

IRSNINSTITUT
DE RADIOPROTECTION
ET DE SÛRETÉ NUCLÉAIRE*Faire avancer la sûreté nucléaire*

Etude expérimentale et modélisation de la longueur de bon mélange - Application à la représentativité des points de prélèvement en conduit

Jonathan ALENGRY
Mars 2014
ISRN/IRSN/2014-172

Laboratoire d'études et de modélisation en aérodispersion et
confinement

École doctorale des Sciences pour l'ingénieur : Mécanique, Physique, Micro et
Nanoélectronique

Laboratoire IUSTI

Discipline : Mécanique et Physique des fluides

THÈSE

présentée pour l'obtention du grade de Docteur de l'Université d'Aix-Marseille par

Jonathan ALENGRY

**Etude expérimentale et modélisation de la longueur de bon
mélange - Application à la représentativité des points de
prélèvement en conduit**

Soutenue publiquement le jeudi 20 mars 2014 devant la commission d'examen
formée de :

Président	S. SIMOENS	Directeur de Recherche, Centrale Lyon, LMFA
Rapporteur	P. PARANTHOEN	Directeur de Recherche émérite, CORIA
Rapporteur	C. SOLLIEC	Maître de recherche HDR, Ecole des Mines de Nantes
Examineur	R. BAZILE	Maître de Conférences HDR, INP/ENSEEIH
Encadrant	T. GELAIN	Ingénieur de Recherche, IRSN
Invité	P. CORTES	Section Leader, ITER Organization
Directeur de thèse	O. VAUQUELIN	Professeur, Université d'Aix-Marseille

Etude expérimentale et modélisation de la longueur de bon mélange Application à la représentativité des points de prélèvement en conduit

Résumé

La surveillance des rejets gazeux des installations nucléaires dans l'environnement et de contrôle des dispositifs d'épuration reposent sur des mesures régulières de concentrations des contaminants en sortie de cheminées et dans les réseaux de ventilation. La répartition de la concentration peut être hétérogène au niveau du point de mesure si la distance d'établissement du mélange est insuffisante. La question se pose sur l'évaluation du positionnement des points de piquage et sur l'erreur commise par rapport à la concentration homogène en cas de non-respect de cette distance. Cette étude définit cette longueur dite de « bon mélange » à partir d'expériences menées en laboratoire. Le banc dimensionné pour ces essais a permis de reproduire des écoulements dans des conduits longs circulaire et rectangulaire, comprenant chacun un coude. Une technique de mesure optique a été développée, calibrée puis utilisée pour mesurer la distribution de la concentration d'un traceur injecté dans l'écoulement. Les résultats expérimentaux en conduit cylindrique ont validé un modèle analytique basé sur l'équation de convection-diffusion d'un traceur, et ont permis de proposer des modèles de longueur de bon mélange et de représentativité de points de prélèvement. Dans le conduit à section rectangulaire, les mesures acquises constituent une première base de données sur l'évolution de l'homogénéisation d'un traceur, dans la perspective de simulations numériques explorant des conditions plus réalistes des mesures *in situ*.

Mots clés : Longueur de bon mélange, représentativité des points de prélèvement, équation de convection-diffusion, conduits circulaire et rectangulaire, traceur, homogénéisation, Laser

Experimental study and modelling of the well-mixing length Application to the representativeness of sampling points in duct

Abstract

Monitoring of gaseous releases from nuclear installations in the environment and air cleaning efficiency measurement are based on regular measurements of concentrations of contaminants in outlet chimneys and ventilation systems. The concentration distribution may be heterogeneous at the measuring point if the distance setting of the mixing is not sufficient. The question is about the set up of the measuring point in duct and the error compared to the homogeneous concentration in case of non-compliance with this distance. This study defines the so-called "well mixing length" from laboratory experiments. The bench designed for these tests allowed to reproduce flows in long circular and rectangular ducts, each including a bend. An optical measurement technique has been developed, calibrated and used to measure the concentration distribution of a tracer injected in the flow. The experimental results in cylindrical duct have validated an analytical model based on the convection-diffusion equation of a tracer, and allowed to propose models of good mixing length and representativeness of sampling points. In rectangular duct, the acquired measures constitute a first database on the evolution of the homogenization of a tracer, in the perspective of numerical simulations exploring more realistic conditions for measurements *in situ*.

Key words : Well mixing length, representativeness of sampling points, convection-diffusion equation, circular and rectangular ducts, tracer, homogenization, Laser

Remerciements



Me retrouver devant cette page, à écrire mes remerciements en guise de conclusion à ce travail de thèse, me fait réaliser le chemin parcouru. Que dire de ces trois années de doctorat ? D'aucuns me diront que ce n'était pas une sinécure... Ouais, c'est pas faux. Mais je le ressens plus comme un aboutissement, le dernier chapitre d'un rite initiatique, d'un long chemin qui n'a pas été sans heurts et sans errances, achevant ma formation.

Ainsi je souhaite remercier toutes les personnes qui m'ont tant apporté, à travers les quelques mots qui vont suivre. Lançons une anaphore, cette figure de style si à la mode de nos jours.

Merci à Messieurs Pierre Paranthoën et Camille Sollic, qui ont rapporté ce travail de thèse, ainsi qu'à mes examinateurs, Messieurs Serge Simoens, Rudy Bazile et Pierre Cortes pour avoir accepté de participer à ce jury.

Merci à Thomas Gélain pour son accompagnement scientifique et technique de tous les jours, et à Olivier Vauquelin de m'avoir aiguillé tout du long de ce travail expérimental. Avec cette « New-Team », on était venu pour gagner !

Merci à Laurent Ricciardi, chef du Laboratoire d'Etudes et de Modélisation en Aérodispersion et Confinement, pour ses conseils pertinents. Merci à mes deux stagiaires Laure Bergey et Maxence Cherpin, qui ont su suivre le rythme ternaire de cette thèse, émaillée de nombreux contretemps, et dont leur travail a grandement contribué à son élaboration.

Merci à Anne-Laure Teppe et Davide Guerra pour leurs nombreux coups de main sur la partie spectro'. Merci à Nicolas Le Roux qui m'a prêté main forte sur bon nombre d'interrogations expérimentales. Merci à Pascal Lemaître pour ses précieux conseils sur l'élaboration de la technique Laser.

Merci à Jeanne Malet qui m'a mis le pied à l'étrier au cours de deux stages au sein du LEMAC. « *Long Live and Prosper !* ». Pendant ces stages, j'ai eu la chance de travailler et de partager mon bureau avec Arnaud « Jean-Michel Avou » Foissac, pour qui j'ai beaucoup d'estime. Merci également, par ordre alphabétique, à Catherine Drugeau, Geneviève Gomes et Catherine Roger pour toute la partie administrative. Merci à ma tante, Cathou, qui a relu et corrigé mon manuscrit en un temps record.

Enfin, je remercie ceux qui se sont intéressés de près à mon travail, car particulièrement concernés par les résultats obtenus lors de ce projet de recherche : Jean-Claude Laborde, chef du Service du Confinement et de l'Aérodispersion des polluants, Victor Mocho du Laboratoire d'Expérimentations en Confinement, Epuration et Confinement, ou encore Alain Brunisso et Eloi Bauduin du Bureau d'Analyse du Confinement. J'espère avoir apporté quelques éléments de réponse à cette problématique de sûreté.

Pendant ces années de stage et de thèse, j'ai eu la chance de travailler dans une très bonne ambiance, conviviale, voire familiale. J'ai tissé des liens allant bien au-delà du domaine professionnel.

A Maud, Amandine, Clothilde, Mademoiselle Hortense, Xiaqun, Arnaud, Constantin, Pierre-Co', Zack, Florent, Jérôme, Olivier, Thibault... Tous ces instants partagés et de franches rigolades autour d'un café, de jeux de cartes, de pique-niques, de matches de foot relevés ou de barbecues, sont autant de bons souvenirs que d'instant de repos salutaires.

Ce travail, je souhaite le dédier aux personnes qui me sont chères. C'est le moment « discours après la remise d'un César ».

A mes parents.

A mes sœurs, Julia et Leïla. Je vous souhaite autant d'épanouissement dans votre vie professionnelle et personnelle.

A mes grands-parents, de Marseille à Bastia. A mes familles corse, tarnaise et toulousaine.

A mes amis de toujours. Aux « Bob » qui ont pu se déplacer lors de la soutenance : Audrey « Toot's », Camille, Charlotte, Benoit. A Manu qui, ce jour-là, devait biberonner la petite Thalia. Je repense aux années quand on était minot, avec nostalgie. Toutes ces années-là à gratter des guitares, à refaire le monde, à s'engatser et à rigoler. Que diraient nos jeunes alter ego empruntant une Delorean, et nous voyant aujourd'hui ?

A Rosanna, à la grande famille Florès et aux Poli. A Mme Malnoé, qui m'a judicieusement redonné goût aux sciences physiques en prepa', à coups de « pied au cul ».

Enfin, à Audrey. Celle qui partage ma vie. Tu es l'une des plus belles choses qui me soit arrivée.

Excelsior !

*« Moi, quand on m'en fait trop, je correctionne plus :
je dynamite, je disperse, je ventile ! »*

Raoul Volfoni (1963)



Sommaire

Introduction.....	1
1 État de l'Art.....	3
1.1 Préambule sur l'écoulement turbulent en conduit.....	3
1.2 Préconisations sur la longueur de bon mélange.....	8
1.3 Première définition de la longueur de bon mélange.....	9
1.3.1 Etude expérimentale d'Evans (1967).....	10
1.3.2 Modèle de longueur de bon mélange proposé par Evans (1967).....	12
1.4 Introduction du coefficient de variation (COV _c) par Ger et Holley (1976).....	14
1.4.1 Modélisation pour une injection axisymétrique.....	14
1.4.2 Modélisation pour une injection en proche paroi.....	17
1.4.3 Modélisation pour une injection perpendiculaire en paroi.....	18
1.5 Etudes sur l'introduction de dispositif de mélange en conduit.....	22
1.5.1 Modélisation proposée par Gupta (1999).....	23
1.5.2 Introduction de l'intensité turbulente.....	26
1.6 Etudes expérimentales sur l'homogénéisation d'un traceur dans un conduit.....	31
1.6.1 Influence du nombre de Reynolds.....	31
1.6.2 Influence des systèmes d'injection.....	34
1.6.3 Influence de la configuration géométrique du conduit.....	38
1.7 Bilan des modèles et des résultats expérimentaux sur la longueur de bon mélange.....	40
1.7.1 Synthèse sur les longueurs de bon mélange.....	40
1.7.2 Synthèse sur les études expérimentales.....	41
1.7.3 Conclusion.....	42
2 Dispositif expérimental.....	43
2.1 Principe de BOREAL.....	43
2.2 Partie amont de BOREAL.....	45
2.2.1 Diaphragme à l'aspiration.....	45
2.2.2 Longueur d'établissement.....	47
2.3 Zone d'injection.....	54
2.4 Zone de mesure.....	56

2.5	Qualification aéraulique.....	59
2.5.1	Etalonnage du ventilateur	59
2.5.2	Mesure du coefficient de perte de charge linéaire.....	61
2.5.3	Mesure du profil de la vitesse	62
2.5.4	Qualification de l'injection	69
2.6	Conclusion	71
3	Méthode de mesure des dilutions	73
3.1	Principe de la méthode de mesure	73
3.2	Traitement des images brutes	74
3.2.1	Programme d'analyse d'images.....	74
3.2.2	Correction de l'image	76
3.2.3	Calibration de l'image.....	78
3.3	Post-traitement des images calibrées	80
3.3.1	Ajustements des profils	80
3.3.2	Rapport de dilution	81
3.3.3	Correction de l'atténuation	82
3.4	Incertitude liée à la méthode de mesure	85
3.4.1	Incertitude liée à la mesure du niveau de gris	85
3.4.2	Incertitude liée aux mesures de débits.....	86
3.5	Validation de la technique de mesure optique.....	86
3.6	Conclusion	89
4	Résultats expérimentaux en conduit cylindrique.....	91
4.1	Démarche paramétrique	91
4.2	Essai de référence.....	94
4.3	Influence du nombre de Reynolds sur le mélange	97
4.4	Influence d'une injection en sub-isocinétisme	100
4.5	Influence d'un coude à 90° en aval de l'injection	102
4.6	Influence d'une injection à contre-courant sur le mélange	104
4.6.1	Résultats en aval du coude	106
4.6.2	Comparaison entre les campagnes de mesure dans le coude et l'essai de référence... 110	
4.7	Conclusion	112

5	Résultats expérimentaux en conduit de section rectangulaire	113
5.1	Démarche paramétrique	113
5.2	Présentation des résultats des expériences dans les conditions de l'essai de référence..	116
5.3	Influence du nombre de Reynolds sur le mélange	121
5.4	Influence d'un coude à 90° en aval d'une injection	125
5.4.1	Résultats expérimentaux en aval du coude.....	125
5.4.2	Comparaison avec l'essai en longueur droite	131
5.5	Conclusion	135
6	Modélisation de la longueur de bon mélange	137
6.1	Résolution analytique de l'équation de convection-diffusion d'un scalaire passif	137
6.1.1	Mise en équations et hypothèses	137
6.1.2	Résolution analytique.....	139
6.1.3	Modèles semi-empiriques de la viscosité turbulente dans un conduit cylindrique	142
6.1.4	Validation de la résolution analytique avec l'essai de référence.....	146
6.2	Réponse à la problématique.....	151
6.2.1	Modèle de longueur de bon mélange	152
6.2.2	Application de la résolution analytique à la représentativité des points de prélèvement en conduit	155
6.3	Conclusion	158
	Conclusion.....	159
	Références	163

Liste des figures :

Figure 1-1 : schéma de comparaison entre les profils de la vitesse pour un régime laminaire et un régime turbulent d'air dans un conduit cylindrique et illustration de la fluctuation du profil de la vitesse dans un écoulement turbulent.....	5
Figure 1-2 : schéma du profil de la vitesse moyenne dans un écoulement turbulent en conduit	5
Figure 1-3 : schéma de l'expérience d'Evans (1967), une injection axisymétrique dans un conduit cylindrique	10
Figure 1-4 : évolution longitudinale de la concentration adimensionnée par la concentration homogène : expériences d'Evans (1967) et de Shuttleworth (1965)	11
Figure 1-5 : exemple de profils radiaux de la concentration pour un nombre de Reynolds de 10 00 comparés avec les résolutions de l'équation de convection-diffusion avec $Sc_t = 0,65$ proposées par Evans (1967) - a) $z/D = 5$ et b) $z/D = 17$	12
Figure 1-6 : graphique de Ger et Holley (1974) présentant leur modèle, tracé pour deux valeurs de nombre de Reynolds, comparé aux résultats expérimentaux d'Evans (1967), de Clayton et al. (1968), et Filmer et al. (1968)	16
Figure 1-7 : schéma de l'expérience de Ger et Holley (1976), une injection non-axisymétrique dans un conduit cylindrique	17
Figure 1-8 : schéma de l'expérience de Ger et Holley (1976), une injection perpendiculaire en paroi dans un conduit cylindrique	18
Figure 1-9 : graphique de Ger et Holley (1974) présentant les corrélations expérimentales et numériques entre la constante d'ajustement B en fonction du paramètre M, pour différentes valeurs de Dr	20
Figure 1-10 : graphique de synthèse des trois modèles développés par Ger et Holley (1976) pour trois configurations d'injection en conduit et un nombre de Reynolds de 50 000	21
Figure 1-11 : schéma de la grille du positionnement des points de mesures préconisées dans l'EPA Method 1 pour un conduit circulaire	22
Figure 1-12 : comparaison entre les modèles de Gupta (1999) et Ger et Holley (1974) pour trois nombres de Reynolds différents, pour une injection axisymétrique dans un conduit cylindrique	24
Figure 1-13 : configuration expérimentale de Gupta (1999)	25
Figure 1-14 : résultats expérimentaux de Gupta (1999) sur l'influence d'un coude en aval d'une injection	25
Figure 1-15 : configuration expérimentale d'Anand (2003)	26
Figure 1-16 : résultats expérimentaux et numériques d'Anand (2003) sur l'influence de l'intensité turbulente sur le mélange d'un traceur gazeux	27
Figure 1-17 : comparaison entre le modèle d'Anand (2003) et les résultats expérimentaux obtenus pour une intensité turbulente de 1,5 %	28

