour cela les actionneurs ont tout d'abord été caractérisés indépendamment sur banc de caractérisation, en écoulement libre. Cela a permis de connaître la réponse dynamique de chaque actionneur, et de choisir les points de fonctionnement des actionneurs les plus adaptés à l'étude, mais également d'optimiser leur pilotage (en terme d'amplitude, de forme, et de fréquence de signal de commande notamment). Dans un second temps les actionneurs ont été caractérisés dynamiquement dans la veine d'essai, sans écoulement relatif. Cela a permis d'étudier l'impact du confinement dans la veine sur le développement des écoulements induits par chaque actionneur. Les jets pulsé et continu ont montré une variation dans la direction de

soufflage lors de l'intégration en veine. Le jet synthétique n'a pas pu être utilisé pour des mesures de champs 3D, car de fortes productions de chaleur et de vibrations ont été observées dans l'actionneur lors d'essais de longue durée. Or les mesures en 3D demandent un temps de fonctionnement très long. Pour assurer l'intégrité de l'actionneur ce temps a donc été limité en réduisant la taille de la grille de mesure. Pour conserver tout de même une bonne résolution spatiale, le choix s'est porté sur la limitation de la grille de mesure à un plan 2D.

Après avoir caractérisé les actionneurs fluidiques lors de cette première campagne d'essai, des mesures préliminaires ont été effectuées afin d'investiguer l'interaction entre le jet pulsé et le jet continu avec un profil de couche limite. En effet ces deux types de jets ayant déjà subi une déviation lors de l'intégration en veine de par la nature confinée de l'écoulement, ces jets sont ceux qui sont les plus susceptibles de poser problème pour des sondages au fil chaud de l'interaction entre le jet et la couche limite. Les mesures préliminaires ont effectivement montrées, pour un ratio de vitesse faible, que le jet est confiné en proche paroi, et sa faible épaisseur ne permettait pas d'effectuer des mesures à l'intérieur du jet, rendant ainsi compliquée la capture de la zone d'interaction. C'est pour cette raison qu'une étude paramétrique a été effectuée, dans le but de déterminer le ratio de vitesse optimal pour l'étude de la zone d'interaction.

Les mesures au fil chaud étant longues à mettre en œuvre pour avoir une résolution spatiale suffisamment élevée, l'utilisation du calcul numérique est favorisée. Un calcul stationnaire LES en 2D est donc implémenté sous OpenFoam, afin de simuler l'interaction entre un jet continu et un profil de couche limite. Le modèle numérique et sa mise en données sont validés pour deux ratios de vitesse extrêmes, à l'aide de sondages au fil chaud simple. Ce modèle validé est ensuite utilisé pour investiguer les champs de vitesse générés lors de l'interaction entre le jet continu et le profil de couche limite turbulente pour des ratios de vitesse intermédiaires. Les paramètres d'intérêt sont définis comme étant l'épaisseur d'impact du jet à $\delta/2$ en aval de la fente, et la position du pic de jet à cette même distance. En effet ces deux paramètres sont représentatifs de la capacité à effectuer des mesures à l'intérieur du jet et de la zone de cisaillement à l'aide du fil chaud. Cette étude paramétrique permet de dégager deux ratios de vitesse utilisés pour la suite de l'étude.

S'en suit la campagne d'essai principale qui consiste à mettre en interaction chaque actionneur fluidique, fonctionnant aux régimes prédéfinis lors de leur caractérisation, avec le profil de couche limite dont la vitesse a été définie par l'étude paramétrique. Les résultats de ces mesures sont reconstituées par approche conditionnelle afin de visualiser les champs de vitesse en moyenne de phase. Cela permet alors d'étudier la dynamique des écoulements capturés, d'identifier les différents phénomènes physiques en jeu, et ainsi d'associer des mécanismes de contrôle. Cette étude des champs de vitesse est complétée par une étude bibliographique. En effet le capteur utilisé étant un fil chaud simple, la vitesse mesurée est un module de la somme des composantes de la vitesse perpendiculaires au fil. La vitesse suivant l'axe parallèle à la fente, la vorticité, ainsi que la direction du fluide ne peuvent pas être déterminées. C'est pour cela que les champs de vitesse obtenus sont mis en parallèle avec des études antérieures lors de l'identification des phénomènes physiques en jeu. L'analyse de ces champs de vitesse est ensuite effectuée à l'aide de décompositions POD permettant d'extraire la signature énergétique de chaque actionneur. Les

cartes de corrélation entre les capteurs pariétaux (frottement et pression) et les champs de vitesse sont également étudiées, et permettent de déterminer l'impact des actionneurs sur les structures tourbillonnaires en proche paroi. Ces deux outils d'analyse permettent de dégager une topologie type pour chaque actionneur. Le contenu de cette campagne d'essai permet de répondre à la problématique principale motivant cette thèse : la comparaison des mécanismes de contrôle associés aux différents actionneurs. Pour cela deux approches sont utilisées. La première est une approche qualitative visant à comparer l'effet des actionneurs en termes de topologie d'écoulement, et en termes de mécanismes de contrôle. Cette comparaison permet notamment de définir le potentiel d'utilisation de chaque actionneur pour plusieurs objectifs de contrôle. La deuxième approche est une approche quantitative, visant à comparer les champs moyens induits par chacun des actionneurs dans l'écoulement de couche limite. Cette comparaison permet de quantifier et hiérarchiser les effets des actionneurs notamment sur les profils de vitesse le long de la paroi, et sur la pénétration des jets dans l'écoulement. L'ensemble du cheminement de la démarche scientifique suivi dans cette thèse est schématisé sur le diagramme de la [FIG. 5.1](#). L'apport de cette étude à la communauté du contrôle des écoulements peut donc se résumer en trois points :

- la proposition et la validation de deux méthodes de reconstitution/reconstruction de champs de vitesse basées sur des mesures ponctuelles et résolues en temps. Ces méthodes ont l'avantage de pouvoir reconstituer des champs des vitesse à des fréquences très élevées (20 kHz), et ne nécessitent pas d'ensemencement. Elles sont donc particulièrement adaptées pour la caractérisation d'actionneurs fluidiques sur des géométries de petite taille,
- une méthodologie de comparaison des mécanismes de contrôle associés aux différents type actionneurs, en utilisant une interface commune permettant de ne modifier que l'actionneur et donc le type de jet émis d'une mesure à l'autre,
- les campagnes expérimentales menées lors de cette thèse ont amenées à la création d'une grande base de données couvrant les quatre types de jet étudiés dans différentes configurations, avec et sans vent relatif. Cette base de données est en elle même un apport à la communauté puisqu'elle permet de comparer la dynamique d'interaction d'autres actionneurs à celle des actionneurs testés dans cette thèse. Mais l'étude effectuée dans ce projet sur cette base de donnée a également permis d'effectuer d'une part une comparaison des effets de ces quatre types de jets sur le champ de vitesse moyen d'un écoulement de couche limite, et d'autre part d'identifier les mécanismes de contrôle favorisés par chaque type d'actionneur. Cette comparaison peut donc servir de support pour justifier le choix d'un actionneur fluidique particulier dans le cadre d'un objectif de contrôle d'écoulement, et cela en se basant sur la compréhension de la dynamique d'interaction et de la topologie de l'écoulement induit par l'interaction entre l'actionneur fluidique et l'écoulement de couche limite.

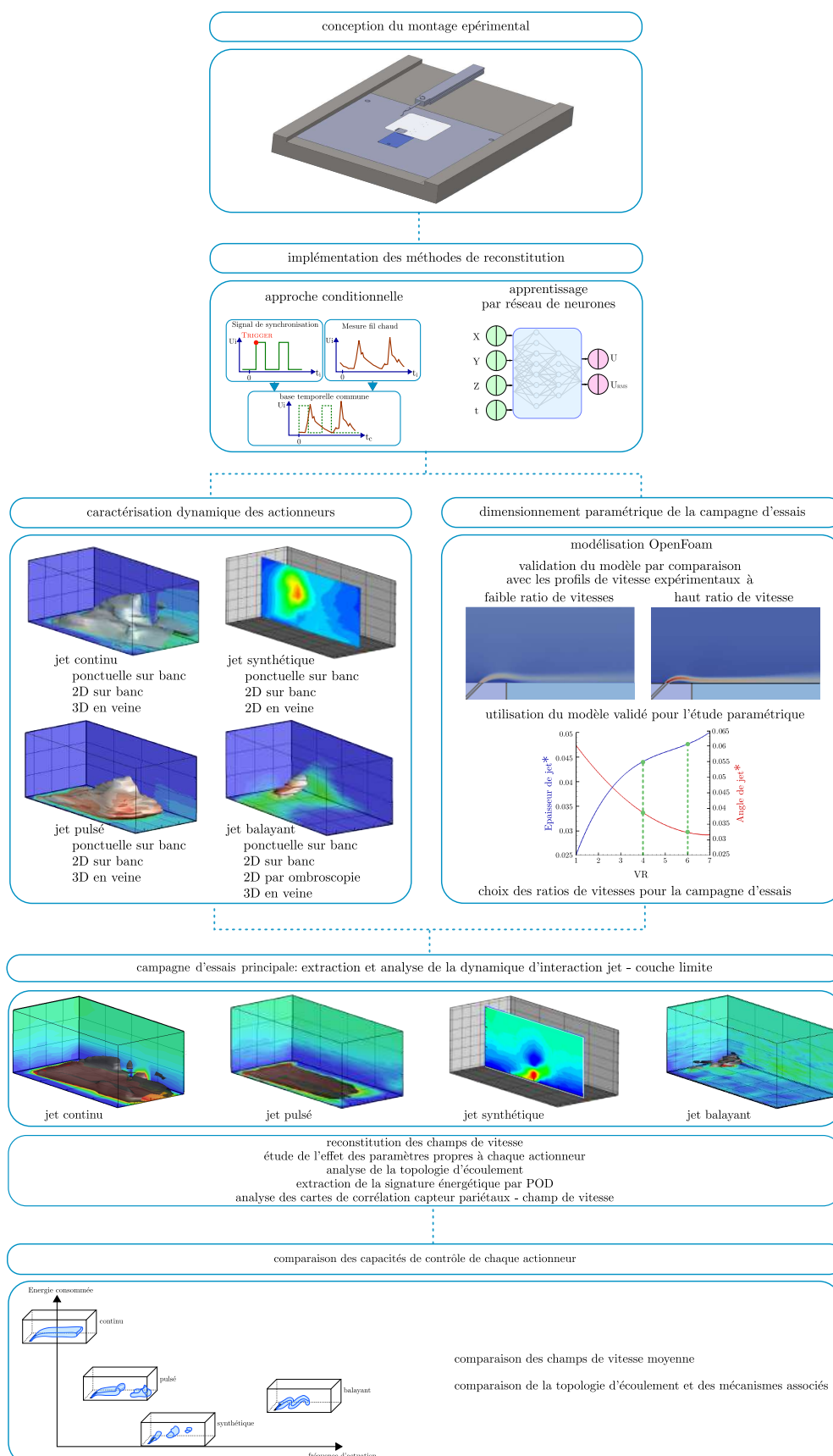


FIGURE 5.1 – Logigramme synthétique de la démarche scientifique

5.2 | Perspectives

Cette thèse nous a permis de nous poser de nombreuses questions. Certaines ont trouvé leur réponse, et d'autres restent ouvertes. De plus de nombreuses idées et pistes n'ont pu être suivies. On se propose de détailler ici les perspectives et les pistes de réflexion pour de potentielles futures investigations. Ces perspectives s'articulent autour de 4 thèmes que sont :

- la mise au point ou l'amélioration des méthodologies
- l'utilisation ou l'enrichissement des bases de données expérimentales
- l'optimisation et l'extension de l'utilisation des réseaux de neurones
- l'amélioration de la compréhension des phénomènes physiques mis en évidence dans cette thèse, et l'application à d'autres écoulements (tourbillonnaires, détachés, compressibles...).