Figure 1-18 : travail de Vijayaraghavan (2006) comparant les lois de régression afin de représenter les données expérimentales d'Anand (2003)	29
Figure 1-19 : schémas de la géométrie modélisée par Vijayaraghavan (2006)	29
Figure 1-20 : champs de concentration (a) et de vitesse (b) issues des simulations de Vijayaraghavan (2006)	30
Figure 1-21 : différentes coupes d'une couronne en un point de prélèvement du montage de Quarmby et al. (1969) pour mesurer la concentration du traceur sur toute la section	32
Figure 1-22 : profils radiaux de la concentration de Quarmby et al. (1969) en différents points en aval de l'injection ($Re = 20\ 800$)	33
Figure 1-23 : synthèse des résultats expérimentaux de chacun des auteurs décrivant l'évolution de la concentration au centre du conduit à différents nombres de Reynolds.....	33
Figure 1-24 : comparaison entre les résultats expérimentaux obtenus par Evans (1967) de l'évolution radiale de la concentration pour $Re = 100\ 000$: a) une injection source au centre à $17D$ de l'injection - b) une injection annulaire à $18D$ de l'injection	35
Figure 1-25 : schéma du système d'injection (quatre cannes coudées) de Clayton et al. (1968)	35
Figure 1-26 : profils radiaux de la concentration de Clayton et al. (1968) pour le système d'injection de quatre cannes coudées positionnées à $r^+ = 0,63$ ($Re = 77\ 000$).....	36
Figure 1-27 : schéma du système d'injection en anneau de Quarmby et al. (1969), avec C la sortie du traceur	36
Figure 1-28 : comparaison entre les résultats expérimentaux obtenus par Quarmby et al. (1969) de l'évolution radiale de la concentration pour $Re = 28\ 000$: une injection source au centre à $17,57D$ de l'injection (bleu) et une injection annulaire à $15,5D$ de l'injection (rouge)	37
Figure 1-29 : schéma du banc expérimental de Seo (2006) (section carrée)	38
Figure 1-30 : synthèse de l'étude de Seo sur l'influence du nombre de Reynolds sur le mélange d'un traceur après un coude anguleux, points de mesures à $9,5D$ après coude pour le conduit carré et à $11D$ pour le conduit rectangulaire	39
Figure 2-1 : schéma de principe de BOREAL	45
Figure 2-2 : schéma de principe du diaphragme à l'aspiration.....	46
Figure 2-3 : diaphragme à l'aspiration : a) cylindrique ; b) rectangulaire	46
Figure 2-4 : maillage hexaédrique pour le conduit à entrée libre a) dans le plan XY et b) dans le plan ZY	48
Figure 2-5 : maillage hexaédrique pour simuler l'influence du diaphragme sur l'établissement de la turbulence dans le plan XY - a) pour le cas $Re = 10\ 000$ et $d = 100$ mm et b) pour le cas $Re = 250\ 000$ et $d = 150$ mm.....	48
Figure 2-6 : évolution de la vitesse axiale en entrée libre pour des valeurs de nombre de Reynolds de $10\ 000$ et $250\ 000$	50

Figure 2-7 : comparaison entre les résultats numériques de valeurs maximales de la vitesse axiale et les lois trouvées dans la littérature pour $l = 1 \%$	51
Figure 2-8 : comparaison entre les valeurs maximales et asymptotiques de la vitesse axiale	52
Figure 2-9 : comparaison de l'évolution du profil de la vitesse axiale entre les configurations avec entrée libre et avec un diaphragme ouvert de 100 mm, pour un nombre de Reynolds de 10 000	53
Figure 2-10 : comparaison de l'évolution du profil de la vitesse axiale entre les configurations en entrée libre et avec un diaphragme ouvert de 150 mm, pour un nombre de Reynolds de 250 000.....	53
Figure 2-11 : longueur droite en PVC pour l'établissement de la turbulence du conduit cylindrique	54
Figure 2-12 : photo du tronçon d'injection	55
Figure 2-13 : photo de l'atomiseur	55
Figure 2-14 : schéma de principe du fonctionnement de l'atomiseur	56
Figure 2-15 : photo de la zone d'étude cylindrique en PMMA	57
Figure 2-16 : photo panoramique de la partie cylindrique de visualisation de BOREAL	57
Figure 2-17 : photo panoramique de la partie rectangulaire de visualisation de BOREAL.....	57
Figure 2-18 : comparaison de l'évolution du débit mesuré par traçage hélium avec la mesure de débit au diaphragme d'ouverture 150 mm en fonction de la différence de pression ΔP_{Dia} dans les conduits cylindrique et rectangulaire	60
Figure 2-19 : comparaison de l'évolution du nombre de Reynolds en fonction de la fréquence étalonnée du ventilateur dans les conduits cylindrique et rectangulaire.....	61
Figure 2-20 : courbe de comparaison de la mesure du coefficient de perte de charge linéaire avec les lois de Blasius-Nikuradse et Colebrook en fonction du nombre de Reynolds.....	62
Figure 2-21 : photo d'une sonde cinq trous.....	63
Figure 2-22 : schéma du principe de la mesure de vitesse avec une sonde à fil chaud.....	63
Figure 2-23 : profils de la vitesse en deux points du conduit cylindrique, en amont et en aval de l'injection, à deux nombres de Reynolds différents	64
Figure 2-24 : comparaison entre les profils de la vitesse, sous la forme de loi déficitaire obtenus dans BOREAL et les modèles semi-empiriques de la littérature	65
Figure 2-25 : comparaison entre les profils d'intensité turbulente sur le demi-rayon du conduit cylindrique obtenus dans BOREAL à différents nombres de Reynolds	66
Figure 2-26 : schéma de mesure du profil de la vitesse dans le conduit rectangulaire	67
Figure 2-27 : profil de la vitesse au centre du conduit rectangulaire à différents nombres de Reynolds	67
Figure 2-28 : comparaison entre les profils d'intensité turbulente sur la hauteur du conduit à section rectangulaire obtenus dans BOREAL à différents nombres de Reynolds.....	68

Figure 2-29 : granulométrie des particules générées par l'atomiseur	69
Figure 2-30 : image du jet de particules en sortie de canne	70
Figure 2-31 : profil de la vitesse en sortie de canne d'injection obtenue par PIV	70
Figure 3-1 : schéma de principe du diagnostic Laser	73
Figure 3-2 : photos de face du chariot - a) de profil ; b) de face	74
Figure 3-3 : a) image obtenue dans le cylindre avec la caméra CCD ; b) profil moyen en niveaux de gris le long de la ligne Laser	75
Figure 3-4 : schéma du processus de traitement d'image du programme	75
Figure 3-5 : a) positionnement de l'écran uniformément blanc dans le cylindre ; b) image de référence obtenue dans le cylindre ; c) profil en niveaux de gris obtenu à partir du tracé jaune dans l'image de référence	76
Figure 3-6 : a) positionnement de l'écran uniformément blanc pour le cas rectangulaire ; b) image de référence obtenue ; c) profil en niveaux de gris obtenu à partir du tracé jaune dans l'image de référence	77
Figure 3-7 : comparaison de la mire avant et après calibration	78
Figure 3-8 : traitement du profil brut vers le profil final après correction en niveaux de gris et calibration de l'image dans le conduit cylindrique	79
Figure 3-9 : traitement du profil brut vers le profil final après correction en niveaux de gris et calibration de l'image dans le conduit rectangulaire	79
Figure 3-10 : exemple de l'impact de l'amplification du signal sur les niveaux de gris en un point donné en aval de l'injection pour deux temps d'obturation différents : 120 et 200 ms	81
Figure 3-11 : exemple de profil seuil en niveaux de gris à l'injection	82
Figure 3-12 : configuration initiale du système Laser-caméra	83
Figure 3-13 : configuration inversée du système Laser-caméra	83
Figure 3-14 : comparaison entre des profils de niveaux de gris pour les deux configurations respectives système Laser-caméra	83
Figure 3-15 : exemple de profil redressé en rouge obtenu dans le conduit rectangulaire à 30D de l'injection pour un $\beta = 0,0007 \text{ m}^{-1}$	85
Figure 3-16 : confrontation entre la méthode Laser (en bleu) et la méthode par traçage hélium (en rouge) dans le conduit cylindrique à 7D de l'injection	87
Figure 3-17 : confrontation entre la méthode Laser, après redressement du signal, (en bleu) et la méthode par traçage hélium (en rouge) dans le conduit rectangulaire à 30D de l'injection	88
Figure 4-1 : configuration initiale du système Laser-caméra	92
Figure 4-2 : schéma des points de mesure le long du conduit cylindrique	92
Figure 4-3 : configuration retournée à 90° du système Laser-caméra	93

Figure 4-4 : profils radiaux de la concentration de l'essai de référence à différents points de l'injection	94
Figure 4-5 : profils radiaux de la concentration adimensionnée	95
Figure 4-6 : profil axial de la concentration de l'essai de référence comparé aux points de mesure d'Evans (1967) en fonction de la distance à l'injection	96
Figure 4-7 : comparaison des profils axiaux de la concentration pour trois valeurs du nombre de Reynolds, obtenus au centre du conduit	97
Figure 4-8 : schéma de la position des points $r^+ = 0, 0,2$ et $0,6$ dans le conduit cylindrique	98
Figure 4-9 : comparaison des profils axiaux de la concentration pour trois valeurs du nombre de Reynolds, obtenus à $r^+ = 0,2$ du centre du conduit	98
Figure 4-10 : comparaison des profils axiaux de la concentration pour trois valeurs du nombre de Reynolds, obtenus à $r^+ = 0,6$ du centre du conduit	99
Figure 4-11 : comparaison des profils axiaux de la concentration entre une injection en sub-isocinétisme et isocinétisme local au centre du conduit, pour un nombre de Reynolds de 100 000	100
Figure 4-12 : comparaison des profils axiaux de la concentration entre une injection en sub-isocinétisme et isocinétisme obtenus à $r^+ = 0,2$ du centre du conduit, pour un nombre de Reynolds de 100 000	101
Figure 4-13 : comparaison des profils axiaux de la concentration entre une injection en sub-isocinétisme et isocinétisme obtenus à $r^+ = 0,6$ du centre du conduit, pour un nombre de Reynolds de 100 000	101
Figure 4-14 : schéma des points d'injection en aval du coude	103
Figure 4-15 : comparaison des profils axiaux de la concentration entre une injection co-courante et contre-courante au centre du conduit pour un nombre de Reynolds de 50 000	104
Figure 4-16 : comparaison des profils axiaux de la concentration entre une injection co-courante et contre-courante obtenus à $r^+ = 0,2$ du centre du conduit, pour un nombre de Reynolds de 50 000	105
Figure 4-17 : comparaison des profils axiaux de la concentration entre une injection co-courante et contre-courante obtenus à $r^+ = 0,6$ du centre du conduit, pour un nombre de Reynolds de 50 000	105
Figure 4-18 : profils radiaux de la concentration en aval du coude obtenus après une injection à 4D de l'entrée du coude	106
Figure 4-19 : profils radiaux de la concentration en aval du coude obtenus après une injection à 14D de l'entrée du coude	107
Figure 4-20 : images des simulations numériques de la distribution de la vitesse (a) et de la concentration (b) en différents points de la sortie de coude, proposées par Vijayaraghavan (2006).....	108

Figure 4-21 : comparaison des profils radiaux de la concentration obtenus à 5,5D en aval du coude pour des injections à 4D et 14D en amont du coude.....	109
Figure 4-22 : comparaison des profils radiaux de la concentration obtenus à 11,5D en aval du coude pour des injections à 4D et 14D en amont du coude.....	109
Figure 4-23 : profils axiaux de la concentration en aval du coude obtenus après des injections à 4D et 14D de l'entrée du coude, comparés avec l'essai de référence	111
Figure 5-1 : configuration du système Laser-caméra et maillage du conduit à section rectangulaire	115
Figure 5-2 : profils de la concentration sur l'axe central du canal obtenus pour une injection au centre en isocinétisme local avec un nombre de Reynolds en conduit de 50 000	116
Figure 5-3 : profils de la concentration obtenus sur la hauteur du conduit à ± 5 cm et à ± 10 cm de l'axe vertical pour une valeur de nombre de Reynolds 50 000	117
Figure 5-4 : profils de la concentration à 30D d'une injection au centre en isocinétisme local avec un nombre de Reynolds en conduit de 50 000	118
Figure 5-5 : distribution surfacique de la concentration le long du conduit pour une injection en isocinétisme local avec un nombre de Reynolds en conduit de 50 000.....	119
Figure 5-6 : comparaison des profils axiaux de la concentration obtenus dans les conduits cylindrique et à section rectangulaire, pour une injection au centre et en isocinétisme local dans un écoulement d'un nombre de Reynolds 50 000	120
Figure 5-7 : comparaison des profils axiaux de la concentration obtenus à différents nombres de Reynolds, pour une injection au centre et en isocinétisme local	121
Figure 5-8 : schéma de la position des points de mesure à $y/h = 0,2, 0,6$ et $0,8$ sur la section rectangulaire.....	122
Figure 5-9 : comparaison des profils longitudinaux de la concentration obtenus à $y/h = 0,2$ à différentes valeurs de nombre de Reynolds, pour une injection au centre et en isocinétisme local	122
Figure 5-10 : comparaison des profils longitudinaux de la concentration obtenus à $y/h = 0,6$ et $0,8$ à différentes valeurs de nombre de Reynolds, pour une injection au centre et en isocinétisme local	123
Figure 5-11: schéma de la position des points de mesure à ± 5 cm et ± 10 cm sur la section rectangulaire.....	123
Figure 5-12 : comparaison des profils horizontaux de la concentration obtenus à 20D de l'injection et à différents nombres de Reynolds, pour une injection au centre et en isocinétisme local	124
Figure 5-13 : comparaison des profils horizontaux de la concentration obtenus à 30D de l'injection et à différents nombres de Reynolds, pour une injection au centre et en isocinétisme local	124

Figure 5-14 : schéma des points de mesure choisis en aval du coude à section rectangulaire	125
Figure 5-15 : profils de la concentration à 1,75D en aval du coude obtenus pour une injection à 4D de l'entrée du coude.	126
Figure 5-16 : profils de la concentration à 11D en aval du coude obtenus pour une injection à 4D de l'entrée du coude.	126
Figure 5-17 : distribution surfacique de la concentration en différents points en aval du conduit pour une injection à 4D de l'entrée du coude.....	127
Figure 5-18 : profils de la concentration à 1,75D en aval du coude obtenus pour une injection à 10D de l'entrée du coude	128
Figure 5-19 : profils de la concentration à 11D en aval du coude obtenus pour une injection à 10D de l'entrée du coude	129
Figure 5-20 : distribution surfacique de la concentration en différents points en aval du conduit pour une injection à 10D de l'entrée du coude	130
Figure 5-21 : comparaison des profils axiaux de la concentration obtenus dans la partie droite du conduit, et pour des injections à 4D et à 10D de l'entrée du coude	132
Figure 5-22 : profils de la concentration obtenus à ± 5 cm et à ± 10 cm de l'axe central des essais en longueur droite et des injections positionnées à 4D et à 10D de l'entrée du coude ...	133
Figure 5-23 : comparaison des distributions surfaciques de la concentration obtenues dans la partie droite du canal rectangulaire, et pour l'injection à 4D de l'entrée du coude	134
Figure 6-1 : schémas du conduit dans les plans ZY et XY.....	138
Figure 6-2 : comparaison entre la résolution analytique de Ger et Holley (1976) et les résultats radiaux de la concentration obtenus à 7D dans le conduit cylindrique de BOREAL	142
Figure 6-3 : synthèse des travaux expérimentaux et de modélisation de la viscosité turbulente dans un conduit cylindrique	144
Figure 6-4 : évolution longitudinale du modèle analytique pour une valeur de nombre de Reynolds 50 000	146
Figure 6-5 : comparaison entre les résultats radiaux de la concentration de l'essai de référence et le modèle analytique ($Sc_t = 1$)	147
Figure 6-6 : comparaison entre les résultats radiaux de la concentration de l'essai avec un nombre de Reynolds 100 000 et le modèle analytique ($Sc_t = 1$).....	148
Figure 6-7 : comparaison entre les résultats radiaux de la concentration de l'essai avec un nombre de Reynolds 35 000 et le modèle analytique ($Sc_t = 1$)	149
Figure 6-8 : comparaison entre les résultats radiaux de la concentration de l'essai avec un nombre de Reynolds 35 000 et le modèle analytique ($Sc_t = 0,8$)	150
Figure 6-9 : comparaison entre les résultats longitudinaux au centre du conduit cylindrique obtenus à différentes valeurs de nombre de Reynolds et la résolution analytique (6-21).....	150
Figure 6-10 : schéma d'application de la problématique	151

Figure 6-11 : comparaison entre les évolutions de la résolution analytique à n termes et 1 terme au centre du conduit cylindrique, dans les conditions de l'essai de référence.....152

Figure 6-12 : évolution de l'écart de la résolution analytique entre n termes et 1 terme au centre et en paroi du conduit cylindrique, pour des nombres de Reynolds à 50 000 et 100 000.153