La méthodologie

Les méthodes développées dans cette thèse ont permis d'obtenir une comparaison des écoulements 3D résolus en espace et en temps induits lors de l'interaction entre différents types de jet et un profil de couche limite. Cependant au cours de l'application de cette méthodologie, faisant intervenir notamment l'approche conditionnelle, plusieurs limitations sont apparues. Ces principaux points durs sont donc de potentielles sources d'amélioration du processus. Le premier point concerne l'actionneur de jet synthétique. Celui-ci n'a pu être utilisé pour des mesures en 3D, la topologie 3D de l'écoulement induit par cet actionneur et de son interaction avec un profil de couche limite n'a donc pas pu être obtenue expérimentalement dans cette étude. Le deuxième point concerne le jet balayant. Lors de l'application du procédé de moyenne de phase, et de la synchronisation avec le signal de pression instationnaire acquis dans la boucle de retour, plusieurs difficultés ont été rencontrées. Une modification de la méthode de synchronisation, ou de la technique de moyenne de phase pourrait probablement améliorer la qualité des reconstitutions. Le dernier point concerne le capteur fil chaud utilisé. S'agissant d'un capteur à fil chaud simple, seule une composante de la vitesse est mesurée. Les vitesses mesurées sont donc sous la forme de module et non de vecteur, ce qui ne permet pas de connaître la vorticité et le sens de l'écoulement. Or ces deux informations peuvent être décisives dans la bonne compréhension de la dynamique et de la physique d'un écoulement.

Les bases de données expérimentales

La grande base de données expérimentales couvrant un grand nombre de configurations (fréquences, ratios de vitesse, vitesse d'actionneurs...) et quatre types d'actionneurs a été générée lors des campagnes d'essais de cette thèse. Cette base de données pourrait être utilisée dans plusieurs contextes différents :

- Pour la validation de modèles numériques, que ce soit de simulation des écoulements internes d'un actionneur (en comparant la sortie de l'actionneur) ou la simulation de l'écoulement induit par l'actionneur, ou encore la simulation de l'interaction entre l'actionneur et l'écoulement de couche limite turbulente.

- Pour la validation de nouvelles méthodes de reconstruction, en utilisant la base de données comme set initial de données, et les reconstitutions par approche conditionnelle comme set de validation.
- Pour une extension de la base de donnée, en utilisant la même méthodologie et la même configuration géométrique avec d'autres actionneurs non couverts par cette étude. Il serait alors possible de comparer l'efficacité de ce nouvel actionneur avec les 4 actionneurs testés dans cette thèse.

les réseaux de neurones

L'utilisation des réseaux de neurones pour la reconstruction de champs de vitesse basés sur des mesures ponctuelles et résolues en temps a montré de très bons résultats. Malheureusement cette méthode n'a pas été conservée dans cette étude car le temps d'apprentissage était trop élevé. Cependant cette technique possède un potentiel très intéressant. Une optimisation du procédé d'apprentissage pourrait probablement permettre de diminuer le temps d'entraînement, et augmenter la rentabilité de l'utilisation de la méthode. Il serait alors très intéressant d'utiliser l'outil pour investiguer et tester les points suivants :

- la reconstruction d'un domaine plus grand que le domaine utilisé pour l'entraînement du réseau, afin de tester la robustesse de la reconstruction
- l'utilisation d'un métamodèle capable de reconstruire l'écoulement induit en tenant compte d'autres paramètres tels que la fréquence ou la vitesse de jet. Pour illustrer ce point avec un exemple, il pourrait être intéressant de tester la robustesse de la méthode en ajoutant un neurone d'entrée correspondant à la fréquence de l'actionneur, et d'entraîner le réseau de neurones avec le set complet des données acquises pour l'actionneur jet balayant (plusieurs fréquences), et vérifier la qualité de reconstruction des champs de vitesse induits par l'actionneur à ces fréquences. Mais l'outil aurait alors un potentiel encore plus intéressant, puisqu'il serait capable de reconstruire l'écoulement induit par l'actionneur à des fréquences intermédiaires, différentes de celles utilisées dans le set d'entraînement.

la compréhension physique

L'analyse des champs de vitesse capturés lors de l'interaction des différents types de jet et du profil de couche limite a été effectuée à l'aide de l'étude de la topologie des champs de vitesse, de l'analyse des cartes de corrélation, et de la signature énergétique mise en évidence par les cartes POD. Cependant de nombreux autres outils existent pour analyser la dynamique d'un écoulement. D'autres informations physiques présentes dans la base de données pourraient encore être mises en évidence, notamment à l'aide de décompositions DMD, ou de l'utilisation des longueurs intégrales de turbulence. L'implémentation et l'application de tels outils aux données acquises dans cette thèse permettraient d'améliorer la qualité de la compréhension physique des phénomènes en jeu.

A. COMPLÉMENTS SUR LES MOYENS DE MESURES UTILISÉS

A.1 | Anémométrie à fil chaud

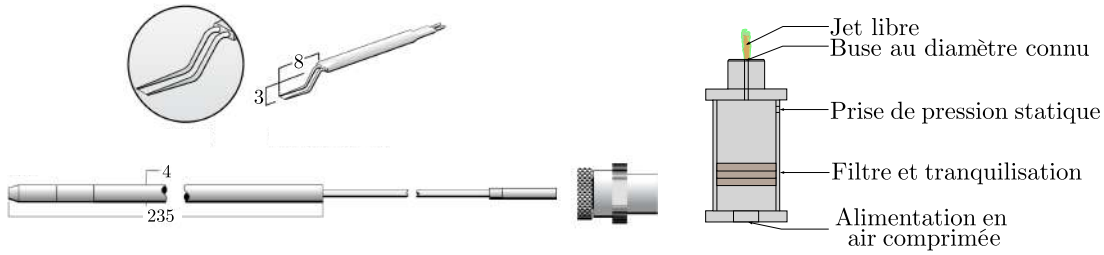


FIGURE A.1 – Matériel utilisé pour l'anémométrie fil chaud.

Le capteur de fil chaud déployé pour effectuer les mesures présentées dans cette thèse est une sonde de couche limite 55p15 de DANTEC Dynamics. La sonde est fixée sur un porte sonde Dantec Dynamics droit de 235 mm de long. La [FIG. A.1 droite](#) montre le type d'étalon utilisé pour la calibration empirique. Il se compose d'un corps dans lequel l'air est filtré et tranquilisé à une pression mesurée à l'aide d'un micro-manomètre Furness (présenté en [§2.3.4](#)), et d'une buse de diamètre connu. La vitesse du jet libre ainsi généré peut alors être calculée connaissant la pression de l'environnement, la pression statique dans le corps de l'appareil, ainsi que sa température, à l'aide de l'équation de Saint-Venant :

$$\frac{\gamma}{\gamma - 1} \frac{P_{calibrateur}}{\rho_{air}} \left(\left(\frac{P_{atm}}{P_{calibrateur}} \right)^{\frac{\gamma-1}{\gamma}} - 1 \right) + \frac{U^2}{2} = 0$$

Avec γ est l'indice adiabatique du fluide $\gamma = \frac{c_p}{c_v}$ avec c_p et c_v respectivement les capacités thermiques massiques et spécifiques. Grâce à ce matériel l'étalonnage peut être effectué de 0 m.s^{-1} à 180 m.s^{-1} . Les signaux (chauffe et mesure) sont conditionnés à l'aide d'un pont de Wheatstone présent dans le conditionneur DANTEC Dynamics. Le modèle d'étalonnage utilisé est un polynôme d'ordre 5. La chaîne d'acquisition utilisée est montée en [FIG. A.2](#).

Ce montage permet d'effectuer des mesures fil chaud à une fréquence de 20 kHz , en fonctionnement "température constante". Le filtre utilisé est du type passe-bas avec une fréquence de coupure de 10 kHz . L'incertitude des mesures est obtenue

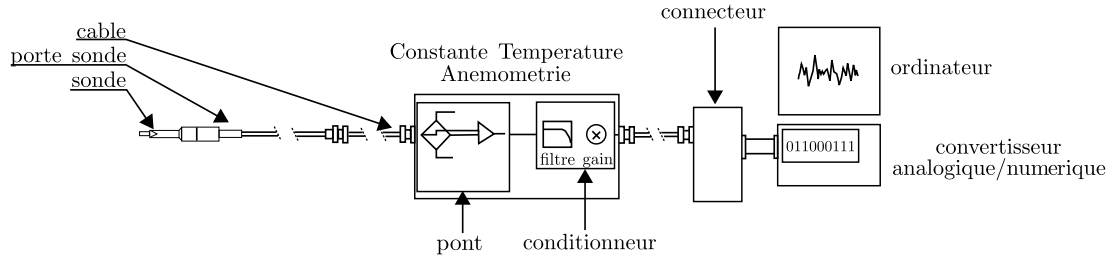


FIGURE A.2 – Chaîne d'acquisition du fil chaud (*Dantec, 2002*)

grâce à l'unité d'étalonnage du capteur, et peut être évaluée à moins de 0.5 m.s^{-1} sur sa gamme d'utilisation. Pour des vitesses inférieures à 150 m.s^{-1} les effets de compressibilité sur la mesure fil chaud sont négligés.

A.2 | Vélocimétrie par images de particules

La PIV utilisée dans cette étude est la stéréo-PIV 2D3C haute cadence. Cela signifie que le champ de vitesse est mesuré dans un champ deux dimensions à l'aide d'une nappe laser fine de 2 mm d'épaisseur, mais que la composante perpendiculaire à cette nappe de la vitesse est également mesurée. De plus, ces mesures sont effectuées à une fréquence de 2 kHz, et sont par conséquent considérées comme résolues en temps. L'ensemencement est produit à l'aide d'un générateur de particules de type "Multi-laskins Nozzle". Il produit des traceurs microconiques d'huile d'olive de $1 \mu\text{m}$ de diamètre qui sont dirigées vers une cage d'ensemencement. Cette méthode de vaporisation est détaillée dans (*Kahler et al., 2002*). La cage d'ensemencement se compose de tubes horizontaux en cuivre de diamètre 16 mm et percées suivant deux génératrices diamétralement opposées de trous de 1 mm espacés de 50 mm. Les extrémités de ces différents tubes en cuivre sont reliés à deux conduites PVC verticales de gros diamètre, servant de nourrice et sur lesquelles les générateurs de particules sont directement connectés. En aval de ce dispositif se trouve un nid d'abeille pour tranquilliser l'écoulement avant le convergent. L'éclairement des particules est assuré par une source laser à double cavité Nd-YAG qui génère des séries de doubles impulsions lumineuses d'énergie maximale 400 mJ, et de longueur d'onde 527 nm. L'intervalle de temps entre les impulsions laser (Q-Switch) est programmable par l'intermédiaire d'un générateur de retard. Le générateur de retard utilisé est un Berkley 575 et un Stanford DG 535 est utilisé pour la synchronisation de tous les éléments entre eux. Ces deux dispositifs fonctionnent à 20 kHz. Pour les cas présentés dans cette étude un réglage à $\Delta t = 14 \mu\text{s}$ est utilisé. Le laser est posé sur un bâti en contact avec le sol, sans aucune liaison mécanique avec le moyen d'essais, qui pourrait transmettre d'éventuelles vibrations néfastes à la bonne génération du plan laser. Le dispositif de génération de nappe utilisé est un générateur de nappe de marque Lavision. La focale de la lentille cylindrique en sortie du générateur de nappe permet d'ajuster

la taille de la zone de mesure. Le plan laser est positionné au centre de la fente, perpendiculairement à celle-ci, et perpendiculairement à la plaque plane.

La surface du champ d'étude choisi ici permet d'effectuer des acquisitions à 2kHz, c'est donc cette fréquence qui sera utilisée pour la PIV rapide. L'enregistrement des clichés PIV est réalisé par deux caméras Photron 1024×1024 pixels, montées avec des objectifs macro de 105mm. La [FIG. 2.16](#) montre l'ensemble du montage PIV dans la veine de la soufflerie de couche limite. La caméra supérieure et la caméra inférieures ont un angle de 45° par rapport à la normale de la nappe laser afin d'effectuer des mesures de la composante de la vitesse perpendiculaire au plan laser. Pour cette raison des montures de Scheimpflug, permettant un ajustement en position et en visée précis, sont utilisées entre les caméras et les objectifs, afin de maximiser la zone nette après un réglage par procédé itératif. Ce réglage est effectué à l'aide d'une mire de calibration constituée de points noirs de diamètre 0.3 mm et espacés régulièrement de 5 mm. Cette mire est également utilisée pour définir les coefficients des lois de correction de déformations d'images et de connaître le grandissement des prises de vue. Ces données sont utilisées dans le processus de post-traitement des clichés PIV. Cette tâche est effectuée à l'aide du logiciel ONERA DaapPIV ([Geiler et Monnier, 2010](#)). La première étape est le redressement des images déformées. La deuxième étape est l'analyse des images qui se décompose en plusieurs actions, notamment l'utilisation d'un algorithme d'optimisation des fenêtres de recherche afin de centrer au mieux le pic de corrélation, un algorithme de filtrage par écart par rapport à la moyenne permettant de supprimer les valeurs qui sont en dehors de l'ordre de grandeur des vitesses à mesurer, et un algorithme de bouchage de trou pour interpoler les valeurs manquantes dans le champ de vitesse. La dernière étape correspond à la conversion des champs de vitesse en un fichier lisible avec des logiciels de visualisation.

B. COMPLÉMENTS SUR LA SIMULATION OPENFOAM

La simulation numérique utilisée dans le [chapitre 4](#) dans l'objectif de déterminer le ratio de vitesse optimal pour l'étude est introduite dans le [§4.2.1](#). Cette annexe présente plus en détail la simulation, avec notamment le maillage, la mise en données et la modélisation des profils de vitesses utilisées.

Le domaine de calcul est de $1\text{ m} \times 30\text{ cm} \times 1\text{ cm}$, avec un maillage de 89 895 cellules, raffiné en proche paroi avec un $Y^+ \leq 10^{-3}$. Le Δt est de 1, le critère de convergence est assuré par le résidu de la pression et tous les calculs présentés dans cette étude paramétrique sont convergés à 1×10^{-6} . Le profil de couche limite est imposé en entrée de domaine à l'aide d'une modélisation des couches limites mesurées expérimentalement, les parois haute et basse sont de type murs avec frottement, les parois latérales sont de type symétrie, et sur la sortie une pression libre est imposée. La fente du jet n'est géométriquement pas modélisée, il s'agit d'un vecteur vitesse incliné à 45° qui est injecté sur la largeur de la fente. Le profil du jet injecté est modélisé à l'aide d'un ajustement de courbe utilisant deux logarithme. Expérimentalement il est observable que le profil du jet continu, adimensionné par sa vitesse maximale, a une forme identique pour toutes les vitesses de jet utilisées. Le modèle de courbe pour toutes les configurations est donc le même, et est présenté en [FIG. B.1](#).

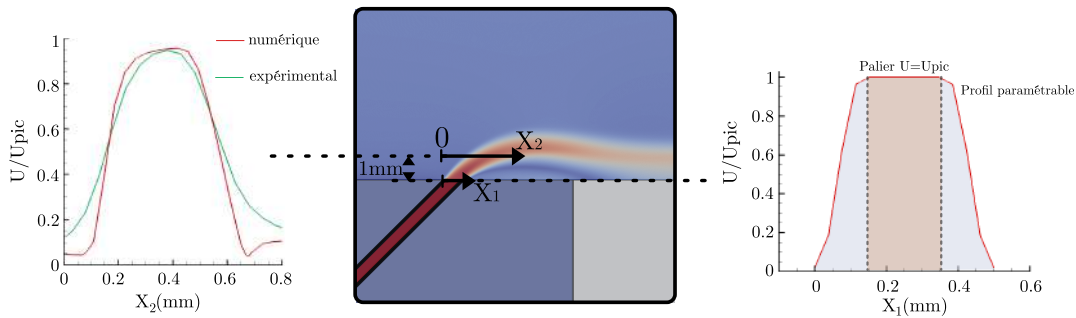


FIGURE B.1 – Mise en données du profil de vitesse du jet continu

Le profil de vitesse imposé à la sortie de fente dans le modèle numérique se compose de 2 éléments. Le premier élément est le profil de la zone de cisaillement (gauche et droite du jet). Ce profil est paramétré à l'aide d'un logarithme népérien, et le paramètre ajustable est la largeur de cette zone. Cette largeur est déterminée par retro-fitting, et une valeur de 0.2 mm donne un profil satisfaisant. Le deuxième élément est un palier à $U = U_{pic}$ dont la valeur est pilotable, et la largeur de

cette zone est définie de sorte que la largeur totale du profil soit de 0.5 mm (qui correspond à la largeur de la fente) : largeur du palier + $2 \times$ largeur cisaillement = 0.5 mm. Ce profil de vitesse ainsi défini est donc utilisé pour déterminer le module de la vitesse, qui sera appliqué à des vecteurs inclinés à 45° par rapport à la surface de la plaque (jet vectorisé).

C. RÉSULTATS COMPLÉMENTAIRES

C.1 | Étude préliminaire de l'interaction jet - couche limite

Dans le cadre de l'étude préliminaire de l'interaction jet pulsé - couche limite turbulente à $U_\infty = 30 \text{ m/s}$, pour la compréhension de l'effet des vitesses de jets et fréquences de pulsation sur la typologie du jet, de nombreux sondages sont effectués. Plusieurs vitesses de jet sont utilisées (30 m/s, 60 m/s et 90 m/s) ainsi que plusieurs fréquences de pulsation (50 Hz, 100 Hz et 150 Hz sur signal carré 50/50). Les sondages fil chaud sont effectués dans le plan $Z=20 \text{ mm}$ (plan perpendiculaire à la fente et à la paroi et placé en milieu de fente). Trois lignes de sondages sont effectués pour chaque cas : un en sortie de fente (utilisé ici comme origine $x = 0 \text{ mm}$), un deuxième au dessus du premier capteur pariétal ($x = 30 \text{ mm}$) et une troisième au dessus du dernier capteur pariétal ($x = 75 \text{ mm}$). Les sondages sont effectués sur une épaisseur de 30 mm suivant l'axe Y avec une discrétisation évolutive (0.5 mm en proche paroi et jusqu'à 3 mm loin de la paroi). Le premier point de mesure sur l'axe Y est à une distance de 0.5 mm de la paroi. La fréquence d'acquisition est de 20 kHz . La [FIG. C.1](#) montre les graphiques représentant les profils moyens (moyennes en temps sur les échantillons de 2 secondes) de vitesse ainsi que les profils de turbulence. Les vitesses sont adimensionnées par U_∞ , les écart type sont exprimés en pourcentage de la valeur moyenne, et les distances à la paroi sont adimensionnées par l'épaisseur de couche limite δ . Pour des raisons esthétiques le premier point ($U = 0 \text{ m/s}$ à $Y = 0 \text{ mm}$) est ajouté. Mais il est à garder à l'esprit que le premier point de mesure n'est que à 0.5 mm de la paroi, ce qui ne permet pas de capturer le pic du jet dans chaque cas.

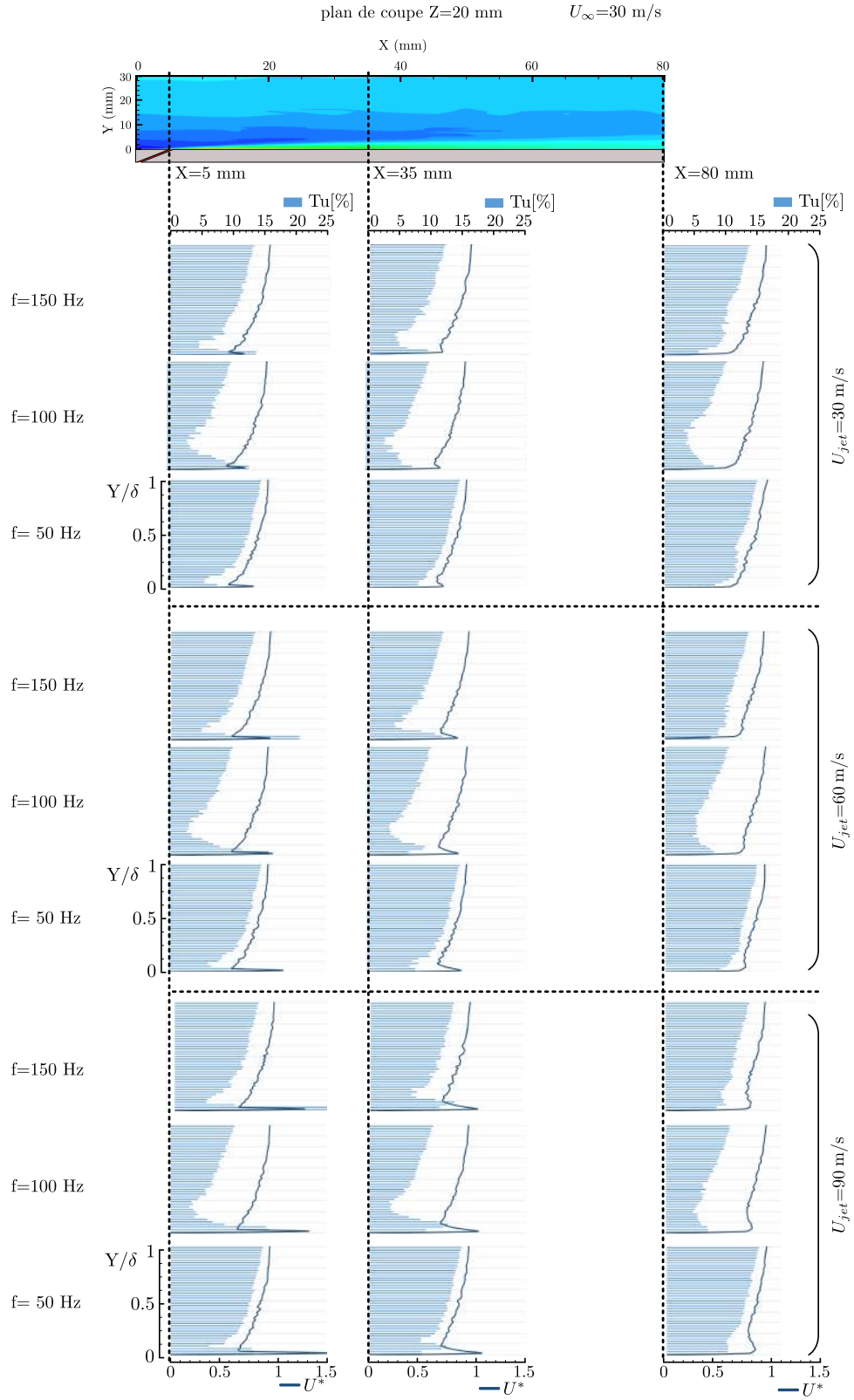


FIGURE C.1 – *Profils de vitesse moyenne et d'intensité de turbulence générés par l'actionneur à jet pulsé dans l'écoulement de couche limite pour plusieurs fréquences d'actionneur et plusieurs VR*

C.2 | Contribution des capteurs pariétaux à la corrélation avec le champ de vitesse

Comme évoqué en §2.2.2, la plaque instrumentée est équipée de 8 capteurs pariétaux. Le capteur de frottement pariétal placé à 15 mm en aval de la fente ayant subi des dégâts au niveau des soudures, il n'est pas pris en compte, et le nombre de capteurs restant s'élève donc à 7 : 4 capteurs de pression pariétale, et 3 de vitesse de frottement pariétal. Les profils de corrélation données pariétales - champ de vitesse présentés dans le chapitre 4 en utilisant la méthode de corrélations croisées présentée en §2.4.3, est une visualisation du maximum de toutes les corrélations possibles :

$$Cor = MAX(Cor(p_1, u), Cor(p_2, u), Cor(p_3, u), Cor(p_4, u), Cor(u_{\tau 2}, u), Cor(u_{\tau 3}, u), Cor(u_{\tau 4}, u))$$

Avec ces visualisations on ne peut donc pas déterminer la contribution de chacun de ces capteurs pariétaux dans le coefficient de corrélation global. Or cette information peut être intéressante, notamment dans le cas où l'on souhaite placer un seul capteur. Il faut alors choisir le type de capteur et le placer. Pour détailler la contribution de chaque capteur dans le coefficient de corrélation, nous choisissons un cas particulier où le champ des maxima de corrélation est bon. Le cas du jet pulsé avec un $VR=6$ et une fréquence d'actionneur de 50 Hz est choisi. Le §Fig. C.2 montre les champs de coefficient de corrélation propre à chaque capteur pour ce cas.