Figure 6-13 : comparaison de l'évolution de la longueur de bon mélange avec les modèles de Ger et Holley (1976) et Gupta (1999) pour un nombre de Reynolds de 50 000154

Figure 6-14 : comparaison entre l'évolution du modèle de longueur de bon mélange, l'évolution du modèle de représentativité d'un point de prélèvement au centre du conduit et la première corrélation (1-1) de la norme NF X 10-141 (1982) pour un nombre de Reynolds de 50 000 et une injection axisymétrique156

Figure 6-15 : évolution de l'écart entre la concentration et la concentration homogène en différents points radiaux du conduit cylindrique, pour un nombre de Reynolds de 50 000 et une injection axisymétrique157

Liste des tableaux :

Tableau 1-1 : récapitulatif des études sur l'homogénéisation d'un traceur injecté au centre d'un conduit cylindrique pour différents nombres de Reynolds.....	31
Tableau 2-1 : récapitulatif des paramètres d'écoulement.....	44
Tableau 2-2 : synthèse des simulations numériques menées avec CFX	49
Tableau 2-3 : récapitulatif des pertes de charge générées dans BOREAL	58
Tableau 2-4 : modèles de loi déficitaire de la vitesse dans un conduit cylindrique.....	65
Tableau 4-1 : récapitulatif des campagnes d'essais menées dans la partie droite du conduit cylindrique	91
Tableau 4-2 : récapitulatif des campagnes d'essais menées dans la partie accidentée du conduit cylindrique	93
Tableau 4-3 : équivalence entre les points de mesure en aval du coude et leur distance les séparant de deux positionnements de l'injection	110
Tableau 5-1 : récapitulatif des campagnes d'essais menées dans la partie droite du conduit à section rectangulaire.....	113
Tableau 5-2 : récapitulatif des campagnes d'essais menées dans la partie accidentée du conduit à section rectangulaire	114
Tableau 5-3 : équivalence entre les points de mesure en aval du coude et leur distance les séparant de deux positionnements de l'injection	131
Tableau 6-1 : différents profils de viscosité turbulente dans la région centrale d'un conduit cylindrique	143

Nomenclature

Liste des symboles

Symboles	Description	Unité
A	Constante d'ajustement	-
\mathcal{A}	Solution élémentaire sur la composante axiale	-
a	Constante d'intégration	-
\mathcal{B}	Solution élémentaire sur la composante radiale	-
B	Constante d'ajustement	-
b	Rapport des vitesses d'injection et d'écoulement	-
C	Concentration massique du traceur	(kg.m ⁻³)
C^*	Concentration proche de la source	(kg.m ⁻³)
C^+	Concentration adimensionnée par la concentration maximale	-
C_{air}	Concentration de l'hélium dans l'air	(ppm)
C_H	Concentration homogène	(kg.m ⁻³)
C_f	Coefficient de frottement	-
$C_{mesuré}$	Concentration de l'hélium mesurée dans le conduit	(ppm)
C_{pur}	Concentration de l'hélium pur	(ppm)
D	Diamètre du conduit	(m)
D_H	Diamètre hydraulique du conduit rectangulaire	(m)
Dr	Rapport des diamètres d'écoulement et d'injection	-
d	Diamètre d'ouverture du diaphragme	-
d_c	Diamètre de la canne d'injection	(m)
d_p	Diamètre de particules	(m)
\mathcal{D}_m	Diffusion moléculaire	(m ² .s ⁻¹)
\mathcal{D}_t	Diffusion turbulente	(m ² .s ⁻¹)
g	Constante d'accélération de la pesanteur	(m.s ⁻²)

h	Mi-hauteur du conduit à section rectangulaire	(m)
I	Intensité turbulente	-
$I_{atténuée}$	Intensité lumineuse atténuée	-
$I_{incidente}$	Intensité lumineuse incidente	-
i	Composante d'itération	-
k	Constante d'intégration	-
k_{rug}	Rugosité relative du conduit	(m)
L	Longueur du conduit	(m)
L_e	Longueur d'établissement du profil de la vitesse	(m)
L_p	Distance de séparation entre deux points de mesure de la pression	(m)
l_t	Longueur de mélange de Prandtl	(m)
l	Demi-largeur du conduit à section rectangulaire	(m)
M	Rapport entre les moments d'injection et d'écoulement	-
Ng	Niveau de gris	-
n	Nombre réel	-
P	Pression	(Pa)
Pe_t	Nombre de Peclet turbulent	-
$Q_{éc}$	Débit de l'écoulement	(m ³ .s ⁻¹)
Q_{He}	Débit mesuré par traçage hélium	(m ³ .s ⁻¹)
q_{inj}	Débit d'injection	(kg.s ⁻¹)
R	Rayon du conduit	(m)
Re	Nombre de Reynolds	-
r	Composante radiale	(m)
S	Surface	(m ²)
Sc_t	Nombre de Schmidt turbulent	-
St	Nombre de Stokes	-

t	Composante de temps	(s)
U_d	Vitesse débitante dans le conduit	(m.s ⁻¹)
u	Vitesse moyenne en un point	(m.s ⁻¹)
U_{inj}	Vitesse d'injection	(m.s ⁻¹)
X	Variation maximale de la concentration	-
x	Composante horizontale	(m)
y	Composante verticale	(m)
z	Composante axiale	(m)
ΔP_{Dia}	Différence de pression mesurée à la bride du diaphragme	(Pa)
ΔP	Différence de pression mesurée sur une longueur droite du conduit	(Pa)

Liste des symboles grecs

Symboles	Description	Unité
α	Coefficient de débit	-
β	Constante d'atténuation	-
γ	Constante d'intégration	-
θ	Composante angulaire	°
κ	Constante de Von Kármán	-
Λ	Coefficient de perte de charge	-
Λ_l	Coefficient de perte de charge en régime lisse	-
μ	Viscosité dynamique	(Pa.s)
ν	Viscosité cinématique	(m ² .s ⁻¹)
ρ	Masse volumique	(kg.m ⁻³)
ρ_p	Masse volumique des particules de DEHS	(kg.m ⁻³)
$\sigma_{\text{écart}}$	Ecart entre la concentration ponctuelle en conduit avec la concentration homogène	(%)
τ^R	Tenseur de Reynolds	(kg.m ⁻¹ .s ⁻²)

τ	Tenseur des contraintes visqueuses	(kg.m ⁻¹ .s ⁻²)
τ_e	Temps caractéristique de la particule	(s)
τ_p	Temps de relaxation de la particule	(s)
τ_w	Tenseur de contrainte tangentielle à la paroi	(kg.m ⁻¹ .s ⁻²)

Liste des symboles des indices et des exposants

Symboles	Description
+	Adimensionnée
'	Fluctuation d'une grandeur
-	Moyenne d'une grandeur
<i>c</i>	Caractéristique
<i>i</i>	Initial
<i>j</i>	Indice de sommation
<i>m</i>	Moléculaire
<i>max</i>	Maximale
<i>n</i>	Indice de sommation
<i>p</i>	Indice de sommation
<i>r</i>	Radiale
<i>t</i>	Turbulent
<i>z</i>	Axiale
θ	Angulaire

INTRODUCTION

Dans les installations nucléaires, la surveillance des rejets gazeux dans l'environnement repose sur des mesures de concentration en contaminants dans la cheminée de rejet, qui nécessitent une implantation appropriée du point de prélèvement. En effet, en raison du mélange des effluents provenant des différents réseaux d'extraction d'une installation, la concentration d'un contaminant peut être hétérogène en haut de la cheminée si la longueur d'établissement du mélange gazeux est insuffisante ; les mesures effectuées peuvent alors ne pas être représentatives de la concentration moyenne. Par ailleurs, les contrôles périodiques des filtres à Très Haute Efficacité (THE) du Dernier Niveau de Filtration (DNF), constituant l'étape ultime de la chaîne habituelle de traitement des effluents gazeux avant rejet, utilisent une méthode normalisée mettant en œuvre un aérosol de fluorescéine sodée. Cette méthode nécessite qu'une distance minimale soit respectée entre les différents points d'injection et de prélèvements du traceur en amont et en aval du filtre. Cette distance est usuellement appelée longueur de bon mélange. A partir de ces deux prélèvements encadrant le filtre, un coefficient d'épuration est calculé.

La longueur de bon mélange est définie lorsque la concentration du traceur est considérée comme homogène sur toute la section du conduit. Théoriquement, une distribution de la concentration homogène sur la section d'un conduit n'existe qu'à l'infini, et, en pratique, l'emplacement des points de prélèvement est contraint par la configuration des réseaux de ventilation, souvent accidentés. Ainsi, la problématique sous-jacente se pose la pertinence du positionnement des points de prélèvement en conduit. Le non-respect de cette distance peut entraîner une mauvaise évaluation de la représentativité de la concentration au niveau du point de prélèvement.

Plus généralement, cette problématique de longueur de bon mélange se retrouve dans de nombreuses applications industrielles et de recherche expérimentale : où faut-il faire un prélèvement de l'effluent dans un conduit, pour qu'il soit représentatif ? Quelle erreur est commise en cas de longueur insuffisante ?

Le degré d'hétérogénéité du mélange d'un polluant ou d'un traceur au sein d'un écoulement en conduit diminue le long de l'écoulement, en fonction de différents paramètres aérauliques et géométriques, tels que le nombre de Reynolds de l'écoulement ou la présence de singularités, mais aussi en fonction des caractéristiques de l'injection du polluant ou d'un traceur.

Ainsi, les objectifs de ce travail sont de proposer des relations semi-empiriques dans l'optique :

- de respecter la longueur de bon mélange lors du positionnement des points de prélèvement,
- d'estimer l'erreur commise par rapport à la concentration homogène en un point de prélèvement, quel que soit le positionnement de la canne de prélèvement à l'intérieur des conduits,
- d'évaluer l'influence de singularités, notamment la présence d'un coude en aval d'une injection.

La première démarche de ce travail a été de considérer un contexte académique, en observant l'évolution de la distribution de la concentration d'un traceur dans un conduit cylindrique droit, et d'étendre, ensuite, les investigations dans des conduits de géométries plus représentatives des réseaux de ventilation (gaine rectangulaire, coude). Une technique de mesure optique a été développée lors de ce travail de thèse, basée sur la capacité des particules à diffuser la lumière en passant au travers d'une source lumineuse. Ainsi, des particules sont injectées dans l'écoulement, un faisceau Laser stabilisé est disposé sur le diamètre du conduit et les intensités lumineuses diffusées sont captées par une caméra CCD.

Ce mémoire s'articule en six chapitres : le premier aborde le contexte de la problématique et les travaux majeurs qui ont guidé ce travail de thèse sur la longueur de bon mélange. Il y est présenté les différentes conceptions de la longueur de bon mélange, les travaux expérimentaux, ainsi que les modèles semi-empiriques qui en ont été déduits. Il y sera mis en avant la nécessité de mener des campagnes expérimentales afin de constituer une base de données et de proposer un modèle de longueur de bon mélange.

Dans un deuxième temps, le banc expérimental BOREAL (Banc Optique pour la Réalisation d'Etudes Appliquées aux Longueurs de bon mélange), mis en œuvre lors de cette thèse, est décrit, en particulier la qualification aéraulique des deux conduits, dans lesquels des mesures de concentration d'un traceur seront entreprises. Puis, dans une troisième partie, la méthode de mesure optique choisie pour mesurer la concentration est présentée.

Le quatrième chapitre présente les résultats expérimentaux acquis dans le conduit cylindrique. Un essai de référence est défini. Dans le cinquième chapitre, sont présentés les résultats obtenus dans le conduit à section rectangulaire.

Enfin, dans le dernier chapitre, la réponse aux deux objectifs établis au début de cette thèse est développée.

1 ÉTAT DE L'ART

Cette problématique de représentativité des points de prélèvements dans la mesure des débits était déjà d'actualité à partir de la seconde moitié du XX^{ème} siècle. Par exemple, Jordan (1961) avait pour objectif d'évaluer les débits de ventilation dans les mines par traçage gazeux. Mais peu d'auteurs ont proposé des modèles de longueur de bon mélange. Il est à retenir en priorité les travaux d'Evans (1967), de Ger et Holley (1976), et, plus récemment, Anand et McFarland (1999). Après un rappel de différents mécanismes de l'écoulement turbulent en conduit, les paragraphes suivants décrivent le raisonnement de chacun de ces auteurs et expliquent leur conception différente de la longueur de bon mélange.

1.1 Préambule sur l'écoulement turbulent en conduit

Dans cette étude, l'écoulement d'air en conduit est turbulent et incompressible. Usuellement, le paramètre pertinent pour qualifier un écoulement turbulent est le nombre de Reynolds Re (-). A partir d'une valeur de 4 000, l'écoulement est considéré comme turbulent.

$$Re = \frac{\rho_{air} U_d D}{\mu_{air}} \quad (1-1)$$

avec ρ_{air} la masse volumique de l'air ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$), μ_{air} la viscosité dynamique de l'air ($\text{Pa}\cdot\text{s}$), U_d la vitesse débitante dans le conduit ($\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$) et D le diamètre du conduit (m).

A *contrario* du régime laminaire, la turbulence se caractérise principalement par la fluctuation temporelle, spatiale et non-périodique, des grandeurs physiques de l'écoulement, et la génération de structures tourbillonnaires, s'imbriquant les unes dans les autres et interagissant entre elles. Cette agitation a plusieurs conséquences sur l'écoulement en conduit. Tout d'abord, en proche paroi, le frottement est plus important qu'en régime laminaire. La contrainte pariétale τ_w devient alors plus importante, ainsi que le coefficient de frottement Cf (-).

$$Cf = \frac{\tau_w}{\frac{1}{2} \cdot \rho_{air} U_d^2} \quad (1-2)$$

Dans un conduit cylindrique, le coefficient de frottement est lié au coefficient de perte de charge Λ (-) :

$$\Lambda = 4 \cdot Cf \quad (1-3)$$

Le coefficient de perte de charge est une fonction du nombre de Reynolds et de la rugosité relative de la paroi du conduit. Plusieurs auteurs proposent des lois de coefficient de perte de charge dans un conduit. Dans le cas d'un conduit lisse, deux modèles sont usuellement utilisés : celui de Blasius (1-4) pour des valeurs de nombre de Reynolds inférieures à 100 000 et Nikuradse (1-5) pour les autres nombres de Reynolds (Comolet, 1944).

Dans le cas où la rugosité relative est à prendre en compte, Coldebrook (1-6) propose une équation implicite, où k_{rug} est la rugosité homogène équivalente (m).

$$\Lambda = \frac{0,316}{\text{Re}^{1/4}} \quad (1-4)$$

$$\frac{1}{\sqrt{\Lambda}} = 2 \log(\text{Re} \sqrt{\Lambda}) - 0,8 \quad (1-5)$$

$$\frac{1}{\sqrt{\Lambda}} = -2 \log \left(\frac{k_{rug}}{D} + \frac{2,51}{\text{Re} \sqrt{\Lambda}} \right) \quad (1-6)$$

Par ailleurs, et toujours en proche paroi, le tenseur de contrainte pariétale permet d'introduire la notion de vitesse de frottement Uf ($\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$) :

$$Uf = \sqrt{\frac{\tau_w}{\rho_{air}}} \quad (1-7)$$

A partir des équations (1-2) et (1-3), la vitesse de frottement peut être écrite :

$$Uf = U_d \sqrt{\frac{\Lambda}{8}} \quad (1-8)$$

Dans tout le conduit, le phénomène de fluctuation introduit une approche statistique des grandeurs physiques de l'écoulement et une décomposition de ces paramètres en une partie moyenne et une partie fluctuante, par la formulation RANS (Reynolds Averaged Navier-Stokes). Par exemple pour la vitesse (1-9) et la concentration (1-10) :

$$u = \bar{u} + u' \quad (1-9)$$

$$C = \bar{C} + C' \quad (1-10)$$

avec u ($\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$) et C ($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$) respectivement la vitesse et la concentration instantanée en un point donné de l'écoulement, \bar{u} et \bar{C} respectivement la vitesse et la concentration moyenne (au sens de Reynolds (1-11)), et u' et C' respectivement la fluctuation de la vitesse et de la concentration en ce point.

$$\bar{\phi} = \frac{1}{\Delta t} \int_0^{\Delta t} \phi(t) dt \quad (1-11)$$

avec ϕ une grandeur quelconque, et Δt un intervalle de temps (s).

La Figure 1-1 compare les profils de la vitesse entre un écoulement laminaire et un écoulement turbulent (a) et schématise le profil de la vitesse dans un écoulement turbulent, se décomposant en ces deux parties. Le profil de la vitesse dans un écoulement turbulent est symétrique par rapport à l'axe du conduit, et plus aplati que dans un régime laminaire.