On peut observer que les capteurs de pressions pariétaux ont des niveaux de corrélation globalement plus faibles que les capteurs de frottement pariétaux. La position optimale d'un capteur pariétal dans cette configuration semble être à une distance de 60 mm (2δ) en aval de la fente. Le capteur de frottement pariétal (film chaud) placé à 60 mm de la fente est donc le plus efficace pour capturer le jet.

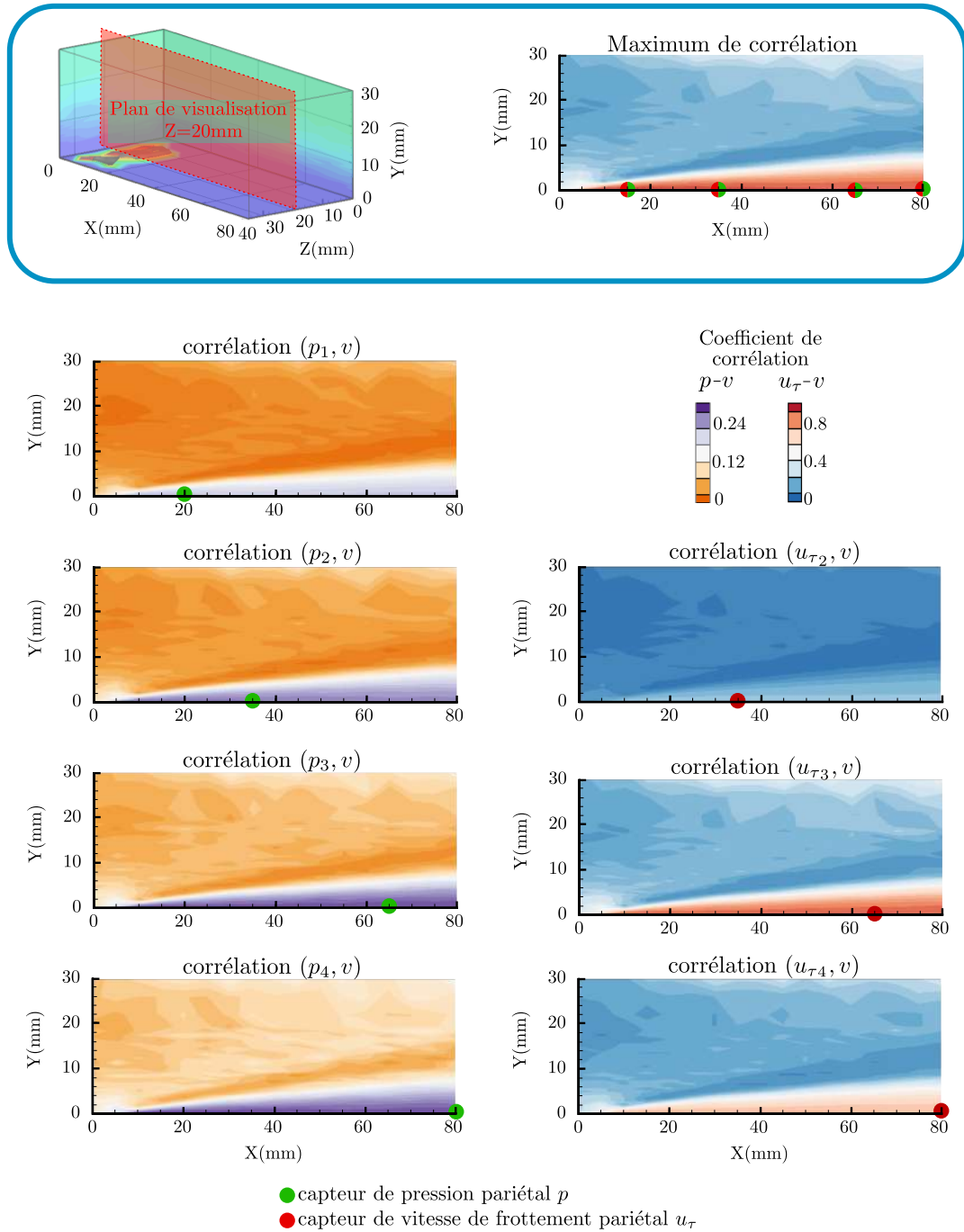


FIGURE C.2 – Contribution de chaque capteur pariétal dans les champs de corrélation

BIBLIOGRAPHIE

- A, A. et J, D. Numerical study of an isolated sweeping jet. 2012.
- Aamo, O., Krstic, M., et Shyy, W. *Flow Control by Feedback : Stabilization and Mixing*, volume 56. Springer, London, springer edition, 2003.
- Abu-Ghannam, B. J. et Shaw, R. Natural Transition of Boundary Layers - the Effects of Turbulence, Pressure Gradient, and Flow History. *Journal of Mechanical Engineering Science*, 22(5) :213–228, 1980. ISSN 00222542.
- Achenbach, E. Distribution of local pressure and skin friction around a circular cylinder in cross-flow up to $Re = 5 \times 10^6$. *Journal of Fluid Mechanics*, 34(4) : 625–639, 1968. ISSN 14697645.
- Adrian, R. Particle-Imaging Techniques For Experimental Fluid-Mechanics. *Annual Review of Fluid Mechanics*, 23(1) :261–304, 1991. ISSN 00664189.
- Adrian, R. J. Conditional eddies in isotropic turbulence. *Physics of Fluids*, 22(11) : 2065–2070, 1979. ISSN 10706631.
- Aeschlimann, V., Barre, S., et Djeridi, H. Unsteady Cavitation Analysis Using Phase Averaging and Conditional Approaches in a 2D Venturi Flow. *Open Journal of Fluid Dynamics*, 03(03) :171–183, 2013. ISSN 2165-3852.
- Agashe, J., Arnold, D., et Cattafesta, L. Development of Compact Electrodynamic Zero-Net Mass-Flux Actuators. 2013.
- Ahuja, K. et Brown, W. Shear flow control by mechanical tabs. 2013.
- Amitay, M., Smith, B. L., et Glezer, A. Aerodynamic flow control using synthetic jet technology. *36th AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit*, 1998.
- Amitay, M., Parekh, D. E., Smith, D. R., Kibens, V., et Glezer, A. Aerodynamic flow control over an unconventional airfoil using synthetic jet actuators. *AIAA Journal*, 39 :361–370, 2012. ISSN 0001-1452.
- Anders, S., Sellers III, W., et Washburn, A. Active Flow Control Activities at NASA Langley. *Nasa*, 2012.
- Aubry, N., Guyonnet, R., et Lima, R. Spatio-temporal symmetries and bifurcations via bi-orthogonal decompositions. *Journal of Nonlinear Science*, 2(2) :183–215, 1992. ISSN 09388974.

- Aubry, N., Guyonnet, R., et Lima, R. Spatiotemporal analysis of complex signals : Theory and applications. *Journal of Statistical Physics*, 64(3-4) :683–739, 1991. ISSN 00224715.
- Avraham et Seifert. Fundamentals and Applications of Unsteady Suction/Blowing for Boundary Layer Control. *GDR Contrôle des décollements*, 2016.
- Bal, S. R., Balbino Dos Santos Pereira, R., L. de Oliveira Andrade, G., et Ragni, D. Investigating the Influence of DBD Plasma Actuators on the Skin Friction in Integral Boundary Layer Formulation. In *54th AIAA Aerospace Sciences Meeting*, 2016.
- Bangga, G., Lutz, T., et Kramer, E. Active separation control on a very thick wind turbine airfoil - A URANS and DDES perspective. *Journal of Physics : Conference Series*, 1037(2), 2018. ISSN 17426596.
- Bannier, A., Garnier, E., et Sagaut, P. Friction drag reduction achievable by near-wall turbulence manipulation in spatially developing boundary-layer. *Physics of Fluids*, 28(3), 2016. ISSN 10897666.
- Bargsten, C. J. et Gibson, M. T. NASA Innovation in Aeronautics : Select Technologies That Have Shaped Modern Aviation The Chevron Nozzle : A Novel Approach to Reducing Jet Noise Winglets : Striving for Wingtip Efficiency Composite Fan Casings : Increasing Safety and Fuel Efficiency for . *National Aeronautics and Space Administration*, (August) :11 :22, 2011.
- Barros, D., Ruiz, T., Borée, J., et Noack, B. Control of a three-dimensional blunt body wake using low and high frequency pulsed jets. *International Journal of Flow Control*, 6(1) :61–74, 2014. ISSN 1756-8250.
- Bearman, P. W. et Harvey, J. K. Control of circular cylinder flow by the use of dimples. *AIAA Journal*, 31(10) :1753–1756, 1993. ISSN 00011452.
- Bell, D. J., Lu, T. J., Fleck, N. A., et Spearing, S. M. MEMS actuators and sensors : Observations on their performance and selection for purpose. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 15(7), 2005. ISSN 09601317.
- Bellman, M., Agarwal, R., Naber, J., et Chusak, L. Reducing Energy Consumption of Ground Vehicles by Active Flow Control. pages 785–793, 2011.
- Berkooz, G. The Proper Orthogonal Decomposition in the Analysis of Turbulent Flows. *Annual Review of Fluid Mechanics*, 25(1) :539–575, 1993. ISSN 00664189.
- Bisgaard, C. Velocity fields around spheres and bubbles investigated by laser-doppler anemometry. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, 12(3) :283–302, 1983. ISSN 03770257.
- Bonnet, J. P., Cole, D. R., Delville, J., Glauser, M. N., et Ukeiley, L. S. Stochastic estimation and proper orthogonal decomposition : Complementary techniques for identifying structure. *Experiments in Fluids*, 17(5) :307–314, 1994. ISSN 07234864.

- Bons, J. P., Sondergaard, R., et Rivir, R. B. The Fluid Dynamics of LPT Blade Separation Control Using Pulsed Jets. *Journal of Turbomachinery*, 124(1) :77, 2001. ISSN 0889-504X.
- Borée, J. Extended proper orthogonal decomposition : A tool to analyse correlated events in turbulent flows. *Experiments in Fluids*, 35(2) :188–192, 2003. ISSN 07234864.
- Bragg, M. B. et Gregorek, G. M. Experimental study of airfoil performance with vortex generators. *Journal of Aircraft*, 24(5) :305–309, 1987. ISSN 00218669.
- Braslow, A. L. a history of suction-type laminar - flow control with emphasis on flight research. *Monographs in Aerospace History*, 13, 1999.
- Bright, I., Lin, G., et Kutz, J. N. Compressive sensing based machine learning strategy for characterizing the flow around a cylinder with limited pressure measurements. *Physics of Fluids*, 25(12), 2013. ISSN 10897666.
- Bruneau, C. H., Creusé, E., Depeyras, D., Gilliéron, P., et Mortazavi, I. Active and passive flow control around simplified ground vehicles. *Journal of Applied Fluid Mechanics*, 5(1) :89–93, 2012. ISSN 17353572.
- Cambonie, T., Gautier, N., et Aider, J. L. Experimental study of counter-rotating vortex pair trajectories induced by a round jet in cross-flow at low velocity ratios. *Experiments in Fluids*, 54(3), 2013. ISSN 07234864.
- Cambonie, T. et Aider, J. L. Transition scenario of the round jet in crossflow topology at low velocity ratios. *Physics of Fluids*, 26(8), 2014. ISSN 10897666.
- Campbel, M. *Golf Passion et mode d'emploi*. Hachette edition, 2011. ISBN 978-2-01-230337-9.
- Carpenter, A., Saric, W. S., et Reed, H. L. Laminar flow control on a swept wing with distributed roughness. *Collection of Technical Papers - AIAA Applied Aerodynamics Conference*, 2008. ISSN 10485953.
- Caruana, D., Barricau, P., Hardy, P., Cambronnie, J. P., et Belinger, A. The "Plasma Synthetic Jet" actuator. Aero-thermodynamic characterization and first flow control applications. *47th AIAA Aerospace Sciences Meeting including the New Horizons Forum and Aerospace Exposition*, 2009.
- Casalino, D., Diozzi, F., Sannino, R., et Paonessa, A. Aircraft noise reduction technologies : A bibliographic review. *Aerospace Science and Technology*, 12(1) : 1–17, 2008. ISSN 12709638.
- Cattafesta, L., Alvi, F., Williams, D., et Rowley, C. Review of Active Control of Flow-Induced Cavity Oscillations (Invited). *AIAA*, 2012.
- Cattafesta, L. N. et Sheplak, M. Actuators for Active Flow Control. *Annual Review of Fluid Mechanics*, 43(1) :247–272, 2011. ISSN 0066-4189.

- Ceccio, S. L. Friction Drag Reduction of External Flows with Bubble and Gas Injection. *Annual Review of Fluid Mechanics*, 42(1) :183–203, 2010. ISSN 0066-4189.
- Chen, F. J., Yao, C., Beeler, G. B., Bryant, R. G., et Fox, R. L. Development of Synthetic Jet Actuators for Active Flow Control at NASA langley. *Fluids 2000 Conference and Exhibit*, 2000.
- Chen, W. L., Xin, D. B., Xu, F., Li, H., Ou, J. P., et Hu, H. Suppression of vortex-induced vibration of a circular cylinder using suction-based flow control. *Journal of Fluids and Structures*, 42 :25–39, 2013. ISSN 08899746.
- Choi, H., Moin, P., et Kim, J. Active turbulence control for drag reduction in wall-bounded flows. *Journal of Fluid Mechanics*, 262(A) :75–110, 1994. ISSN 14697645.
- Choi, J., Jeon, W. P., et Choi, H. Mechanism of drag reduction by dimples on a sphere. *Physics of Fluids*, 18(4), 2006. ISSN 10706631.
- Chovet, C., Lippert, M., Keirsbulck, L., et Foucaut, J. M. Dynamic characterization of piezoelectric micro-blowers for separation flow control. *Sensors and Actuators, A : Physical*, 249 :122–130, 2016. ISSN 09244247.
- Chovet, C., Keirsbulck, L., Noack, B. R., Lippert, M., et Foucaut, J. M. Machine learning control for experimental shear flows targeting the reduction of a recirculation bubble. *IFAC-PapersOnLine*, 50(1) :12307–12311, 2017a. ISSN 24058963.
- Chovet, C., Lippert, M., Foucaut, J. M., et Keirsbulck, L. Dynamical aspects of a backward-facing step flow at large Reynolds numbers. *Experiments in Fluids*, 58 (11), 2017b. ISSN 07234864.
- Cierpka, C., Weier, T., et Gerbeth, G. Synchronized force and particle image velocimetry measurements on a NACA 0015 in poststall under control of time periodic electromagnetic forcing. *Physics of Fluids*, 22(7) :1–14, 2010. ISSN 10706631.
- Cole, D. R. et Glausen, M. N. Applications of stochastic estimation in the axisymmetric sudden expansion. *Physics of Fluids*, 10(11) :2941–2949, 1998. ISSN 10706631.
- Cuvier, C., Braud, C., Foucaut, J. M., et Stanislas, M. Flow control over a ramp using active vortex generators. *7th International Symposium on Turbulence and Shear Flow Phenomena, TSFP 2011*, 2011-July, 2011.
- Cuvier, C. *Active control of a separated turbulent boundary layer in adverse pressure gradient*. PhD thesis, 2012.
- Cybyk, B. Z., Simon, D. H., Land, H. B., Chen, J., et Katz, J. Experimental characterization of a supersonic flow control actuator. *Collection of Technical Papers - 44th AIAA Aerospace Sciences Meeting*, 8 :5673–5684, 2006.

- Dandois, J. et J. D. *Active flow control for low and high-speed flows*. Habilitation à diriger les recherches, UPMC-ONERA, 2017.
- Dandois, J., Garnier, E., et Sagaut, P. Unsteady simulation of a synthetic jet in a crossflow. *AIAA Journal*, 44(2) :225–238, 2006. ISSN 00011452.
- Dantec. *How to measure turbulence with hot-wire anemometers - a practical guide*. 2002.
- De, A., Zhu, S., et Acharya, S. An experimental and computational study of a swirl-stabilized premixed flame. *Proceedings of the ASME Turbo Expo*, 2 : 951–968, 2009. ISSN 07424795.
- De Giorgi, M. G., De Luca, C. G., Ficarella, A., et Marra, F. Comparison between synthetic jets and continuous jets for active flow control : Application on a NACA 0015 and a compressor stator cascade. *Aerospace Science and Technology*, 43 : 256–280, 2015. ISSN 12709638.
- de Mattos, B. S., Macedo, A. P., et da Silva Filho, D. H. Considerations about winglet design. *21st AIAA Applied Aerodynamics Conference*, 2003.
- Devenport, W. et Gleg, S. Aeroacoustics of Flow Control. *Fundamentals and Applications of Modern Flow Control*, pages 353–372, 2012.
- DiStefano, J. J., Stubberud, A. R., et Williams, I. J. Schaum’s outline of theory and problems of feedback and control systems. *Schaum’s outline series*, 2nd : 496, 1990. ISSN :0036-8075.
- Duda, B. M., Fares, E., Wessels, M., et Vatsa, V. N. Unsteady Flow Simulation of a Sweeping Jet Actuator Using a Lattice-Boltzmann Method. *54th AIAA Aerospace Sciences Meeting*, (January) :1–13, 2016.
- Eglinger, E., Ternoy, F., Dandois, J., Aigouy, G., Betsch, E., Jaussaud, G., Fournier, M., et Claeysen, F. High-performance Synthetic Jet Actuator for Aerodynamic Flow Improvement Over Airplane Wings. In *ACTUATOR 2018 : 16th International Conference on New Actuators*, 2018.
- Ely, M. J. et Jubran, B. A. A Parametric Study on the Effect of Sister Hole Location on Active Film Cooling Flow Control. pages 1301–1311, 2011.
- Emerick, T. M., Ali, M. Y., Foster, C. H., Alvi, F. S., Popkin, S. H., et Cybyk, B. Z. SparkJet actuator characterization in supersonic crossflow. *6th AIAA Flow Control Conference 2012*, 2012.
- Emmons, H. W. The Laminar-Turbulent Transition in a Boundary Layer-Part I. *Journal of the Aeronautical Sciences*, 18(7) :490–498, 1951.
- Eroglu, A. et Breidenthal, R. E. Structure, penetration, and mixing of pulsed jets in crossflow. *AIAA journal*, 39(3) :417–423, 2001. ISSN 00011452.

- Fadla, F., Graziani, A., Kerherve, F., Mathis, R., Lippert, M., Uystepuyst, D., et Keirsbulck, L. Electrochemical Measurements for Real-Time Stochastic Reconstruction of Large-Scale Dynamics of a Separated Flow. *Journal of Fluids Engineering, Transactions of the ASME*, 138(12), 2016. ISSN 1528901X.
- Fage, A. et Warsap, J. The effects of turbulence and surface roughness on the drag of a circular cylinder. *Her Majesty's Stationery Office*, (1283) :1–18, 1929.
- Fage, A. et Preston, J. On transition from laminar to turbulent flow in the boundary layer. *Proceedings of the Royal Society of London. Series A. Mathematical and Physical Sciences*, 178(973) :201–227, 1941. ISSN 2053-9169.
- Farge, M. et Schneider, K. Wavelets : Application to Turbulence. *Encyclopedia of Mathematical Physics*, 408 :408–420, 2006.
- Fernandez, P., Delva, J., Ott, C., Maier, P., et Gallas, Q. Experimental measurement benchmark for compressible fluidic unsteady jet. *High-Throughput*, 7(3), 2018. ISSN 25715135.
- Ferrer, E., de Vicente, J., et Valero, E. Low cost 3D global instability analysis and flow sensitivity based on dynamic mode decomposition and high-order numerical tools. *International Journal for Numerical Methods in Fluids*, 76(3) :169–184, 2014. ISSN 10970363.
- Fiedler, H. E. et Fernholz, H. H. On management and control of turbulent shear flows. *Progress in Aerospace Sciences*, 27(4) :305–387, 1990. ISSN 03760421.
- Fischer, M. C. et Ash, R. L. A General Review of Concepts for Reducing Skin Friction, Including Recommendations for Future Studies. (March) :1–45, 1974.
- Fouatih, O. M., Medale, M., Imine, O., et Imine, B. Design optimization of the aerodynamic passive flow control on NACA 4415 airfoil using vortex generators. *European Journal of Mechanics, B/Fluids*, 56 :82–96, 2016. ISSN 09977546.
- Foucaut, J. M., Coudert, S., et Stanislas, M. Unsteady characteristics of near-wall turbulence using high repetition stereoscopic particle image velocimetry (PIV). *Measurement Science and Technology*, 20(7), 2009. ISSN 13616501.
- Fric, T. F. et Roshko, A. Vortical Structure in the Wake of a Transverse Jet. *Journal of Fluid Mechanics*, 279 :1–47, 1994. ISSN 14697645.
- Fujita, H. A decade of MEMS and its future. pages 1–7, 2002.
- Gad-el hak, M., Pollard, A., et Bonnet, J.-P. *Flow Control, Fundamentals and Practices*. 1998.
- Gad-el Hak, M. *Flow control : passive, active, and reactive flow management*, volume 38. Edinburg, cambridge edition, 2013.
- Gallas, Q. et Pruvost, M. Banc de caractérisation d'actionneurs fluidiques ONERA Lille. *GDR Contrôle des décollements*, 2015.

- Gallas, Q., Mathew, J., Holman, R., Kasyap, A., Nishida, T., Carrol, B., Sheplak, M., et Cattafesta, L. Lumped Element Modeling of Piezoelectric-Driven Synthetic Jet Actuators. *AIAA Journal*, 2002.
- Ganesh, N., Arunvinthan, S., et Nadaraja Pillai, S. Effect of surface blowing on aerodynamic characteristics of tubercled straight wing. *Chinese Journal of Aeronautics*, 32(5) :1111–1120, 2019. ISSN 10009361.
- Geiler, C. et Monnier, J.-C. Industrialisation du logiciel PIV "DaapPIV" - Phase 1. *Technical Report Onera*, RT 2/14592, 2010.
- Gilarranz, J. L., Traub, L. W., et Rediniotis, O. K. A new class of synthetic jet actuators - Part I : Design, fabrication and bench top characterization. *Journal of Fluids Engineering, Transactions of the ASME*, 127(2) :367–376, 2005. ISSN 00982202.
- Godard, G. et Stanislas, M. Control of a decelerating boundary layer. Part 3 : Optimization of round jets vortex generators. *Aerospace Science and Technology*, 10(6) :455–464, 2006. ISSN 12709638.
- Goodfellow, I. J., Shlens, J., et Szegedy, C. Explaining and Harnessing Adversarial Examples. 2014.
- Graff, E., Seele, R., Lin, J. C., et Wygnanski, I. Sweeping Jet Actuators - a New Design Tool for High Lift Generation. *Innovative Control Effectors for Military Vehicles (AVT-215)*, pages 1–25, 2013.
- Graftieaux, L., Michard, M., et Nathalie, G. Combining PIV, POD and vortex identification algorithms for the study of unsteady turbulent swirling flows. *Measurement Science and Technology*, 12(9) :1422–1429, 2001. ISSN 09570233.
- Graziani, A., Lippert, M., Uystepuyst, D., et Keirsbulck, L. Scaling and flow dependencies over forward-facing steps. *International Journal of Heat and Fluid Flow*, 67(A) :220–229, 2017.
- Greenblatt, D. et Wygnanski, I. J. Control of flow separation by periodic excitation. *Progress in Aerospace Sciences*, 36(7) :487–545, 2000. ISSN 03760421.
- Guezennec, Y. G. et Choi, W. C. Stochastic estimation of coherent structures in turbulent boundary layers. *Proceedings of the International Centre for Heat and Mass Transfer*, pages 453–468, 1988. ISSN 0272880X.
- Haack, S. J., Land, H. B., Cybyk, B., Ko, H. S., et Katz, J. Characterization of a high-speed flow control actuator using digital speckle tomography and PIV. *4th AIAA Flow Control Conference*, 2008.
- Hardy, P., Barricau, P., Belinger, A., Caruana, D., Cambronne, J. P., et Gleyzes, C. Plasma synthetic jet for flow control. *40th AIAA Fluid Dynamics Conference*, 2010.