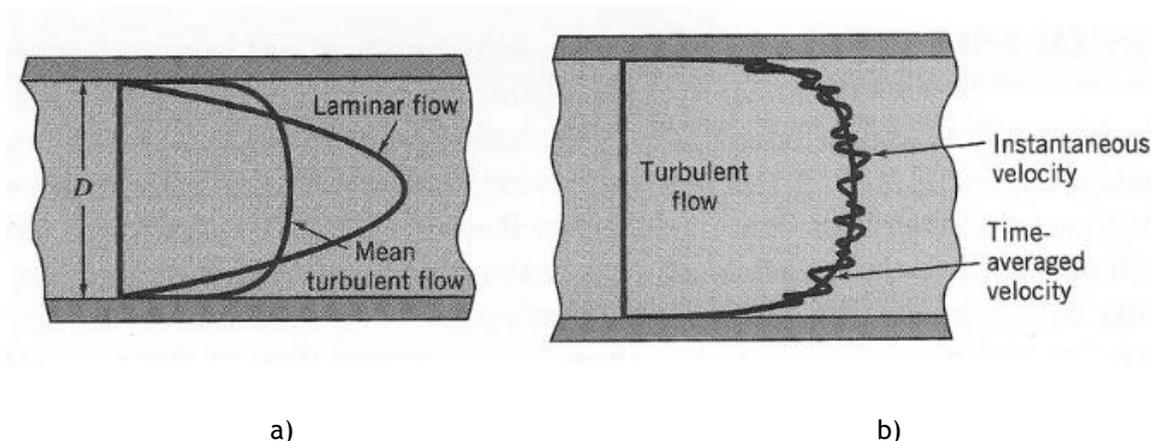


Figure 1-1 : schéma de comparaison entre les profils de la vitesse pour un régime laminaire et un régime turbulent d'air dans un conduit cylindrique et illustration de la fluctuation du profil de la vitesse dans un écoulement turbulent

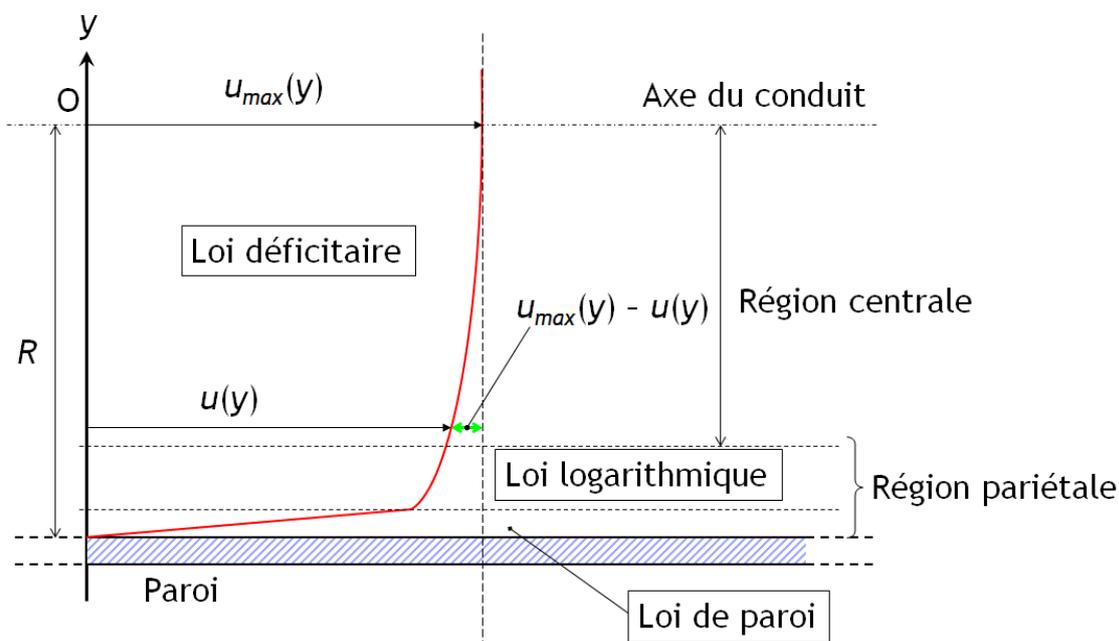


Figure 1-2 : schéma du profil de la vitesse moyenne dans un écoulement turbulent en conduit

La Figure 1-2 présente un schéma de la décomposition des lois décrivant le profil de la vitesse. En proche paroi, la vitesse se compose en loi de paroi et en loi logarithmique. Dans le cœur de l'écoulement, le profil de la vitesse est décrit par la loi déficitaire (1-12) :

$$\frac{U_{\max} - \bar{u}}{U_f} = f(y) \quad (1-12)$$

avec U_{\max} la vitesse maximale au centre du conduit (m.s^{-1}).

La formulation RANS modifie les équations de Navier-Stokes et de transport d'un scalaire :

$$\rho_{air} \left[\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial t} + \frac{\partial (\bar{u}_i \cdot \bar{u}_j)}{\partial x_j} \right] = -\frac{\partial \bar{P}}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\bar{\tau}_{ij} - \rho_{air} \overline{u_i' u_j'} \right] \quad (1-13)$$

$$\rho_{air} \left[\frac{\partial \bar{C}}{\partial t} + \frac{\partial (\bar{u}_j \cdot \bar{C})}{\partial x_j} \right] = \rho_{air} \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\mathcal{D}_m \frac{\partial (\bar{C})}{\partial x_j} - \overline{C' u_j'} \right] \quad (1-14)$$

avec t le composante de temps (s), x_i et x_j les composantes de l'écoulement (m) et $\bar{\tau}_{ij}$ le tenseur des contraintes visqueuses. Les équations (1-13) et (1-14) font intervenir un paramètre supplémentaire à leur équation de base, dépendant des fluctuations de la vitesse et de la concentration. Dans le premier cas, le terme supplémentaire est appelé le tenseur de Reynolds τ_{ij}^R et pose un problème de fermeture de l'équation (1-13).

$$\tau_{ij}^R = -\rho_{air} \overline{u_i' u_j'} \quad (1-15)$$

Par analogie avec le tenseur des contraintes visqueuses, Boussinesq propose la relation (1-16) dans le cadre d'un écoulement quasi-unidimensionnel dans le plan XY et propose une nouvelle grandeur, la viscosité cinématique turbulente ν_t ($\text{m}^2.\text{s}^{-1}$) :

$$\tau_{ij}^R = -\overline{u_i' u_j'} = \rho_{air} \nu_t \left[\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right] \quad (1-16)$$

avec τ_{ij}^R le tenseur de Reynolds dans ce cas particulier, ρ la masse volumique du fluide (kg.m^{-3}) et u_i' et u_j' les vitesses fluctuantes suivant les composantes i et j (m.s^{-1}). Dans le cœur de l'écoulement, le tenseur des contraintes visqueuses est négligeable devant le tenseur de Reynolds.

Dans le cas de l'équation de transport, le terme supplémentaire représente la fluctuation de la quantité de masse et, par analogie, à la loi de Fick ce terme peut s'écrire ainsi :

$$-\overline{C'u'_j} = \mathcal{D}_t \frac{\partial \overline{C}}{\partial x_j} \quad (1-17)$$

avec la diffusion turbulente \mathcal{D}_t .

Usuellement, les grandeurs de viscosité turbulente et diffusion turbulente sont reliées par le nombre de Schmidt turbulent :

$$Sc_t = \frac{V_t}{\mathcal{D}_t} \quad (1-18)$$

avec le nombre de Schmidt turbulent Sc_t (-).

En définitive, ce sont les deux grandeurs de vitesse et de diffusion turbulente qui pilotent le mélange d'un traceur dans un écoulement turbulent en conduit.

1.2 Préconisations sur la longueur de bon mélange

En France, la norme NF X 44-011 de 1972, qui spécifie la méthode de mesure de l'efficacité des filtres au moyen d'un aérosol d'uranine, affirme sans plus de justification :

« Réaliser l'injection d'aérosol et le prélèvement aval suffisamment éloignés du prélèvement amont et du filtre (à une distance égale à au moins dix fois le diamètre du conduit) pour que l'homogénéisation soit suffisante. »

La norme AFNOR NF X 10-141 (1982), issue de la norme ISO 4053-1, est censée garantir cette notion de longueur de bon mélange par des corrélations incluant des paramètres manquant de précision, rendant les corrélations difficilement applicables. De plus, il n'existe pas de support scientifique ou technique disponible quant à l'élaboration de ces lois. Ce manque de définition des lois présentes dans la norme est à l'origine du travail dans lequel s'inscrit ce document.

Le mesurage de débit de gaz dans les conduits par la méthode de traçage est encadré par la norme NF X 10-141 (1982). La norme préconise les traceurs à utiliser (gazeux, particuliers, radioactifs ou non, etc.) et les méthodes à employer, notamment injecter le traceur en continu, au centre du conduit ou effectuer une injection annulaire. La norme donne différentes relations selon les configurations d'écoulement afin de déterminer la longueur suffisante L entre le point d'injection et le point de prélèvement, adimensionnée par le diamètre du conduit D :

$$\frac{L}{D} = 1,18 \sqrt{\frac{8}{\Lambda}} \left(2,94 - \frac{\ln X}{2,3} \right) \quad (1-19)$$

$$\frac{L}{D} = \sqrt{\frac{8}{\Lambda}} \left(2,95 - \frac{\ln X}{2,4} \right) \quad (1-20)$$

$$\frac{L}{D} = \sqrt{\frac{\Lambda_l}{\Lambda}} (20,5 - 2,85 \ln X) \text{Re}^{\frac{1}{10}} \quad (1-21)$$

avec Λ le coefficient de perte de charge du conduit (-), Λ_l le coefficient de perte de charge en régime turbulent lisse (-), X la variation maximale de la concentration sur la section du conduit (%), Re le nombre de Reynolds (-), ρ_{air} la masse volumique de l'air (kg.m^{-3}), μ_{air} la viscosité dynamique de l'air (Pa.s).

Plus précisément :

- l'équation (1-19) est écrite dans l'hypothèse d'un coefficient constant de diffusion radiale et une vitesse débitante uniforme,
- l'équation (1-20) fait l'hypothèse d'une répartition parabolique du coefficient de diffusion radiale et d'une vitesse d'écoulement uniforme,
- l'équation (1-21) fait l'hypothèse d'une répartition parabolique du coefficient de diffusion radiale et d'un profil logarithmique de vitesse d'écoulement.

Ces relations, a priori tirées d'un calcul théorique, donnent la longueur de bon mélange en fonction de la variation maximale de la concentration X que s'impose l'utilisateur. La norme n'est malheureusement pas très explicite quant à la signification de la variable X :

« Cette longueur se définit comme la distance la plus courte sur laquelle la variation maximale X dans la section [...] est inférieure à une valeur déterminée à l'avance (par exemple 0,5%). [...] La longueur de bon mélange n'a donc pas une valeur fixe : elle varie selon les variations admises de la concentration : plus la variation admise est faible, plus la longueur de bon mélange est grande. »

L'extrait ci-avant montre toute la difficulté d'appréhension de cette norme, notamment sur ce paramètre X : est-ce une variation maximale spatiale ou temporelle ? De plus, à partir de quelle référence est-elle estimée ?

Cette norme française est la transposition d'une norme ISO 4053-1, dans laquelle les mêmes lois sont rappelées et qui précise que la variation maximale X est valable sur la section par la méthode d'injection constante du traceur. Seulement, elle ne répond pas, non plus, à la question de la référence prise pour déterminer ce paramètre.

C'est dans l'étude bibliographique sur les modèles de longueur de bon mélange, menée au cours de ce travail de thèse, que la signification de ce paramètre X de la norme est apparue.

Le premier auteur, connu, ayant introduit le concept de la longueur de bon mélange dans un conduit, est Evans (1967).

1.3 Première définition de la longueur de bon mélange

Evans (1967) aborde la problématique des longueurs de bon mélange, dans le cadre de l'évaluation des débits des fleuves par injection de radio-isotopes, en s'inspirant du travail de Jordan (1961). Ce dernier introduit l'équation de convection-diffusion d'un scalaire passif injecté dans un écoulement pour décrire l'évolution de la distribution de la concentration dans un conduit cylindrique.

$$\operatorname{div} \cdot (\vec{u}C) = \operatorname{div} \cdot \left(\left(\frac{\nu_t}{Sc_t} \right) \cdot \overrightarrow{\operatorname{grad}}(C) \right) \quad (1-22)$$

avec C la concentration massique du traceur ($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$) en tout point du conduit, le vecteur \vec{u} de la vitesse de l'effluent dans le conduit ($\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$). Le terme lié à la diffusion est ici principalement turbulent, la diffusion moléculaire est considérée comme négligeable. Sc_t est le nombre de Schmidt (-), ν_t la viscosité cinématique turbulente ($\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$).

Evans (1967) met en œuvre un banc expérimental dans lequel est généré un écoulement turbulent dans un conduit cylindrique droit, pour confronter sa démarche théorique à des résultats expérimentaux.

1.3.1 Etude expérimentale d'Evans (1967)

Le banc expérimental d'Evans (1967) est un conduit hydraulique de 4,88 m de long et 15,24 cm de diamètre, dans lequel est injecté un colorant (nigrosine) au centre du conduit et en continu Figure 1-3. Dans un premier temps, Evans (1967) cherche à évaluer l'influence du nombre de Reynolds sur l'homogénéisation d'un traceur.

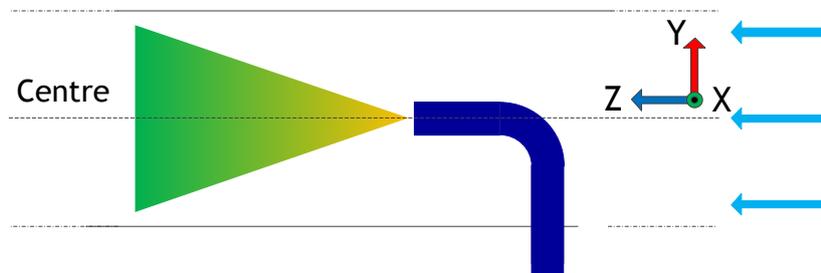


Figure 1-3 : schéma de l'expérience d'Evans (1967), une injection axisymétrique dans un conduit cylindrique

Il effectue des mesures pour des valeurs de nombre de Reynolds de 10 000, 50 000 et 100 000. Il injecte le colorant avec une canne coudée, de 2,2 mm de diamètre, en co-courant et en « isocinétisme local », c'est-à-dire que la vitesse d'injection est théoriquement égale à la vitesse locale de l'écoulement.

Evans (1967) entreprend des scrutations verticales et horizontales sur le diamètre du conduit en chaque point de prélèvement considéré en aval de l'injection. Sur chacun des axes, il récupère au maximum 7 points de mesure de la concentration.

A partir de son étude expérimentale, il remarque que le nombre de Reynolds n'a pas une influence significative sur le mélange à partir de 50 000. L'auteur confronte cette observation en citant le travail de Shuttleworth (1965), qui a effectué des mesures similaires pour un nombre de Reynolds de 80 000. La Figure 1-4 montre l'évolution de la concentration adimensionnée par la concentration homogène C_H ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$) déterminée par Evans (1967) le long l'axe de l'écoulement z (m), adimensionnée par le diamètre du conduit D (m), comparée avec celle de Shuttleworth (1965). La concentration homogène se définit comme le rapport du débit d'injection massique q_{inj} ($\text{kg}\cdot\text{s}^{-1}$) sur le débit d'écoulement volumique $Q_{éc}$ ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$).

$$C_H = \frac{q_{inj}}{Q_{éc}} \quad (1-23)$$

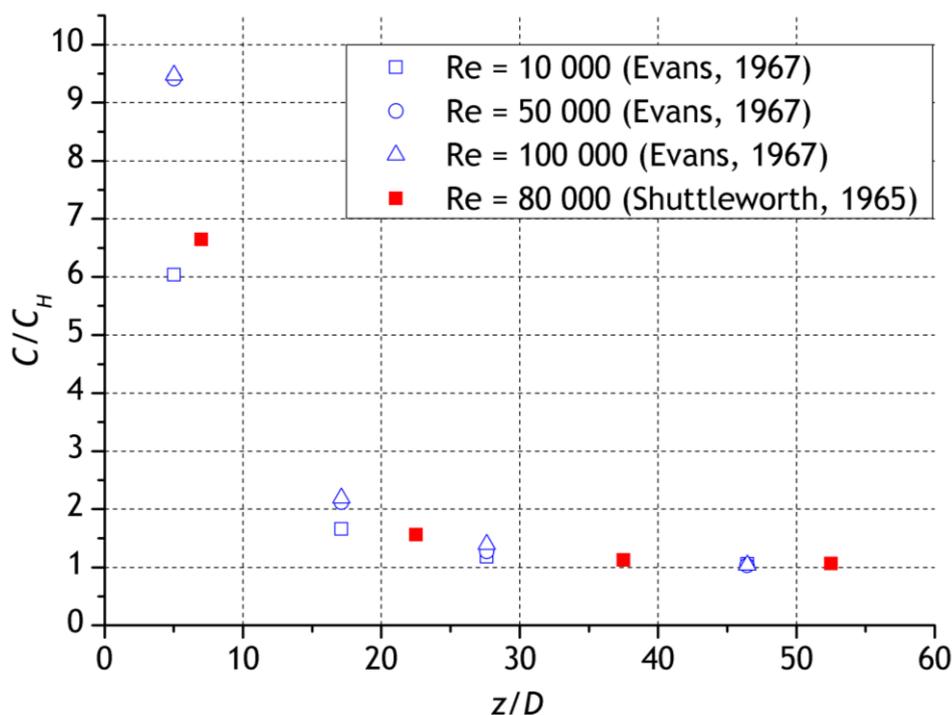


Figure 1-4 : évolution longitudinale de la concentration adimensionnée par la concentration homogène : expériences d'Evans (1967) et de Shuttleworth (1965)

Sur la Figure 1-4, les courbes convergent aux alentours de 30D quel que soit le nombre de Reynolds. Entre 5D et 30D, il semble que l'essai pour $Re = 10\,000$ converge plus rapidement vers la concentration homogène que les deux autres courbes proposées par Evans (1967), qui semblent confondues.