- Hejun, H. et Bogue, R. MEMS sensors : Past, present and future. *Sensor Review*, 27(1) :7–13, 2007. ISSN 02602288.
- Hémon, P. et Santi, F. Simulation of a spatially correlated turbulent velocity field using biorthogonal decomposition. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 95(1) :21–29, 2007. ISSN 01676105.
- Hinze, J. Turbulence. *McGraw-Hill*, 1975.
- Hirsch, D. G. *An Experimental and Theoretical Study of Active Flow Control*. PhD thesis, 2017.
- Holman, R., Utturkar, Y., Mittal, R., Smith, B. L., et Cattafesta, L. Formation Criterion for Synthetic Jets. *AIAA Journal*, 43(10), 2012.
- Horne, W. C. et Burnside, N. Acoustic Study of a Sweeping Jet Actuator for Active Flow Control (AFC) Applications. *22nd AIAA/CEAS Aeroacoustics Conference*, pages 1–14, 2016.
- Hornik, K. Approximation capabilities of multilayer feedforward networks. *Neural Networks*, 4(2) :251–257, 1991. ISSN 08936080.
- Hoyez-Delalieux, M.-C. *Étude Des Caractéristiques Institutionnaires D’Une Couche Limite Turbulente De Plaque Plane Sans Gradient De Pression*. PhD thesis, 1990.
- Huang, L., Huang, P. G., LeBeau, R. P., et Hauser, T. Numerical Study of Blowing and Suction Control Mechanism on NACA0012 Airfoil. *Journal of Aircraft*, 41(5) :1005–1013, 2008. ISSN 0021-8669.
- Hudy, L. M., Naguib, A., et Humphreys, W. M. Stochastic estimation of a separated-flow field using wall-pressure-array measurements. *Collection of Technical Papers - 44th AIAA Aerospace Sciences Meeting*, 18 :13520–13541, 2006.
- Hunt, J. C. R., Wray, a. a., et Moin, P. Eddies, streams, and convergence zones in turbulent flows. *Center for Turbulence Research, Proceedings of the Summer Program*, (1970) :193–208, 1988.
- Hussain, A. K. M. F. et Hasan, M. A. Z. Turbulence suppression in free turbulent shear flows under controlled excitation. Part 2. Jet-noise reduction. *Journal of Fluid Mechanics*, 150 :159–168, 1985. ISSN 0022-1120.
- Indrusiak, M. L. S., Kozakevicius, A. J., et Möller, S. V. Wavelet Analysis Considerations for Experimental Nonstationary Flow Phenomena. *Revista de Engenharia Térmica*, 15(1) :67, 2016. ISSN 1676-1790.
- Ismail, K., Chiekh, M. B., et Nasrallah, S. B. Techniques d’identification des structures cohérentes dans un écoulement 2D. *Canum*, 2(2) :1–5, 2006.

- Jabbal, M., Liddle, S. C., et Crowther, W. J. Active Flow Control Systems Architectures for Civil Transport Aircraft. *Journal of Aircraft*, 47(6) :1966–1981, 2010. ISSN 0021-8669.
- Jacobi, A. M. et Shah, R. K. Heat transfer surface enhancement through the use of longitudinal vortices : A review of recent progress. *Experimental Thermal and Fluid Science*, 11(3) :295–309, 1995. ISSN 08941777.
- Jeong, J., Hussain, F., Schoppa, W., et Kim, J. Coherent structures near the wall in a turbulent channel flow. *Journal of Fluid Mechanics*, 332 :185–214, 1997. ISSN 0022-1120.
- Johnson, J. P. et Nishi, M. Vortex generator jets - Means for flow separation control. *AIAA Journal*, 28(6) :989–994, 1990. ISSN 0001-1452.
- Kahler, C. J., Sammler, B., et Kompenhans, J. Generation and control of tracer particles for optical flow investigations in air. *Experiments in Fluids*, 33(6) :736–742, 2002. ISSN 07234864.
- Kang, S. et Choi, H. Active wall motions for skin-friction drag reduction. *Physics of Fluids*, 12(12) :3301–3304, 2000. ISSN 10706631.
- Kara, K. Numerical Study of Internal Flow Structures in a Sweeping Jet Actuator. *33rd AIAA Applied Aerodynamics Conference*, (June) :1–17, 2015.
- Karagozian, A. R. The jet in crossflow. *Physics of Fluids*, 26(10), 2014. ISSN 10897666.
- Karpouzas, G. K., Papoutsis-Kiachagias, E. M., Schumacher, T., de Villiers, E., Giannakoglou, K. C., et Othmer, C. Adjoint optimization for vehicle external aerodynamics. *International Journal of Automotive Engineering*, 7(1) :1–7, 2016. ISSN 21850992.
- Keirsbulck, L., Fourrié, G., Labraga, L., et Gad-el Hak, M. Scaling of statistics in wall-bounded turbulent flows. *Comptes Rendus - Mécanique*, 340(6) :420–433, 2012a. ISSN 16310721.
- Keirsbulck, L., Labraga, L., et Gad-El-Hak, M. Statistical properties of wall shear stress fluctuations in turbulent channel flows. *International Journal of Heat and Fluid Flow*, 37 :1–8, 2012b. ISSN 0142727X.
- Keras. Guide to the Sequential model - Keras Documentation, 2018.
- Khan, Z. U. et Johnston, J. P. On vortex generating jets. *International Journal of Heat and Fluid Flow*, 21(5) :506–511, 2000. ISSN 0142727X.
- Kim, H., Hu, Z., et Thompson, D. Unsteady aerodynamics of high speed train pantograph cavity flow control for noise reduction. *22nd AIAA/CEAS Aeroacoustics Conference, 2016*, 2016.

- Kim, S. Y., Paek, J. W., et Kang, B. H. Flow and Heat Transfer Correlations for Porous Fin in a Plate-Fin Heat Exchanger. *Journal of Heat Transfer*, 122(3) : 572–582, 2002. ISSN 00221481.
- King, L. V. On the Convection of Heat from Small Cylinders in a Stream of Fluid : Determination of the Convection Constants of Small Platinum Wires with Applications to Hot-Wire Anemometry. *Philosophical Transactions of the Royal Society A : Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, 214(509-522) : 373–432, 1914. ISSN 1364-503X.
- King, L. V. *Active Flow Control A BC*, volume 108. 2010. ISBN 978-3-642-11734-3.
- Kitsios, V., Cordier, L., Bonnet, J.-P., Ooi, A., et Soria, J. On the coherent structures and stability properties of a leading-edge separated aerofoil with turbulent recirculation. *Journal of Fluid Mechanics*, 683 :395–416, 2011.
- Koklu, M. Effect of a Coanda Extension on the Performance of a Sweeping-Jet Actuator. *AIAA Journal*, 54(3) :1131–1134, 2016. ISSN 0001-1452.
- Koklu, M. et Pack Melton, L. G. Sweeping Jet Actuator in a Quiescent Environment. *AIAA Abstract*, pages 1–21, 2013. ISSN 08870624.
- Kotu, V. et Deshpande, B. Deep Learning. *Data Science*, 521 :307–342, may 2019.
- Kovasznay, L. S. G. Hot-wire investigation of the wake behind cylinders at low Reynolds numbers. *Proceedings of the Royal Society of London. Series A. Mathematical and Physical Sciences*, 198(1053) :174–190, 1949. ISSN 2053-9169.
- Kral, L. D. et Guot, D. Characterization of jet actuators for active flow control. *30th Fluid Dynamics Conference*, 1999.
- Lakshminarayanan, B., Pritzel, A., et Blundell, C. Simple and Scalable Predictive Uncertainty Estimation using Deep Ensembles. *Cornell University*, 2016.
- Lamborghini. Huracán Performante : How the ALA (Lamborghini Active Aerodynamics) works, 2017.
- Lang, A. W., Bradshaw, M. T., Smith, J. A., Wheelus, J. N., Motta, P. J., Habegger, M. L., et Hueter, R. E. Movable shark scales act as a passive dynamic micro-roughness to control flow separation. *Bioinspiration and Biomimetics*, 9(3), 2014. ISSN 17483190.
- Laufer, J. et Vrebalovich, T. Stability and transition of a supersonic laminar boundary layer on an insulated flat plate. *Journal of Fluid Mechanics*, 9(2) : 257–299, 1960. ISSN 14697645.
- LeBlanc, P., Blackwelder, R., et Liebeck, R. *A Comparison Between Boundary Layer Measurements in a Laminar Separation Bubble Flow and Linear Stability Theory Calculations*. Springer edition, 1989.

- Lee, J. et You, D. Study of vortex-shedding-induced vibration of a flexible splitter plate behind a cylinder. *American Society of Mechanical Engineers, Fluids Engineering Division (Publication) FEDSM*, 1(PARTS A AND B) :1497–1506, 2012. ISSN 08888116.
- Leroy, A., Braud, C., Baleriola, S., Loyer, S., Devinant, P., et Aubrun, S. Comparison of flow modification induced by plasma and fluidic jet actuators dedicated to circulation control around wind turbine airfoils. *Journal of Physics : Conference Series*, 753(2), 2016. ISSN 17426596.
- Leschziner, M. A., Choi, H., et Choi, K. S. Flow-control approaches to drag reduction in aerodynamics : Progress and prospects. *Philosophical Transactions of the Royal Society A : Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, 369(1940) :1349–1351, 2011. ISSN 1364503X.
- Lewicki, G. et Marino, G. Approximation by superpositions of a sigmoidal function. *Zeitschrift für Analysis und ihre Anwendung*, 22(2) :463–470, 2003. ISSN 02322064.
- Liebeck, R. H. Design of Subsonic Airfoils for High Lift. *Journal of Aircraft*, 15(9) :547–561, 1978. ISSN 0021-8669.
- Lin, J. C., Whalen, E. A., Andino, M. Y., Graff, E. C., Lacy, D. S., Washburn, A. E., Gharib, M., et Wygnanski, I. J. Full-Scale Testing of Active Flow Control Applied to a Vertical Tail. *Journal of Aircraft*, 56(4) :1376–1386, 2019. ISSN 0021-8669.
- Lumley, J. L. The structure of inhomogeneous turbulence. *Atmospheric Turbulence and Radio Wave Propagation, edited by A. M. Yaglom and V. I. Tatarski (Nauka, Moscow)*, pages 166–178, 1967.
- Mahesh, K. The Interaction of Jets with Crossflow. *Annual Review of Fluid Mechanics*, 45(1) :379–407, 2013. ISSN 0066-4189.
- Martin, S. et Bhushan, B. Fluid flow analysis of continuous and segmented riblet structures. *RSC Advances*, 6(13) :10962–10978, 2016. ISSN 20462069.
- Maurell, S., Boréel, J., et Lumley, J. L. Extended proper orthogonal decomposition : Application to jet/vortex interaction. *Flow, Turbulence and Combustion*, 67(2) : 125–136, 2002. ISSN 13866184.
- McCormick, D. C. Boundary layer separation control with directed synthetic jets. *38th Aerospace Sciences Meeting and Exhibit*, 2000a.
- McCormick, D. C. Boundary layer separation control with directed synthetic jets. *38th Aerospace Sciences Meeting and Exhibit*, 2000b.
- McFadden, N. M., Rathert, G. A., et Bray, R. S. The Effectiveness of Wing Vortex Generators in Improving Maneuvering Characteristics of a Swept Wing Airplane at Transonic Speeds. *Naca*, 3523(TN-3523), 1955.