Evans (1967) explique ce phénomène par une variation du nombre de Schmidt turbulent. Pour valider cette hypothèse, Evans (1967) résout l'équation (1-22) de deux manières : analytiquement avec des profils uniformes de la vitesse et de la diffusion turbulente ; numériquement avec la méthode des différences finies en intégrant des profils réalistes de la vitesse et de la diffusion turbulente radiale, non précisés par l'auteur, et un profil de concentration à l'injection déterminé expérimentalement.

La Figure 1-5 présente les résultats radiaux de la concentration, adimensionnée par la concentration homogène, tels qu'ils sont présentés par Evans (1967), confrontés avec les deux résultats obtenus par les deux types de résolutions développées par Evans (1967).

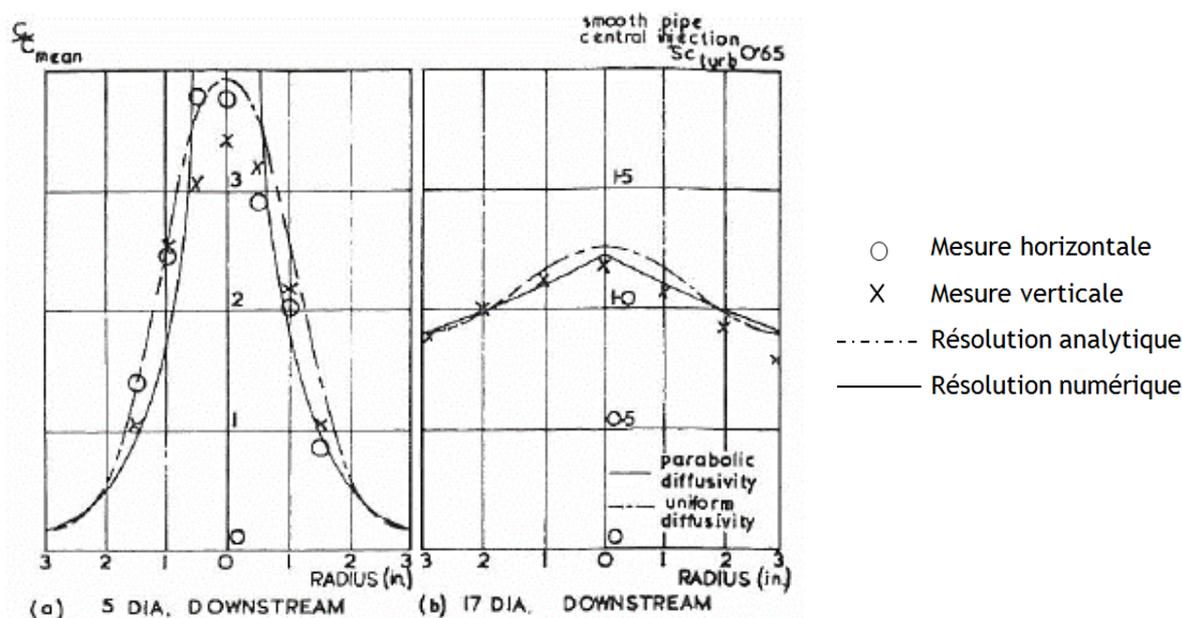


Figure 1-5 : exemple de profils radiaux de la concentration pour un nombre de Reynolds de 10 00 comparés avec les résolutions de l'équation de convection-diffusion avec $Sc_t = 0,65$ proposées par Evans (1967) - a) $z/D = 5$ et b) $z/D = 17$

Cette comparaison montre que la résolution de l'équation de transport est une base intéressante pour décrire l'évolution de la distribution de la concentration le long du conduit. Le graphique présenté en Figure 1-5-a) d'Evans (1967) montre qu'à 5D la résolution numérique sous-estime la dilution par rapport aux résultats expérimentaux et la résolution analytique propose une meilleure description, mais en regardant la Figure 1-5-b) il semble qu'à 17D la résolution numérique soit meilleure.

Evans (1967) explique également qu'un nombre de Schmidt turbulent égal à 0,65 intégré à sa résolution, permet de décrire correctement l'évolution de la dilution pour un nombre de Reynolds à 10 000. Il précise ensuite que, pour les deux autres nombres de Reynolds évoqués, un nombre de Schmidt turbulent égal à 1 est suffisant pour être concordant avec l'expérience.

1.3.2 Modèle de longueur de bon mélange proposé par Evans (1967)

L'étude d'Evans (1967) apparaît comme primordiale dans la compréhension des lois présentes dans la norme ISO. En effet, Evans (1967) définit la longueur de bon mélange comme la distance à partir de laquelle l'écart sur la section entre les concentrations maximale et minimale est de 1%. Il propose ainsi la relation suivante (1-24) à partir de sa résolution numérique :

$$\frac{L}{D} = 20,5 \cdot Sc_t \cdot Re^{\frac{1}{10}} \sqrt{\frac{\Lambda_{lisse}}{\Lambda_{rugueux}}} \quad (1-24)$$

$$\text{pour } 4\,000 \leq Re \leq 10^7$$

avec Re le nombre de Reynolds (-), Λ_{lisse} le coefficient de perte de charge en régime turbulent lisse (-), $\Lambda_{rugueux}$ le coefficient de frottement en régime turbulent rugueux (-).

Evans (1967) intègre arbitrairement le rapport des coefficients de perte de charge afin de respecter l'observation de Taylor (1954), lors de son étude de transfert de masse d'une quantité dans un écoulement turbulent et sur l'influence du coefficient de perte de charge sur le mélange.

Le modèle d'Evans (1967) ressemble fortement à l'équation (1-21) de la norme NF X 10-141 (1982), en considérant un Sc_t égal à 1 et une variation maximale de la concentration équivalente à 1 %. Ceci éclaire un peu plus sur l'élaboration des modèles de la norme.

La relation (1-24) donne deux enseignements sur l'évolution de la longueur de bon mélange. Premièrement, l'augmentation du nombre de Reynolds s'accompagne d'une augmentation de longueur de bon mélange. Deuxièmement, une paroi rugueuse aura l'effet inverse. Evans (1967) montre que le nombre de Schmidt turbulent, compris entre 0,65 et 1, a une influence sur le mélange. C'est pourquoi, il apparaît dans le modèle d'Evans (1967). Cependant, l'auteur ne quantifie pas sa valeur pour un nombre de Reynolds compris entre 4 000 et 50 000.

Ce modèle est discutable sur plusieurs points. Principalement, il est très contraignant sur le concept de longueur de bon mélange : considérer une distance où la concentration minimale sur la section du conduit doit être au minimum à 99 % de la concentration maximale est peu réaliste dans une configuration industrielle. De plus, il est difficile d'estimer le nombre de Schmidt turbulent pour appréhender la diffusion dans l'écoulement. Enfin, cette loi n'est pas élaborée pour estimer la représentativité d'un point de prélèvement. Toutefois, l'étude d'Evans (1967) a le mérite de poser une base de réflexion sur les longueurs de bon mélange, en introduisant la résolution de l'équation de convection-diffusion.

Concernant la norme ISO 4053, les relations proposées semblent donc définies pour estimer une variation par rapport à un ratio entre les concentrations minimale et maximale sur la section. Elles peuvent être utiles dans le cadre du positionnement des points de prélèvement des installations neuves, mais apparaissent peu pratiques dans le cadre d'installations existantes, dans une problématique de représentativité des points de prélèvement. De plus, il semble plus pratique de raisonner sur la variation de la distribution de la concentration sur la section du conduit.

1.4 Introduction du coefficient de variation (COVc) par Ger et Holley (1976)

L'objectif principal du travail de Ger et Holley (1976) a été de proposer des modèles de longueur de bon mélange dans différentes configurations d'injection continue dans un conduit cylindrique, co-courantes à l'écoulement. Leurs investigations se sont portées sur une injection au centre du conduit, une injection décalée du centre en proche paroi et une injection perpendiculaire en paroi. Dans les deux premiers cas, les auteurs se basent sur des résultats expérimentaux de la littérature. Pour la troisième configuration, les auteurs ont mené des campagnes de mesure sur leur propre installation.

1.4.1 Modélisation pour une injection axisymétrique

Ger et Holley (1976) s'inspirent principalement du travail expérimental et théorique d'Evans (1967). Ils partent également de l'équation de convection-diffusion (1-22) et s'affranchissent de la composante angulaire. Cependant, les auteurs considèrent des profils de la vitesse et de la diffusion turbulente radiale uniformes sur la section du conduit et proposent la relation suivante (1-25) :

$$\frac{C}{C_H}(z^+, r^+) \cong 1 + \exp\left(-a_1 \frac{\mathcal{D}_t}{RU_d} z^+\right) \frac{J_0(r^+ \sqrt{a_1})}{J_0(\sqrt{a_1})^2} \quad \text{où} \quad (1-25)$$

$$z^+ = \frac{z}{R} ; r^+ = \frac{r}{R}$$

en précisant que R est le rayon du conduit (m), U_d la vitesse débitante ($\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$), C_H est la concentration homogène ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$), z la composante axiale du conduit (m), r la composante radiale du conduit (m), J_0 la fonction de Bessel de premier genre d'ordre 0 et a_1 la première racine positive de J_1 la fonction de Bessel d'ordre 1.

Ger et Holley (1976) décrivent l'équation (1-25) comme le premier terme d'une série de combinaisons linéaires, cette approximation étant suffisante, selon eux, pour modéliser la longueur de bon mélange. Pour évaluer la longueur de bon mélange, les auteurs introduisent le paramètre de coefficient de variation de la concentration (COVc). Par définition, le COV se détermine comme le rapport de l'écart-type d'une grandeur mesurée sur sa moyenne, et les auteurs le calculent ainsi sur toute la section du conduit :

$$COVc = \sqrt{\frac{1}{S} \int_S \left(\frac{C}{C_H} - 1\right)^2 dS} \quad (1-26)$$

avec S l'aire du conduit (m^2).

Le COVc est un critère pertinent qui permet d'estimer l'écart de la distribution de la concentration par rapport à la concentration homogène sur toute une section. En pratique, ceci introduit une liberté sur l'erreur que l'utilisateur souhaite s'autoriser.

Les auteurs considèrent une diffusion turbulente avec un profil de la viscosité turbulente constant et un nombre de Schmidt turbulent égal à 1 (1-27), et un coefficient de perte de charge empiriquement déterminé par Ger et Holley (1976) à partir du diagramme de Moody pour les conduits lisses (1-28) :

$$\mathcal{D}_t = 0,071 \cdot U_f \cdot R \quad (1-27) \quad \Lambda = \frac{2,48}{\text{Re}^{0,208}} \quad (1-28)$$

avec U_f la vitesse de frottement (m.s^{-1}).

Au final, en transformant l'équation de transport (1-25) pour intégrer la notion de coefficient de variation (1-26) et en intégrant la diffusion turbulente (1-27) et Λ (1-28), le modèle proposé pour une injection axisymétrique est le suivant (1-29) :

$$\frac{L}{D} = 6,91 \cdot \log_{10} \left(\frac{2,48}{\text{COV}_c} \right) \cdot \text{Re}^{0,104} \quad (1-29)$$

$$\text{pour } 10^4 \leq \text{Re} \leq 10^6$$

Les auteurs déterminent la valeur seuil maximale de $\text{COV}_c = 0,25$, pour appliquer cette loi. En considérant la gamme du nombre de Reynolds fixée, la longueur de bon mélange est comprise entre 17,95D et 28,98D. Pour valider leur modèle, Ger et Holley (1976) s'appuient sur les travaux expérimentaux d'Evans (1967), de Clayton et Ball (1968), et de Filmer et al (1969). Ces deux derniers ont mené des études expérimentales sur l'homogénéisation d'un traceur dans un conduit cylindrique, en mesurant un coefficient de variation.

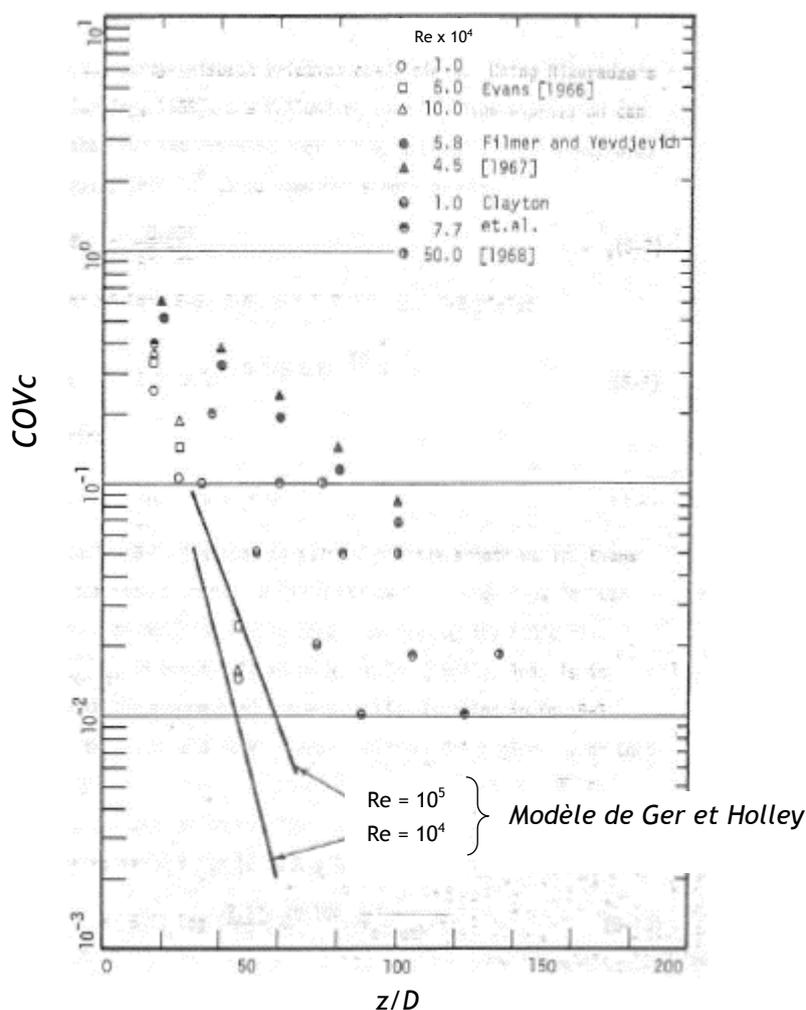


Figure 1-6 : graphique de Ger et Holley (1974) présentant leur modèle, tracé pour deux valeurs de nombre de Reynolds, comparé aux résultats expérimentaux d'Evans (1967), de Clayton et al. (1968), et Filmer et al. (1968)

La Figure 1-6, issue du travail de Ger et Holley (1974), montre que leur modèle concorde bien avec les résultats d'Evans (1967), mais moins avec ceux de Clayton et al. (1968), et Filmer et al. (1968), obtenus dans les mêmes conditions expérimentales. Il est difficile d'appréhender la raison de la dispersion de ces résultats entre ces trois auteurs et les biais expérimentaux à incriminer. Cela peut venir d'une erreur de manipulation ou de la technique de mesure en elle-même. Néanmoins, ces résultats montrent la nécessité d'une nouvelle prospection dans cette configuration expérimentale.

1.4.2 Modélisation pour une injection en proche paroi

Ger et Holley (1976) ne proposent pas de modèle analytique applicable dans les cas des injections décalées du centre du conduit cylindrique (non-axisymétrique, Figure 1-7).

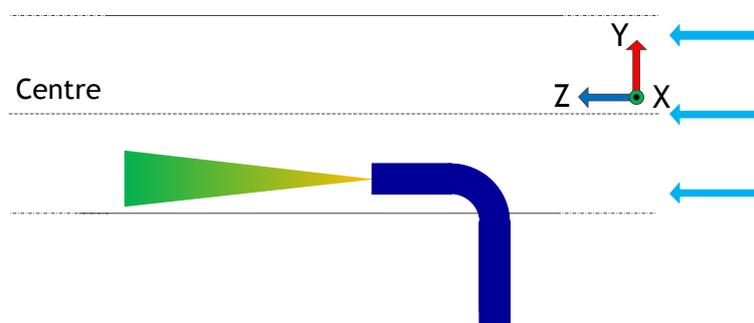


Figure 1-7 : schéma de l'expérience de Ger et Holley (1976), une injection non-axisymétrique dans un conduit cylindrique

Selon les auteurs, le développement analytique à partir de l'équation de convection-diffusion est plus difficile dans cette configuration et donc plus problématique pour définir un modèle.

En s'inspirant de l'allure du modèle précédent, les auteurs proposent donc une forme d'expression générale à ajuster sur des résultats expérimentaux (1-30) :

$$\sqrt{\Lambda} \frac{L}{D} = A \cdot \log_{10} \left(\frac{B}{COVc} \right) \quad (1-30)$$

avec A et B des constantes d'ajustement.

Ger et Holley (1976) se basent sur les résultats expérimentaux de Clayton et al., menés pour une injection en isocinétisme locale à environ 5 mm de la paroi, et leurs propres résultats d'expériences. Les auteurs créent un conduit hydraulique cylindrique et droit de 15,24 cm de diamètre pour une longueur d'environ $140D$. Le traceur est un mélange d'eau et de chlorure de sodium (NaCl), injecté dans un écoulement établi et de manière continue. La canne d'injection a un diamètre d'environ 6,35 mm. La vitesse d'injection dans cette configuration n'est pas indiquée, comme la position exacte de la canne en proche paroi. L'observation de la distribution de la concentration s'effectue par une mesure de conductivité des prélèvements de l'eau dans le conduit.

Ger et Holley (1976) effectuent leurs mesures pour deux valeurs de nombre de Reynolds : 76 000 et 100 000. Les constantes A et B sont des paramètres d'ajustement des résultats expérimentaux présentés en Figure 1-6.

Ils obtiennent le modèle suivant (1-31) :

$$\sqrt{\Lambda} \frac{L}{D} = 9,94 \cdot \log_{10} \left(\frac{1,8}{COVc} \right) \quad (1-31)$$

$$\text{pour } 5 \cdot 10^3 \leq Re \leq 5 \cdot 10^5$$

avec une valeur seuil maximale de $COVc$ imposée à 0,5.

En considérant la valeur seuil, ainsi que les nombres de Reynolds encadrant l'applicabilité de ce modèle, les longueurs de bon mélange définies par Ger et Holley (1976) dans cette configuration sont comprises entre $28D$ et $50D$.

1.4.3 Modélisation pour une injection perpendiculaire en paroi

L'injection perpendiculaire en proche paroi est parfois la configuration la plus pratique pour effectuer les mesures de représentativité des points de prélèvements sur site. Ger et Holley (1976) se sont attachés à développer un modèle dans cette configuration.

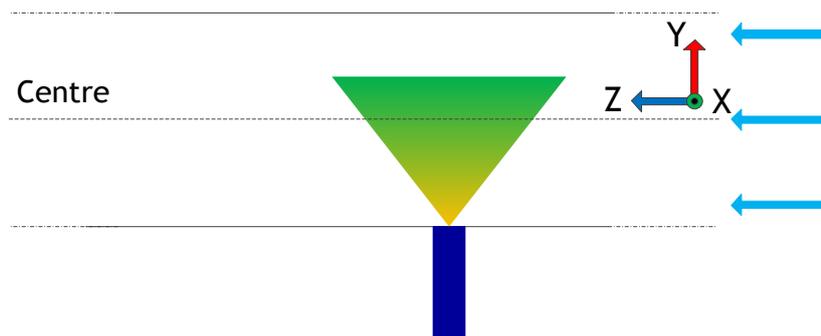


Figure 1-8 : schéma de l'expérience de Ger et Holley (1976), une injection perpendiculaire en paroi dans un conduit cylindrique

La question que se posent les auteurs concerne les paramètres influents sur le mélange. Ils déterminent que le rapport des vitesses, traduisant le degré de pénétration du jet dans l'écoulement, est l'élément le plus important. Les auteurs considèrent également qu'il n'y a pas d'effet de densité entre le traceur et l'écoulement, ainsi le nombre de Froude F_d est considéré comme négligeable.

Ils mènent donc leurs investigations expérimentales sur le même banc expérimental décrit précédemment, en variant la vitesse d'injection pour un nombre de Reynolds de 60 000 dans le conduit et pour deux diamètres d'injection différents. Ils définissent un nouveau paramètre M qui traduit la compétition des moments du jet sur celui de l'écoulement, qui s'écrit (1-32) :

$$M = \left(\frac{b}{Dr} \right)^2 \text{ avec } b = \frac{U_{inj}}{U_d} \text{ et } Dr = \frac{D}{d_c} \quad (1-32)$$

où b est le rapport entre la vitesse d'injection U_{inj} (m.s^{-1}) et la vitesse de l'écoulement U_d (m.s^{-1}), et Dr le rapport entre le diamètre du conduit D (m) et le diamètre de la canne d'injection d_c (m).

Ils développent également un modèle de résolution numérique, par la méthode des différences finies implicite, tenant compte de la physique des jets dans un premier temps et une problématique de convection-diffusion d'un scalaire passif dans un second temps. Les calculs ont été effectués dans les mêmes configurations d'écoulement et d'injection.

Ger et Holley (1976) ont pour but d'estimer la valeur de M optimale pour proposer un modèle aussi efficace que celui établi pour une injection au centre d'un conduit. En effet, si M est trop faible, le jet est analogue à une injection co-courante en paroi et, si M est trop important, le jet est également assimilé à une injection en proche paroi, mais celle opposée. A partir de leurs résultats, Ger et Holley (1976) trouvent une corrélation avec la constante d'ajustement B et le paramètre M , et déterminent la valeur où B est la plus faible sur le graphique synthétique suivant (Figure 1-9).

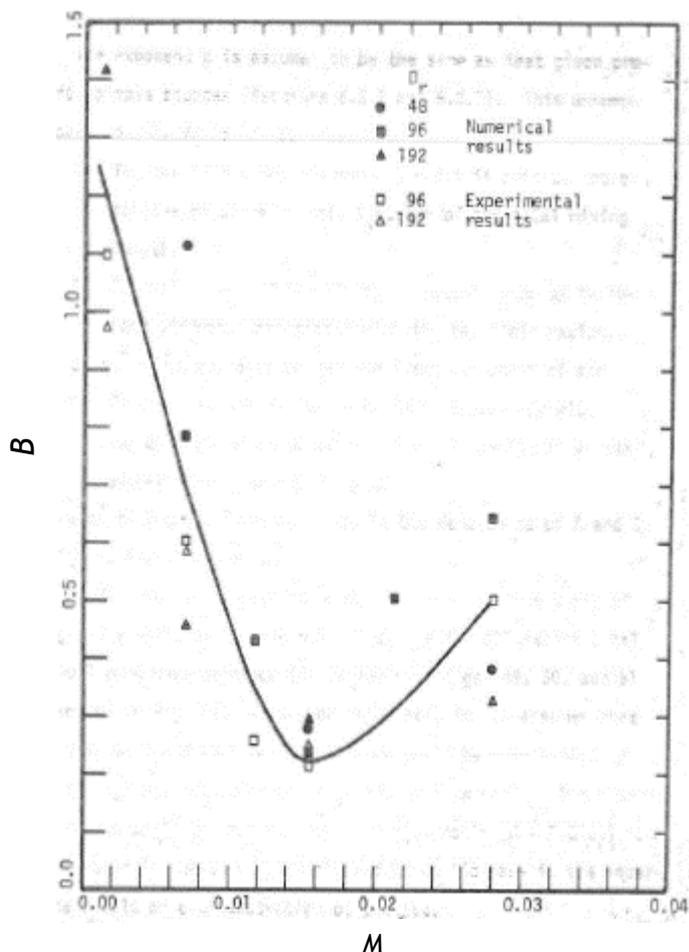


Figure 1-9 : graphique de Ger et Holley (1974) présentant les corrélations expérimentales et numériques entre la constante d'ajustement B en fonction du paramètre M , pour différentes valeurs de Dr

Selon le graphique proposé par Ger et Holley (1976), les différentes configurations balayées montrent que la valeur de M où la pénétration du jet est optimale pour le mélange est environ 0,0156. Les valeurs de B correspondantes se trouvent entre 0,2 et 0,3. En parallèle, ils ajustent la valeur de A à 12,1. En résumé, les auteurs proposent le modèle suivant (1-33) :

$$\sqrt{\Lambda} \frac{L}{D} = 12,1 \cdot \log_{10} \left(\frac{B(M)}{COV_c} \right) \quad (1-33)$$

avec une valeur minimale de COV_c imposée à 0,05 par les auteurs.

Pour ce modèle, les auteurs ne proposent pas d'encadrement du nombre de Reynolds pour une application de ce modèle. Toutefois, en imposant un nombre de Reynolds de 10 000, en respectant les conditions optimales d'injection ($M = 0,0156$ et $B = 0,2$) et la valeur minimale fixée par les auteurs, la longueur de bon mélange est de $41D$.

La Figure 1-10 présente un graphique synthétique des trois modèles développés par Ger et Holley (1976), soit l'évolution du COV_c en fonction de la longueur de bon mélange, pour les trois configurations d'injection en conduit qu'ils ont sélectionnées. Ces modèles ont été tracés, à titre d'exemple, pour un nombre de Reynolds de 50 000, à partir de la valeur seuil de COV_c de l'injection perpendiculaire en paroi, et le coefficient de perte de charge λ a été calculé avec la loi de Blasius.

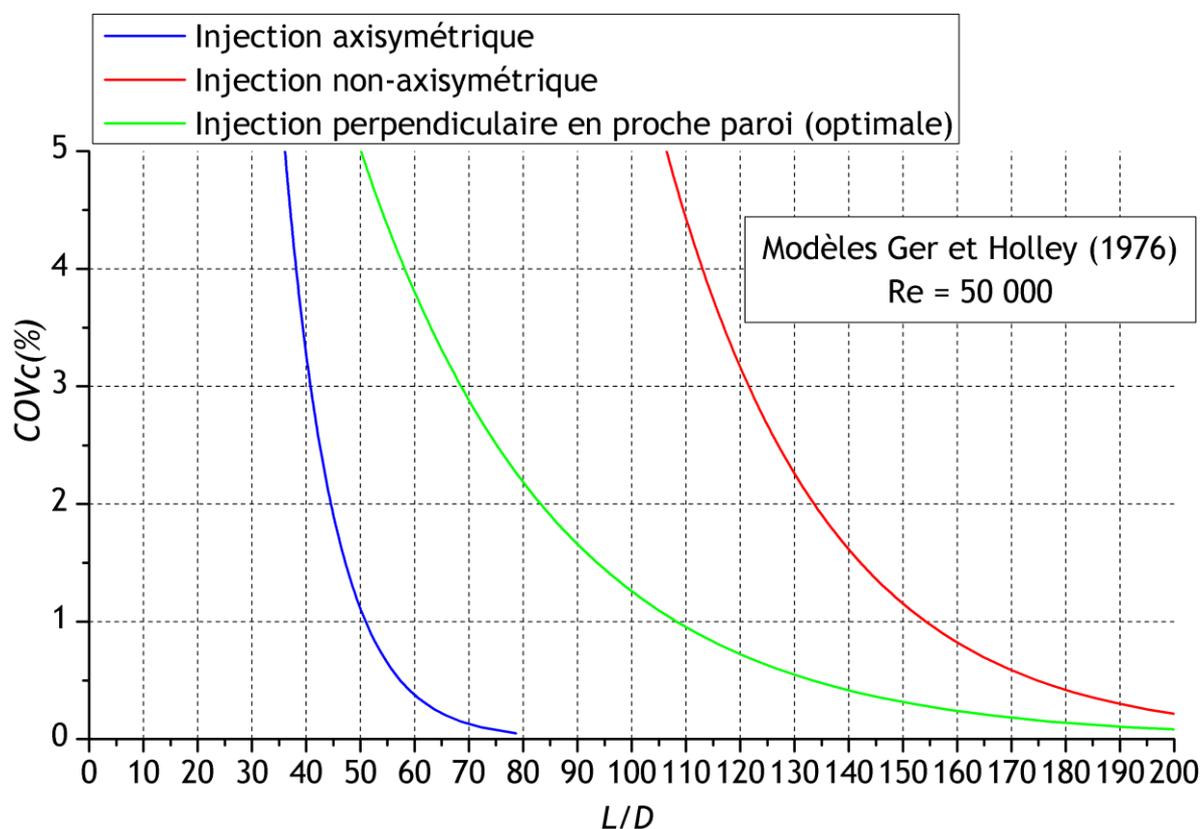


Figure 1-10 : graphique de synthèse des trois modèles développés par Ger et Holley (1976) pour trois configurations d'injection en conduit et un nombre de Reynolds de 50 000

Ce graphique montre que des trois configurations d'injection étudiées par les auteurs, la position axisymétrique semble la plus appropriée pour favoriser le mélange et obtenir des longueurs de bon mélange plus faibles.

1.5 Etudes sur l'introduction de dispositif de mélange en conduit

Aux Etats-Unis, les intervenants chargés de la surveillance des rejets gazeux des installations nucléaires raisonnent différemment à propos de cette longueur de bon mélange. En effet, la norme ANSI (1969) N13.1-1969 de l'American Standards National Institute (ANSI) qui date de 1969 n'identifie pas explicitement une longueur de bon mélange, mais indique seulement que, dans les conduits, le point de prélèvement doit se trouver au minimum à 5D en aval d'une singularité (coude ou succession de coudes, évasement, etc.).

Comme dans la norme française, il y est spécifié les modes opératoires et le matériel adéquat ; en particulier, le choix de la conception de la sonde est dépendant du traceur utilisé. Pour les larges conduits, le mode opératoire recommandé est d'effectuer plusieurs points de prélèvement sur tout le conduit, à l'aide d'une sonde multiple. Cette méthode est complétée par un document de référence de l'Environmental Protection Agency (EPA), l'EPA Method 1, qui précise le nombre et le positionnement des points de mesures sur la section du conduit selon la configuration géométrique (Figure 1-11).

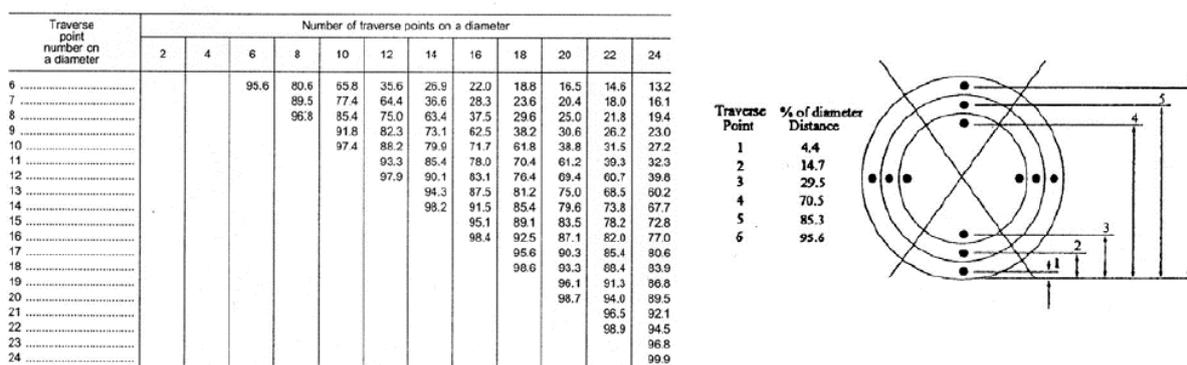


Figure 1-11 : schéma de la grille du positionnement des points de mesures préconisées dans l'EPA Method 1 pour un conduit circulaire

La Figure 1-11 présente un exemple de la grille du positionnement des points de mesure sur la section d'un conduit circulaire. Exemple, pour six points de mesure, le premier doit être positionné à 4,4 % du diamètre du conduit et le dernier à 95,6 %.

Anand et McFarland proposent d'optimiser cette méthodologie et se sont donc penchés sur la problématique du bon mélange d'un traceur dans un conduit.