- McManus, K. et Magill, J. Separation control in incompressible and compressible flows using pulsed jets. *AIAA Meeting Paper*, 2013.
- Metzger, D. E., Berry, R. A., et Bronson, J. P. Developing Heat Transfer in Rectangular Ducts With Staggered Arrays of Short Pin Fins. *Journal of Heat Transfer*, 104(4) :700, 2009. ISSN 00221481.
- Michalke, A. et Fuchs, H. V. On turbulence and noise of an axisymmetric shear flow. *Journal of Fluid Mechanics*, 70(1) :179–205, 1975. ISSN 14697645.
- Minelli, G., Hartono, E. A., Chernoray, V. G., Hjelm, L., Basara, B., et Krajnovic, S. Development of Active Flowcontrol for Trucks. pages 1835–1843, 2018.
- Mizokami, K. The Time a B-52 Landed Without a Tail Fin. *Popular Mechanics*, 2017.
- Mongeau, L., Kook, H., et Franchek, M. Active control of flow-induced cavity resonance. *AIAA Meeting Paper*, 2013.
- Moore, C. J. The role of shear-layer instability waves in jet exhaust noise. *Journal of Fluid Mechanics*, 80(2) :321–367, 1977. ISSN 14697645.
- Morris, S. C., Corke, T. C., VanNess, D., Stephens, J., et Douvillet, T. Tip clearance control using plasma actuators. *43rd AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit - Meeting Papers*, pages 14069–14076, 2005.
- Murray, N. E. et Ukeiley, L. S. Estimation of the flowfield from surface pressure measurements in an open cavity. *AIAA Journal*, 41(5) :969–972, 2003. ISSN 00011452.
- Nagib, H., Kiedaisch, J., Wygnanski, I., Stalker, A., Wood, T., et McVeigh, M. First-In-Flight Full-Scale Application of Active Flow Control : The XV-15 Tiltrotor Download Reduction. (September) :4–7, 2004.
- Olchewsky, F., Desse, J.-M., Donjat, D., et Champagnat, F. Vertical digital holographic bench for underexpanded jet gas density reconstruction. page Th2B.3, 2019.
- O'Neill, P. L., Nicolaides, D., Honnery, D., et Soria, J. Autocorrelation functions and the determination of integral length with reference to experimental and numerical data. In *15th Australasian fluid mechanics conference*, volume 1, pages 1–4, Sydney, 2004.
- Ostermann, F., Wosidlo, R., Nayeri, C. N., et Paschereit, C. O. The time-resolved flow field of a jet emitted by a fluidic oscillator into a crossflow. *54th AIAA Aerospace Sciences Meeting*, 2016.
- Ostermann, F., Wosidlo, R., Nayeri, C. N., et Paschereit, C. O. Phase-averaging methods for the natural flowfield of a fluidic oscillator. *AIAA Journal*, 53(8) : 2359–2368, 2015. ISSN 00011452.

- Ostermann, F., Godbersen, P., Woszidlo, R., Nayeri, C. N., et Paschereit, C. O. Sweeping jet from a fluidic oscillator in crossflow. *Physical Review Fluids*, 2(9) : 2,90512, 2017. ISSN 2469990X.
- Ott, C., Gallas, Q., Delva, J., Lippert, M., et Keirsbulck, L. High frequency characterization of a sweeping jet actuator. *Sensors and Actuators, A : Physical*, 291 :39–47, 2019a. ISSN 09244247.
- Ott, C., Gallas, Q., Delva, J., Lippert, M., et Keirsbulck, L. Interaction of different fluidic actuators and flat plate boundary layer : Experiments and first results. In *GDR Contrôle des décollements*, Orléans, 2017.
- Ott, C., Gallas, Q., Delva, J., Lippert, M., et Keirsbulck, L. Interaction between a jet and a turbulent boundary layer. In *AIAA AVIATION Forum*, Dallas, USA, 2019b.
- Palumbo, A., Chiatto, M., et de Luca, L. Measurements versus numerical simulations for slotted synthetic jet actuator. *Actuators*, 7(3), 2018. ISSN 20760825.
- Pandey, R. J. et Kim, K. Y. Numerical modeling of internal flow in a fluidic oscillator. *Journal of Mechanical Science and Technology*, 32(3) :1041–1048, 2018. ISSN 1738494X.
- Parekh, D., Kibens, V., Glezer, A., Wiltse, J., et Smith, D. Innovative jet flow control - Mixing enhancement experiments. *AIAA Meeting Paper*, 2013.
- Perry, A. Hot Wire Anemometry. *Clarendon Press Oxford*, 1982.
- Peters, C. J., Miles, R. B., Burns, R. A., Danehy, P. M., Bathel, B. F., et Jones, G. S. Femtosecond Laser Tagging Characterization of a Sweeping Jet Actuator Operating in the Compressible Regime. *32nd AIAA Aerodynamic Measurement Technology and Ground Testing Conference*, (June) :1–22, 2016.
- Pinier, J. T., Ausseur, J. M., Glauser, M. N., et Higuchi, H. Proportional Closed-Loop Feedback Control of Flow Separation. *AIAA Journal*, 45(1) :181–190, 2006. ISSN 0001-1452.
- Plumejeau, B., Delprat, S., et Keirsbulck, L. Model free active flow control of a simplified car model. *IFAC-PapersOnLine*, 52(5) :115–120, 2019. ISSN 24058963.
- Poinsot, T., Candel, S., Esposito, E., Lang, W., et Bourienne, F. Suppression of combustion instabilities by active control. *Journal of Propulsion and Power*, 5 (1) :14–20, 2008. ISSN 0748-4658.
- Poisson-Quinton, P. Recherches théoriques et expérimentales sur le contrôle des couches limites. 1948.
- Poisson-Quinton, P. et Lepage, L. Survey of French Research on the Control of Boundary Layer and Circulation. *Boundary Layer and Flow Control*, vol. 1, pages 21–73, 1961.

- Polytechnique. Notions d'aérodynamique. *Editions Polytechniques*, 2017.
- Prandtl, L. Ueber flüssigkeitsbewegung bei sehr kleiner reibung. *Verhandl. III, Internat. Math.-Kong.*, 1904.
- Prandtl, L. et Tietjens, O. K. G. *Applied hydro-and aerodynamics*. 1934.
- Pruvost, M. GRC 2 - Compte rendu d'essais. *DAAP/MMHD*, 2012.
- Q, G. et M, P. Characterization of Fluidic Micro-Actuators. 2017.
- Qin, S., Chu, N., Yao, Y., Liu, J., Huang, B., et Wu, D. Stream-wise distribution of skin-friction drag reduction on a flat plate with bubble injection. *Physics of Fluids*, 29(3), 2017. ISSN 10897666.
- Raibaud, C., Kerhervé, F., et Stanislas, M. Characterisation of the transient dynamics of a controlled separated flow using phase averaged PIV. *Fluid Mechanics and its Applications*, 107 :183–188, 2015. ISSN 09265112.
- Raju, R., Gallas, Q., Mittal, R., et Cattafesta, L. Scaling of pressure drop for oscillatory flow through a slot. *Physics of Fluids*, 19(7), 2007. ISSN 10706631.
- Raju, R., Aram, E., Mittal, R., et Cattafesta, L. Simple Models of Zero-Net Mass-Flux Jets for Flow Control Simulations. *International Journal of Flow Control*, 1(3) :179–197, 2009. ISSN 1756-8250.
- Raman, G. et Raghu, S. Cavity Resonance Suppression Using Miniature Fluidic Oscillators. *AIAA Journal*, 42(12) :2608–2612, 2008. ISSN 0001-1452.
- Reneaux, J. Overview on drag reduction technologies for civil transport aircraft. In *European Congress on Computational Methods in Applied Sciences and Engineering ECCOMAS 2004, Jyväskylä, 24–28 July 2004*, number July, pages 1–18, 2004.
- Rist, U. et Augustin, K. Control of Laminar Separation Bubbles Using Instability Waves. *AIAA Journal*, 44(10) :2217–2223, 2006. ISSN 0001-1452.
- Robinet, J.-C. Aérodynamique fondamentale - La couche limite en aérodynamique. *DynFluid Arts & Métiers Paris Tech*, page 43, 2012.
- Robinson, S. Coherent Motions In The Turbulent Boundary Layer. *Annual Review of Fluid Mechanics*, 23(1) :601–639, 1991. ISSN 00664189.
- Roupassov, D. V., Nikipelov, A. A., Nudnova, M. M., et Starikovskii, A. Y. Flow separation control by plasma actuator with nanosecond pulse periodic discharge. *GD 2008 - 17th International Conference on Gas Discharges and Their Applications*, pages 609–612, 2008. ISSN 00011452.
- Ruiying, L. Aerodynamic Drag Reduction of a Square-Back Car Model Using Linear Genetic Programming and Physic-Based Control. *Thèse doctorale*, page s.l., 2017.

- Rumsey, C. L., Gatski, T. B., Sellers III, W. L., Vasta, V. N., et Viken, S. A. Summary of the 2004 Computational Fluid Dynamics Validation Workshop on Synthetic Jets. *AIAA Journal*, 44(2) :194–207, 2008. ISSN 0001-1452.
- Saghravani, S. F. et Ramamurthy, A. S. Penetration length of confined counter flowing free jets. *Journal of Hydraulic Engineering*, 136(3) :179–182, 2010. ISSN 07339429.
- Sattarzadeh, S. S. et Fransson, J. H. Experimental investigation on the steady and unsteady disturbances in a flat plate boundary layer. *Physics of Fluids*, 26(12) : 26 124103, 2014. ISSN 10897666.
- Sau, R. et Mahesh, K. Optimization of pulsed jets in crossflow. *Journal of Fluid Mechanics*, 653 :365–390, 2010. ISSN 00221120.
- Schaeffler, N. W. et Jenkins, L. N. The isolated synthetic jet in crossflow : A benchmark for flow control simulation. *2nd AIAA Flow Control Conference*, 2004.
- Schaeffler, N. W., Hepnery, T. E., Jones, G. S., et Kegerise, M. A. Overview of active flow control actuator development at NASA Langley research center. *1st Flow Control Conference*, 2002.
- Schewe, G. On the force fluctuations acting on a circular cylinder in crossflow from subcritical up to transcritical Reynolds numbers. *Journal of Fluid Mechanics*, 133 :265–285, 1983. ISSN 14697645.
- Schmid, P. Dynamic mode decomposition of numerical and experimental data. *Journal of Fluid Mechanics*, 656(1994) :5–28, 2010.
- Seele, R., Graff, E., Gharib, M., Taubert, L., Lin, J., et Wygnanski, I. Improving Rudder Effectiveness with Sweeping Jet Actuators. *6th AIAA Flow Control Conference*, 2012.
- Seele, R., Graff, E., Lin, J., et Wygnanski, I. Performance Enhancement of a Vertical Tail Model with Sweeping Jet Actuators. *51st AIAA Aerospace Sciences Meeting including the New Horizons Forum and Aerospace Exposition*, pages 1–18, 2013.
- Seifert, A. et King, R. Closed-loop active flow control systems : actuators. *Springer*, pages vol 95. 85—102, 2007.
- Seifert, A., Darabi, A., et Wygnanski, I. Delay of airfoil stall by periodic excitation. *Journal of Aircraft*, 33(4) :691–698, 2008. ISSN 0021-8669.
- Seiner, J., Ukeiley, L., et Jansen, B. Aero-Performance Efficient Noise Reduction for the F404-400 Engine. In *11th AIAA/CEAS Aeroacoustics Conference*, 2012.
- Selby, G. V., Lin, J. C., et Howard, F. G. Control of low-speed turbulent separated flow using jet vortex generators. *Experiments in Fluids*, 12(6) :394–400, 1992. ISSN 07234864.

- Seo, J. H., Cadieux, F., Mittal, R., Deem, E., et Cattafesta, L. Effect of synthetic jet modulation schemes on the reduction of a laminar separation bubble. *Physical Review Fluids*, 3(3), 2018. ISSN 2469990X.
- Settles, G. S. et Hargather, M. J. A review of recent developments in schlieren and shadowgraph techniques. *Measurement Science and Technology*, 28(4), 2017. ISSN 13616501.
- Shkvar, E. O., Jamea, A., E, S. J., Cai, J. C., et Kryzhanovskiy, A. S. Effectiveness of blowing for improving the high-speed trains aerodynamics. *Thermophysics and Aeromechanics*, 25(5) :675–686, 2018. ISSN 15318699.
- Shmilovich, A. et Yadlin, Y. Flow Control Techniques for Transport Aircraft. *AIAA Journal*, 49(3) :489–502, 2011. ISSN 0001-1452.
- Sieber, M., Ostermann, F., Woszidlo, R., Oberleithner, K., et Paschereit, C. O. Lagrangian coherent structures in the flow field of a fluidic oscillator. *Physical Review Fluids*, 1(5), 2016.
- Simpson, R. L. Turbulent boundary-layer separation. *Ann. Rev. Fluid Mech.*, 21 (205) :34, 1989.
- Smith, B. L. et Swift, G. W. A comparison between synthetic jets and continuous jets. *Experiments in Fluids*, 34(4) :467–472, 2003. ISSN 07234864.
- Soria, J. et Atkinson, C. Towards 3C-3D digital holographic fluid velocity vector field measurement - Tomographic digital holographic PIV (Tomo-HPIV). *Measurement Science and Technology*, 19(7), 2008. ISSN 13616501.
- Soulopoulos, N., Hardalupas, Y., et Taylor, A. M. Mixing and scalar dissipation rate statistics in a starting gas jet. *Physics of Fluids*, 27(12), 2015. ISSN 10897666.
- Strawn, R. C., Kenwright, D. N., et Ahmad, J. Computer visualization of vortex wake systems. *AIAA journal*, 37(4) :511–512, 1999. ISSN 00011452.
- Suzen, Y. B., Huang, P. G., Jacob, J. D., et Ashpis, D. E. Numerical simulations of plasma based flow control applications. *35th AIAA Fluid Dynamics Conference and Exhibit*, 2005.
- Tadjfar, M. et Asgari, E. Active Flow Control of Dynamic Stall by Means of Continuous Jet Flow at Reynolds Number of 1000000. *Journal of Fluids Engineering*, 140(1) :011107, 2017. ISSN 0098-2202.
- Tadjfar, M. et Asgari, E. Active Flow Control of Dynamic Stall by Means of Continuous Jet Flow at Reynolds Number of 1 000 000. *Journal of Fluids Engineering, Transactions of the ASME*, 140(1), 2018. ISSN 1528901X.
- Taylor, G., Kroker, A., et Gursul, I. Passive flow control over flexible non-slender delta wings. *43rd AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit - Meeting Papers*, pages 14389–14405, 2005.