1.5.1 Modélisation proposée par Gupta (1999)

Selon les auteurs, la méthode des multiples points de prélèvement suggérée par l'ANSI (1969) est trop coûteuse en temps et moyens. Ils ont proposé une autre méthodologie, l'Alternate Reference Methodologies (ARM), dont l'argument principal est de considérer seulement un point de prélèvement où le traceur est homogène sur toute la section du conduit. Ils y introduisent également la notion de coefficient de variation COV_c de la concentration :

$$COV_c(\%) = \frac{\sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (C_i - C_m)^2}{n-1}}}{C_m} \quad (1-34)$$

avec n le nombre de points de mesure déterminés par la grille de la méthode EPA, C_i la concentration mesurée au point i (kg.m^{-3}), et C_m la valeur moyenne de la concentration mesurée (kg.m^{-3}). Approuvé par l'EPA, un nouveau critère est établi à partir du COV_c : dans la zone des deux tiers du rayon au cœur du conduit, le COV_c doit être inférieur à 20 %. Cette recommandation est également préconisée par la norme ISO 2889 (2010).

Ainsi, toutes les études numériques et expérimentales menées par les deux auteurs s'attachent à respecter ce critère.

Anand et McFarland ont également encadré plusieurs thèses, souvent à caractère expérimental, dans le but d'introduire des méthodes ou des systèmes de mélange permettant de favoriser l'homogénéisation du traceur. Dans la configuration d'une injection continue au centre d'un conduit cylindrique droit, les auteurs encadrent la thèse de Gupta (1999) pour définir un modèle de longueur de bon mélange :

$$COV_c(\%) = 148,93e^{\left(-0,0938\frac{L}{D}\right)} \quad (1-35)$$

avec le COV_c exprimé en pourcentage.

Gupta (1999) obtient ce modèle, par une régression à partir des données acquises sur son banc expérimental, un tube droit de 15,2 cm de diamètre, dans lequel est injecté du SF_6 au centre du conduit. Cependant, Gupta (1999) ne précise pas le nombre de Reynolds, ni la vitesse d'injection, à partir desquels ce modèle a été obtenu. De plus, il ne propose pas de domaine d'applicabilité de ce modèle.

Le modèle de Gupta (1999) est comparé avec celui de Ger et Holley (1976), ainsi qu'avec les résultats expérimentaux, d'Evans, Clayton et al. (1968), et Filmer et al. (1968) en Figure 1-12. Pour comparer correctement les données expérimentales des auteurs, le modèle de Gupta (1999) (en rouge) a été arrangé pour ne pas exprimer le coefficient de variation de la concentration en pourcentage.

La comparaison montre que le modèle purement empirique proposé par Gupta (1999) appuie d'autant plus la nécessité d'acquérir de nouvelles données expérimentales. La dispersion des résultats de la littérature pose la question de la pertinence des résultats, ainsi que des modèles proposés.

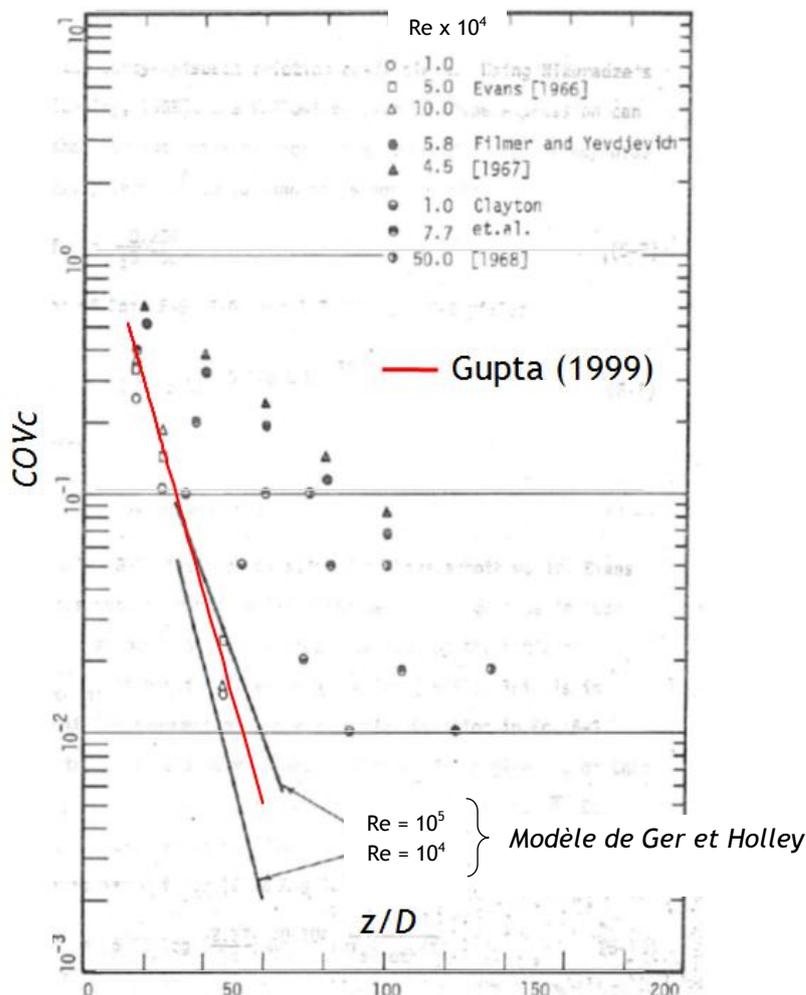


Figure 1-12 : comparaison entre les modèles de Gupta (1999) et Ger et Holley (1974) pour trois nombres de Reynolds différents, pour une injection axisymétrique dans un conduit cylindrique

Après cette étude dans un conduit droit, Gupta (1999) mène des campagnes de mesures afin d'évaluer l'influence d'un coude sur l'homogénéisation d'un traceur. Le banc expérimental qu'il utilise est en Figure 1-13. Ces conditions expérimentales sont particulières. Tout d'abord, il positionne à 1D en amont de l'injection un média afin de casser la turbulence, et l'injection est à 1D de l'entrée du coude.

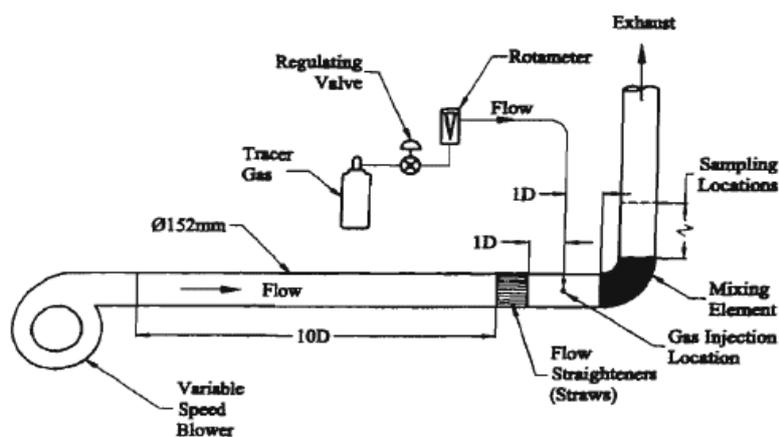


Figure 1-13 : configuration expérimentale de Gupta (1999)

Dans cette configuration, Gupta (1999) injecte son traceur dans un écoulement non-établi et obtient les résultats expérimentaux présentés en Figure 1-14.

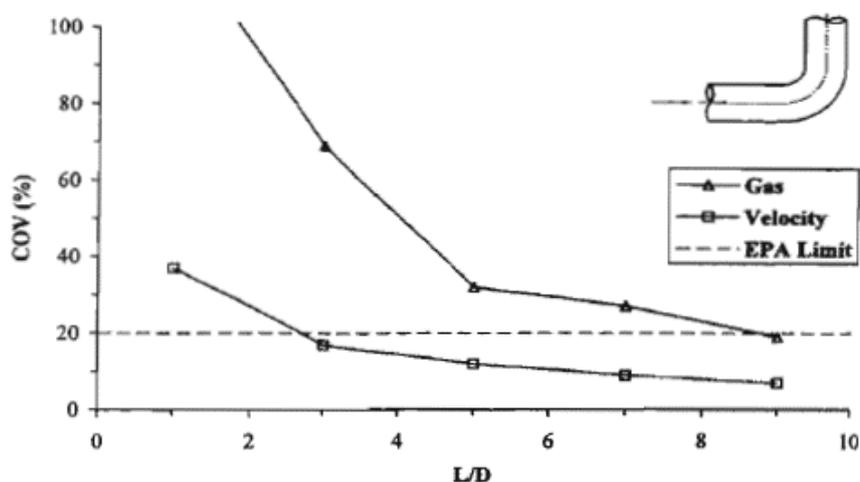


Figure 1-14 : résultats expérimentaux de Gupta (1999) sur l'influence d'un coude en aval d'une injection

Les résultats montrent que le coefficient de variation diminue jusqu'à 20 %, après 9D en aval du coude. Pour comparer, le modèle de Gupta (1999) dans une longueur droite donne une longueur d'environ 20D pour un COV_c équivalent. Seulement, plusieurs questions se posent sur les conditions d'injection, notamment sur la présence de l'obstacle en amont de l'injection. En plus du coude, ce média peut avoir également une influence sur le mélange du traceur.

Gupta (1999) mène d'autres études expérimentales avec différents dispositifs en aval de l'injection (succession de coude, t-mixer, anneau de rétrécissement,...), avec une configuration expérimentale inchangée.

1.5.2 Introduction de l'intensité turbulente

Le modèle de Gupta (1999) en longueur droite sert de base au travail d'Anand et McFarland. Dans l'étude expérimentale d'Anand datant de 2003, l'auteur cherche à corréler l'influence de l'intensité turbulente I (-) de l'écoulement avec le COV_c (%). L'intensité turbulente est le rapport entre la norme de la vitesse fluctuante sur la vitesse moyenne en un point :

$$I = \frac{\sqrt{(u')^2}}{u} \quad (1-36)$$

La Figure 1-15 décrit le dispositif expérimental d'Anand (2003) : il s'agit d'un conduit cylindrique en aspiration de 15,2 cm de diamètre, dans lequel une grille est disposée à l'entrée pour contrôler l'intensité turbulente. La technique de mesure de la concentration est analogue à celle de Gupta (1999), soit une mesure intrusive avec une injection du SF_6 au centre du conduit. Trois grilles sont créées pour générer, respectivement des intensités turbulentes de 1,5 %, 10 % et 20 %.

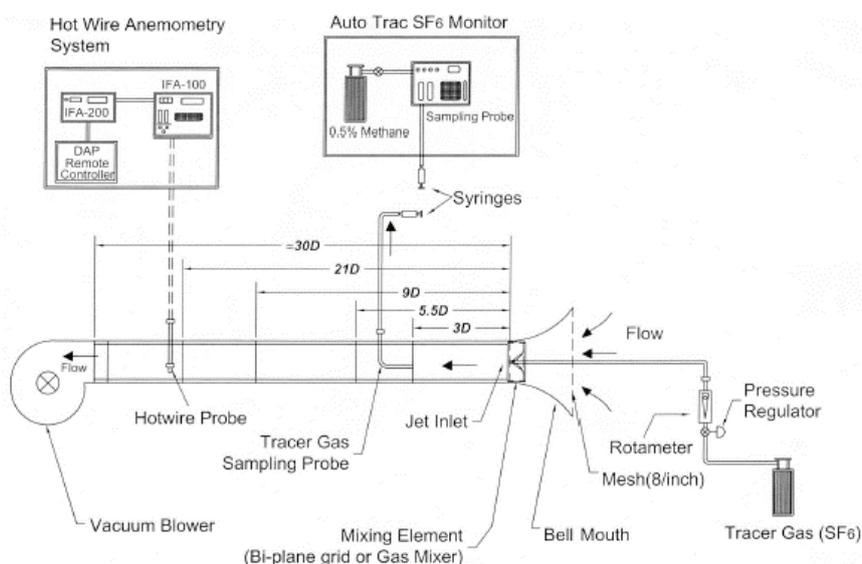


Figure 1-15 : configuration expérimentale d'Anand (2003)

En utilisant l'EPA Method 1 pour mesurer la concentration dans le conduit, Anand obtient les résultats suivants (Figure 1-16) :

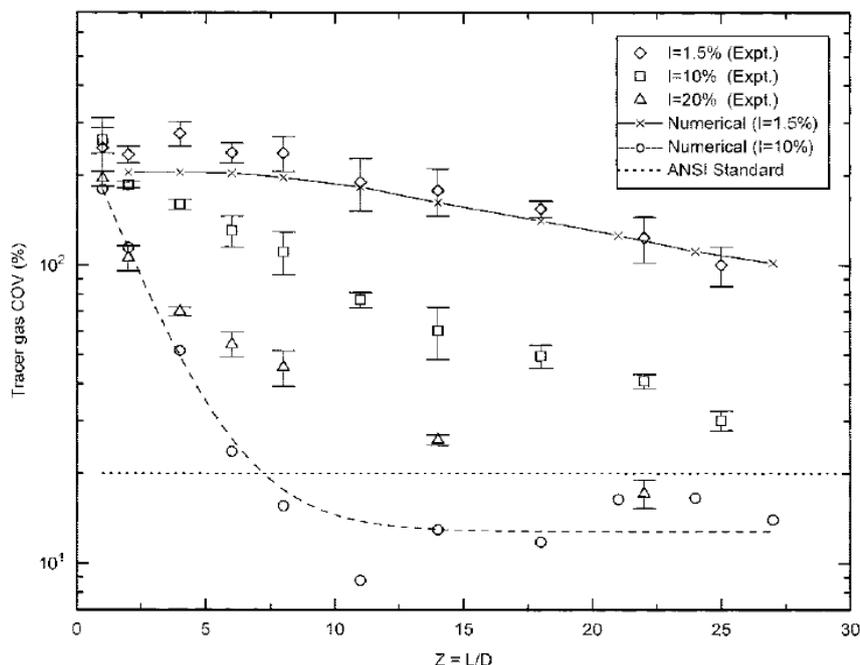


Figure 1-16 : résultats expérimentaux et numériques d'Anand (2003) sur l'influence de l'intensité turbulente sur le mélange d'un traceur gazeux

Le graphique montre que l'intensité turbulente générée en amont de l'injection favorise le mélange du traceur. Anand (2003) propose une corrélation entre le COV_c et l'intensité turbulente :

$$COV_c = COV_{c_i} \sqrt{e^{\frac{-1,5l_t}{D^2\sigma_t} \int_0^z I(L)dl}} \quad (1-37)$$

avec D le diamètre de la conduite (m), L la longueur du conduit (m), $I(L)$ l'intensité turbulente, l_t la longueur de mélange de Prandtl (m), σ_t le nombre de Prandtl turbulent (-), z la distance sur l'axe du conduit (m) et COV_{c_i} le coefficient de variation initial (à l'endroit de l'injection).

Anand (2003) compare ce modèle avec les résultats expérimentaux obtenus pour une intensité turbulente fixée à 1,5 % (Figure 1-17).

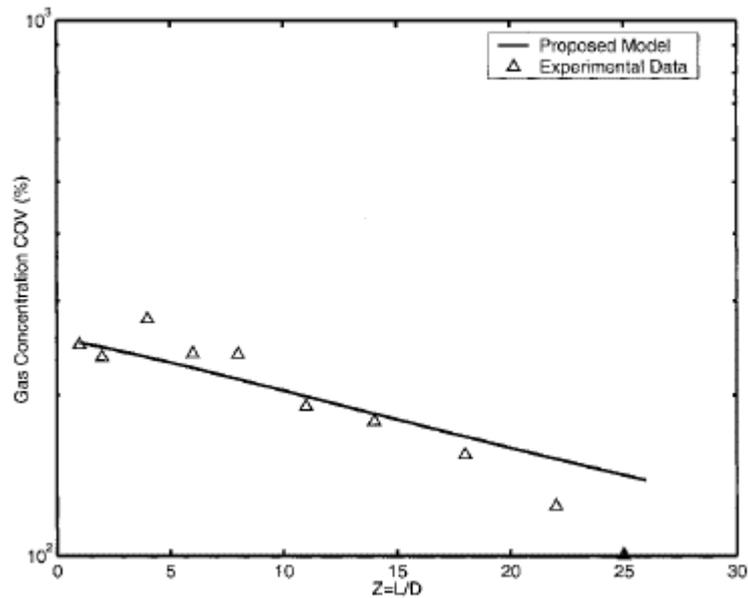


Figure 1-17 : comparaison entre le modèle d'Anand (2003) et les résultats expérimentaux obtenus pour une intensité turbulente de 1,5 %

La comparaison montre que le modèle n'est pas particulièrement convaincant. De plus, la comparaison n'est pas proposée pour les autres intensités turbulentes.