- Ternoy, F., Dandois, J., David, F., et Pruvost, M. Overview of Onera Actuators for Active Flow Control. *AerospaceLab*, (6) :1–14, 2013.
- Ternoy, F., Eglinger, E., et Delva, J. Overview of ONERA Fluidic Actuators in Aerodynamics. In *ACTUATOR 2018 - 16th International Conference on New Actuators*, page 7, 2018.
- Tesař, V., Hung, C. H., et Zimmerman, W. B. No-moving-part hybrid-synthetic jet actuator. *Sensors and Actuators, A : Physical*, 125(2) :159–169, 2006. ISSN 09244247.
- Tewes, P., Taubert, L., et Wygnanski, I. On the Use of Sweeping Jets to Augment the Lift of a Lambda-Wing. *28th AIAA Applied Aerodynamics Conference*, (July) :1–12, 2012.
- The New York Times. Golf ball inventor dead, 1904.
- Theofilis, V. Role of Instability Theory in Flow Control. *Fundamentals and Applications of Modern Flow Control*, pages 73–114, 2012.
- Thomas, F. O., Corke, T. C., Iqbal, M., Kozlov, A., et Schatzman, D. Optimization of dielectric barrier discharge plasma actuators for active aerodynamic flow control. *AIAA Journal*, 47(9) :2169–2178, 2009. ISSN 00011452.
- Tian, H. Q. Formation mechanism of aerodynamic drag of high-speed train and some reduction measures. *Journal of Central South University of Technology (English Edition)*, 16(1) :166–171, 2009. ISSN 10059784.
- Tietjens, O. K. G. (1)Hydro- und Aeromechanik nach vorlesungen von L Prandtl (2) Handbuch der xperimenlalphysik. *Nature*, 130(3285) :563–564, 2008. ISSN 0028-0836.
- Timpe, A., Zhang, Z., Hubner, J., et Ukeiley, L. Passive flow control by membrane wings for aerodynamic benefit. *Experiments in Fluids*, 54(3), 2013. ISSN 0723-4864.
- Traficante, S., De Giorgi, M. G., et Ficarella, A. Flow Separation Control on a Compressor-Stator Cascade Using Plasma Actuators and Synthetic and Continuous Jets. *Journal of Aerospace Engineering*, 29(3) :04015056, 2015. ISSN 0893-1321.
- Turing, A. M. Computing machinery and intelligence. *Parsing the Turing Test : Philosophical and Methodological Issues in the Quest for the Thinking Computer*, pages 23–65, 1950. ISSN 0026-4423.
- Utturkar, Y., Mittal, R., Rampunggoon, P., et Cattafesta, L. Sensitivity of synthetic jets to the design of the jet cavity. *40th AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit*, 2002.

- Vatsa, V. N., Duda, B. M., Lin, J. C., Pack Melton, L. G., Lockard, D. P., O'Connell, M., et Hannon, J. Comparative Study of Active Flow Control Strategies for Lift Enhancement of a Simplified High-Lift Configuration. 2019.
- Velte, C. M. *Characterization of Vortex Generator Induced Flow*. PhD thesis, 2009.
- Vernet, R., Thomas, L., et David, L. Analysis and reconstruction of a pulsed jet in crossflow by multi-plane snapshot POD. *Experiments in Fluids*, 47(4-5) :707–720, 2009. ISSN 07234864.
- Viets, H. Flip-Flop Jet Nozzle. *AIAA Journal*, 13(10) :1375–1379, 2008. ISSN 0001-1452.
- Vinuesa, R. et Schlatter, P. Skin-friction control of the flow around a wing section through uniform blowing. *Proc. European Drag Reduction and Flow Control Meeting (EDRFCM)*, 2017.
- Vollmer, J., Hein, H., Menz, W., et Walter, F. Bistable fluidic elements in LIGA technique for flow control in fluidic microactuators. *Sensors and Actuators : A. Physical*, 43(1-3) :330–334, 1994. ISSN 09244247.
- von Gosen, F., Ostermann, F., Woszidlo, R., Nayeri, C., et Paschereit, C. O. Experimental Investigation of Compressibility Effects in a Fluidic Oscillator. *53rd AIAA Aerospace Sciences Meeting*, 2015.
- Voskoboinick, V., Voskoboinyk, O., et Andrey, V. Flow control by vortex cavity generator. In *VIII-th World Congress "Aviation in the XXI-st Century"*, 2018.
- Warren, R. W. Some parameters affecting the design of bistable fluid amplifiers. *Fluid Jet Control Devices ; Papers presented at the winter annual meeting of the ASME*, pages 75–82, 1962.
- Warsop, C., Hucker, M., Press, A. J., et Dawson, P. Pulsed air-jet actuators for flow separation control. *Flow, Turbulence and Combustion*, 78(3-4) :255–281, 2007a. ISSN 13866184.
- Warsop, C., Hucker, M., Press, A. J., et Dawson, P. Pulsed air-jet actuators for flow separation control. *Flow, Turbulence and Combustion*, 78(3-4) :255–281, 2007b. ISSN 13866184.
- Wendt, J. F., Anderson, J. D., Degroote, J., Degrez, G., Dick, E., Grundmann, R., et Vierendeels, J. *Computational fluid dynamics : An introduction*. 2009. ISBN 9783540850557.
- Williams, D. R., Cornelius, D., et Rowley, C. W. Supersonic cavity response to open-loop forcing. *Notes on Numerical Fluid Mechanics and Multidisciplinary Design*, 95 :230–243, 2007. ISSN 16122909.
- Winawer, S. J. *The joy of discovery*, volume 314. Summersdal edition, 2015. ISBN 1591022312.

- Winchester, J. *X-Planes and Prototypes*. London, amber book edition, 2005. ISBN 1-904687-40-7.
- Wolf, A., Lutz, T., Würz, W., Krämer, E., Stalnov, O., et Seifert, A. Trailing edge noise reduction of wind turbine blades by active flow control. *Wind Energy*, 18 (5) :909–923, 2015. ISSN 10991824.
- Woo, G. T., Crittenden, T. M., et Glezer, A. Transitory control of a pitching airfoil using pulse combustion actuation. *4th AIAA Flow Control Conference*, 2008.
- Woszidlo, R., Nawroth, H., Raghu, S., et Wygnanski, I. Parametric Study of Sweeping Jet Actuators for Separation Control. *5th Flow Control Conference*, (July) :1–21, 2012. ISSN 10988785.
- Wygnanski, I. The Variables Affecting the Control of Separation by Periodic Excitation. *2nd AIAA Flow Control Conference*, 2012. ISSN 03043975.
- Yilmaz, M., Çomakli, Ö., et Yapici, S. Enhancement of heat transfer by turbulent decaying swirl flow. *Energy Conversion and Management*, 40(13) :1365–1376, 1999. ISSN 01968904.
- Yousefi, K., Saleh, R., et Zahedi, P. Numerical study of blowing and suction slot geometry optimization on NACA 0012 airfoil. *Journal of Mechanical Science and Technology*, 28(4) :1297–1310, 2014. ISSN 1738494X.
- Zaman, K. B., McKinzie, D. J., et Rumsey, C. L. A Natural Low-Frequency Oscillation of the Flow over an Airfoil Near Stalling Conditions. *Journal of Fluid Mechanics*, 202(403) :403–442, 1989. ISSN 14697645.
- Zhang, T. J., Wen, J. T., Peles, Y., Catano, J., Zhou, R., et Jensen, M. K. Two-phase refrigerant flow instability analysis and active control in transient electronics cooling systems. *International Journal of Multiphase Flow*, 37(1) :84–97, 2011. ISSN 03019322.
- Zhang, X. The evolution of co-rotating vortices in a canonical boundary layer with inclined jets. *Physics of Fluids*, 15(12) :3693–3702, 2003. ISSN 10706631.

RÉSUMÉ

Caractérisation dynamique d'actionneurs fluidiques, et identification expérimentale des mécanismes dynamiques d'interaction jet - couche limite induits

Le contrôle actif des écoulements est un domaine de recherche à fort potentiel applicatif. Notamment dans le domaine des transports où les problématiques ayant trait à l'amélioration des performances et à la diminution de la consommation énergétique représentent des enjeux économiques et environnementaux majeurs. Dans ce contexte, l'un des objectifs consiste à optimiser les solutions de contrôle afin d'assurer un bilan énergétique global favorable. Nous proposons dans le cadre de cette thèse de s'attaquer à la question du choix des actionneurs fluidiques (classiquement fait par essai-erreur) en affinant la compréhension de la dynamique d'interaction entre l'actionneur et l'écoulement à contrôler. Pour ce faire nous avons analysé la dynamique d'interaction entre une couche limite turbulente et quatre types d'actionneurs les plus utilisés en contrôle d'écoulements : continu, pulsé, synthétique et balayant. Ainsi, sur la base de mesures de vitesse locale résolue en temps, une méthodologie de reconstruction tridimensionnelle est développée, permettant de restituer la dynamique des écoulements. Celle-ci est basée sur deux approches, l'une faisant intervenir un traitement conditionnel et l'autre un réseaux de neurones. Ces méthodes permettent de caractériser la dynamique intrinsèque des écoulements induits par les actionneurs, mais également celle de leurs interactions avec l'écoulement de couche limite à contrôler. Ces caractérisations permettent de mettre en évidence les phénomènes physiques mis en jeu ainsi que les mécanismes de contrôle qui leur sont associés. Ces résultats pourront être utilisés dans de futures études de contrôle d'écoulements afin d'optimiser le choix d'un actionneur fluidique en fonction de la configuration et de l'objectif de contrôle.

mots clés : *contrôle d'écoulements, actionneurs fluidiques, caractérisation dynamique, interaction jet couche limite turbulente*

ABSTRACT

Space-time resolved fluidic actuators characterization, and experimental identification of the physical mechanisms involved in their interaction with a boundary layer

Active flow control research field has high application potential, particularly in the transportation industry, where improving performance while reducing energy consumption represents major economic and environmental challenges. In this context, one of the objectives is to optimize control solutions to ensure a favorable global energy balance. In this thesis, we propose to tackle the question of the actuator choice (conventionally done by trial-and-error) by sharpening the understanding of the dynamic interaction between the actuator and the external flow. To do this, we analyzed the dynamic interaction between a turbulent boundary layer and four types of actuators commonly used in flow control : continuous, pulsed, synthetic and sweeping jet actuators. Thus, a three-dimensional reconstruction methodology based on local time-resolved velocity measurements is developed, which enabled to restore the flow dynamics. This methodology is based on two approaches : one, involving conditional processing, and the other, involving neural networks. These methods enabled the characterization of the intrinsic dynamic of the flow induced by the actuators, as well as the dynamic of their interactions with a turbulent boundary layer. Thanks to these characterizations, the physical phenomena involved were highlighted, as well as the control mechanisms associated with them. These results can be used in future flow control studies to optimize the choice of fluid actuators, based on the configuration and the control objective.

keywords : *flow control, fluidic actuator, dynamic characterization, jet - turbulent boundary layer interaction*