Vijayaraghavan (2006) propose un travail, en collaboration de McFarland, qui porte un regard critique sur le modèle de Gupta (1999). Dans son travail, en majeure partie numérique, il discute de la loi de régression la plus appropriée pour décrire les résultats expérimentaux d'Anand (2003) en fonction de l'intensité turbulente. Cette discussion tend à montrer que la loi de puissance serait plus adaptée pour des intensités turbulentes importantes que la loi exponentielle de Gupta (1999) (Figure 1-18).

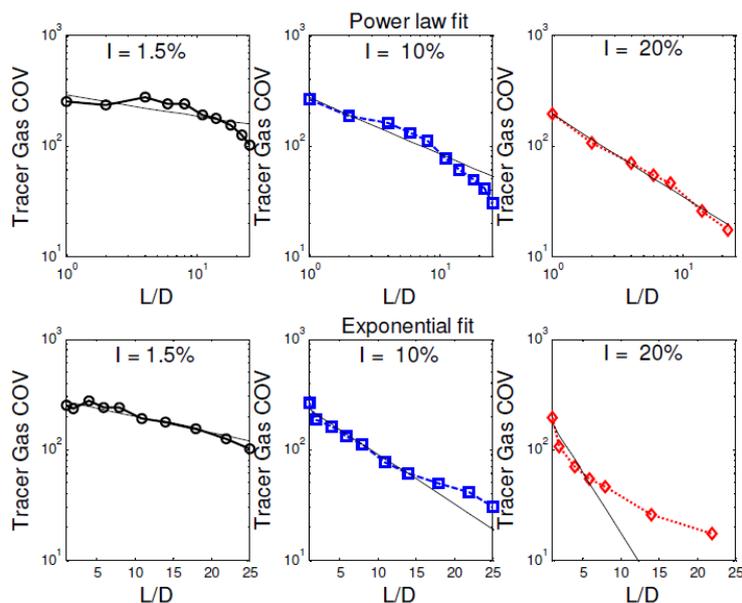


Figure 1-18 : travail de Vijayaraghavan (2006) comparant les lois de régression afin de représenter les données expérimentales d'Anand (2003)

Puis, il entame une étude numérique sur le comportement de la vitesse et de la concentration d'un traceur injecté en amont d'un coude. L'auteur se base sur le travail de Gupta (1999) et modélise la géométrie décrite en Figure 1-19, soit un conduit cylindrique d'un diamètre de 15 cm avec un coude de rayon de courbure identique et une injection à 1D de l'entrée du coude.

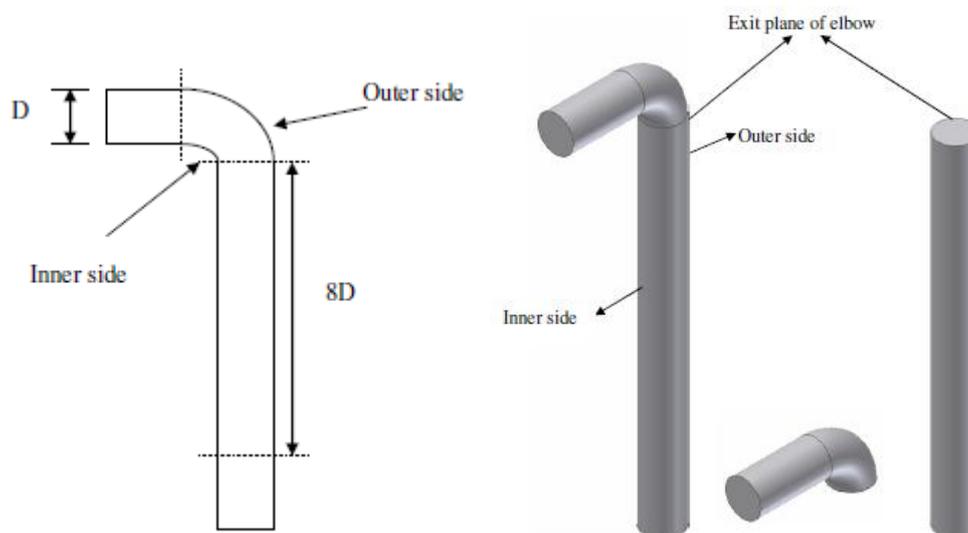


Figure 1-19 : schémas de la géométrie modélisée par Vijayaraghavan (2006)

A partir de cette géométrie, il discute du choix du modèle de turbulence adéquat pour retrouver les résultats de coefficients de variation de la vitesse et de la concentration en aval du coude. Il tranche en faveur du modèle de turbulence hybride RANS/LES. En Figure 1-20, sont présentés les champs de vitesse et de concentration obtenus avec ses simulations.

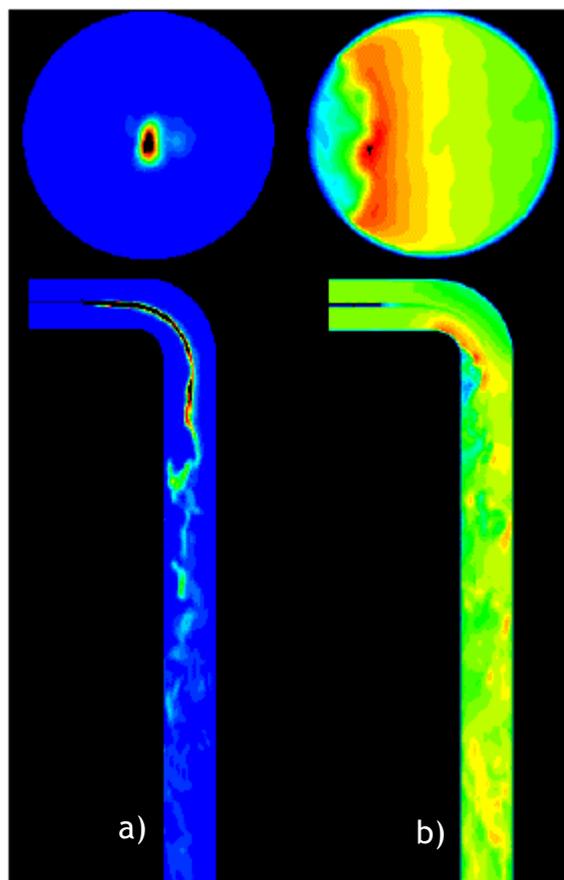


Figure 1-20 : champs de concentration (a) et de vitesse (b) issues des simulations de Vijayaraghavan (2006)

L'auteur ne propose pas d'échelle de valeur, mais intuitivement les couleurs chaudes indiquent une valeur importante de la quantité considérée, alors que les couleurs froides traduisent une valeur faible de ces mêmes quantités. Qualitativement, donc, la distribution de la concentration est cantonnée sur l'axe du conduit, même dans le coude et en sortie le profil de la concentration tend vers l'homogénéité, à une distance de $8D$ d'après l'auteur. Concernant le champ de vitesse, en sortie de coude, le profil de la vitesse apparaît comme important sur le côté extérieur du virage, puis se rétablit sur la longueur droite.

L'approche de Vijayaraghavan (2006) est intéressante, mais elle pose quelques questions. Dans sa géométrie, l'auteur ne modélise pas la présence de l'obstacle en amont de l'injection dans le dispositif expérimental de Gupta (1999) et dans ces données d'entrée, il impose un écoulement pleinement établi, ce qui ne semble pas judicieux. Néanmoins, ces résultats permettent d'aborder qualitativement le comportement du champ de vitesse en aval d'un coude.

Les modèles de longueur de bon mélange proposés par Gupta (1999), Anand et McFarland sont les plus récents de la littérature. Seulement, ces corrélations apparaissent limitées dans leur application.

Si peu d'études proposent des modèles de longueur de bon mélange, d'autres études se sont penchées sur l'homogénéisation d'un traceur dans un écoulement turbulent sans pour autant proposer de modèles. Le paragraphe suivant présente divers articles questionnant l'influence de certains paramètres d'écoulement ou d'injection.

1.6 Etudes expérimentales sur l'homogénéisation d'un traceur dans un conduit

Les études décrivent le plus souvent l'évolution de la distribution de la concentration par rapport à la concentration homogène, selon l'axe de l'écoulement. La majorité des travaux trouvés dans la littérature se sont déroulés dans des conduits cylindriques. Le premier paramètre à être modifié est le nombre de Reynolds, étude paramétrique en partie abordée par Evans (1967).

1.6.1 Influence du nombre de Reynolds

Quelques auteurs, à l'instar du travail d'Evans (1967), ont mesuré l'évolution de la concentration dans un conduit cylindrique, pour différents nombres de Reynolds et une injection axisymétrique. Les plus cités sont Jordan (1961), Clayton et al. (1968) ou encore Quarmby et al. (1968). Le Tableau 1-1 récapitule les conditions expérimentales de chacun des auteurs.

Tableau 1-1 : récapitulatif des études sur l'homogénéisation d'un traceur injecté au centre d'un conduit cylindrique pour différents nombres de Reynolds

Auteurs	Ecoulement		Injection	
	Nature	Re	Nature	Vitesse
Evans (1967)	Eau	10 000	Nigrosine	Isocinétisme locale
		50 000		
		100 000		
Quarmby (1968)	Air	20 800	N ₂ O	N.A.
		129 900		
Clayton (1968)	Eau	77 000	Radio-actif	Isocinétisme locale
Jordan (1961)	Air	80 000	N ₂ O	N.A.
Shuttleworth (1965)	Air	80 000	N ₂ O	N.A.

Dans le Tableau 1-1, la vitesse d'injection est, lorsqu'elle est spécifiée, du même ordre de grandeur que la vitesse locale de l'écoulement, à l'endroit du jet.

Tous ces auteurs ont mis en place une mesure intrusive de la concentration. Par exemple, Quarmby et al. (1969) ont mis en place un système ingénieux pour mesurer la concentration dans leur conduit cylindrique droit. Les prélèvements se font à l'aide de tubes de section carrée de 0,25 mm de côté. Ceux-ci sont intégrés, à chaque point de prélèvement, sur une couronne qui est montée sur le cylindre et qui pivote autour de l'axe librement (Figure 1-21). Les tubes peuvent être bougés à l'aide de vis micrométriques afin de scruter le conduit sur toute la section.

La Figure 1-22 présente les résultats expérimentaux de la concentration sur le diamètre du conduit de Quarmby et al. (1969).

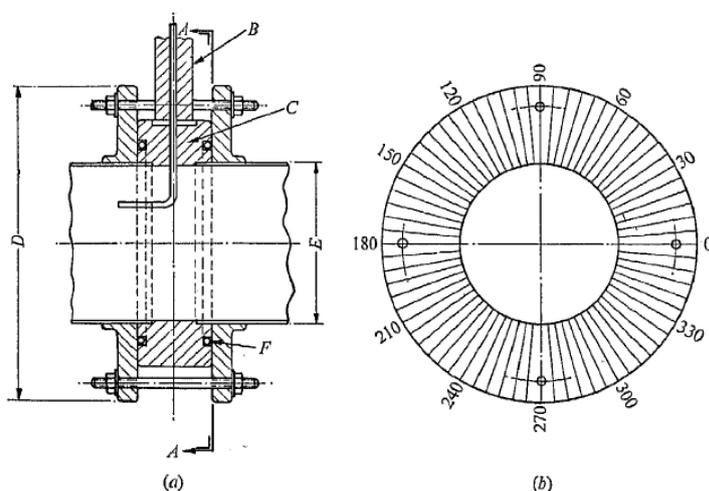


Figure 1-21 : différentes coupes d'une couronne en un point de prélèvement du montage de Quarmby et al. (1969) pour mesurer la concentration du traceur sur toute la section

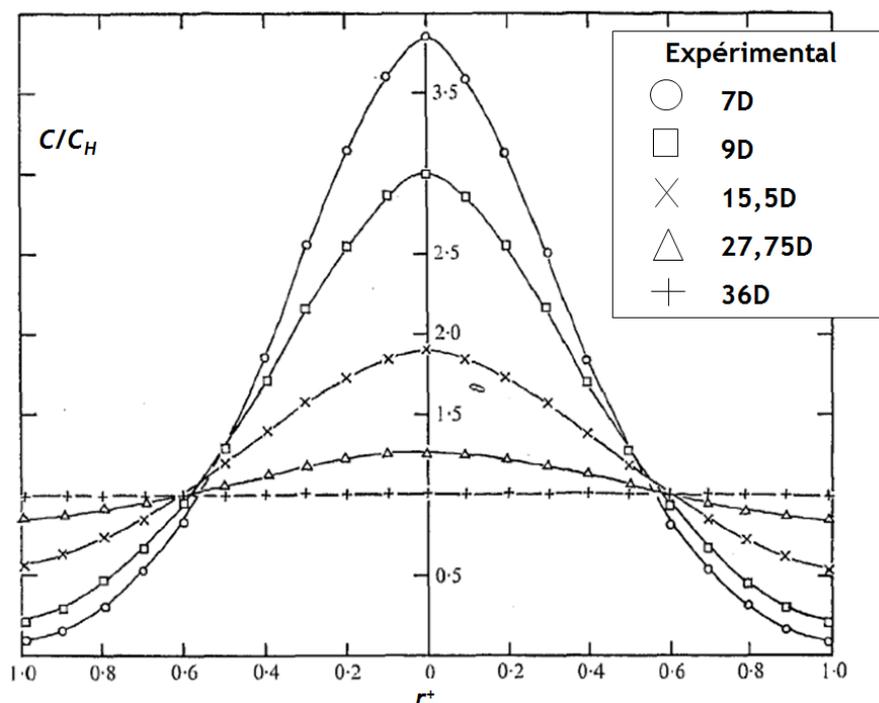


Figure 1-22 : profils radiaux de la concentration de Quarmby et al. (1969) en différents points en aval de l'injection ($Re = 20\ 800$)

La Figure 1-23 montre l'évolution de la concentration au centre du conduit le long du conduit de chacun des auteurs.

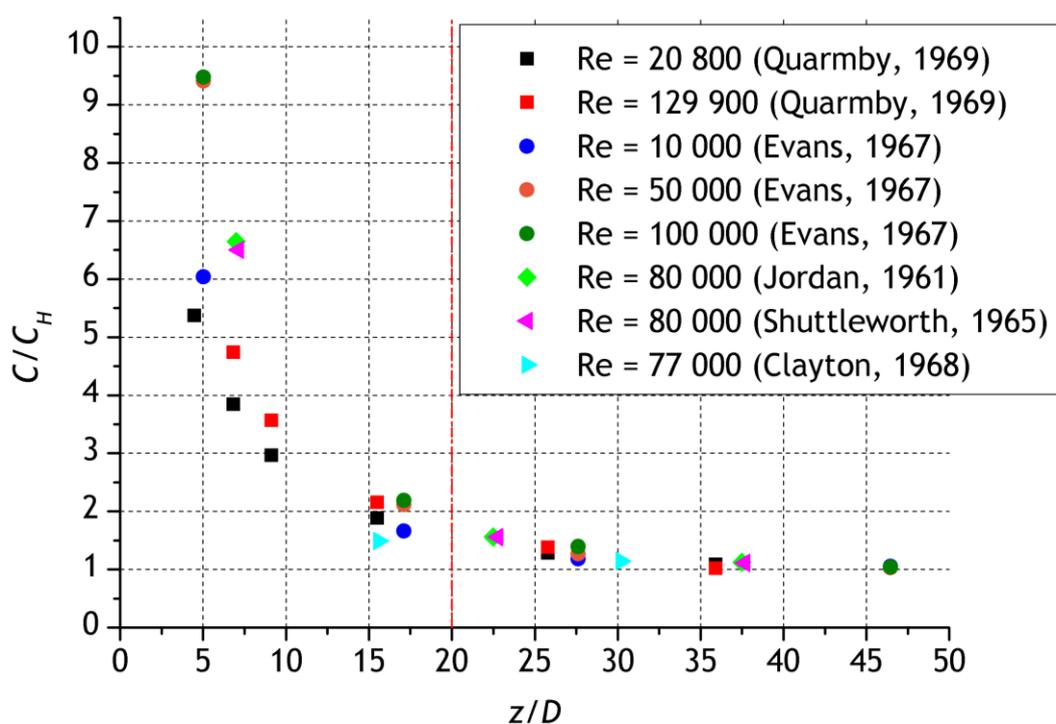


Figure 1-23 : synthèse des résultats expérimentaux de chacun des auteurs décrivant l'évolution de la concentration au centre du conduit à différents nombres de Reynolds

Le graphique montre deux tendances : dans le champ lointain à partir de $20D$, le nombre de Reynolds ne semble pas avoir d'influence notable sur l'homogénéisation du traceur. En revanche, dans la zone entre $4D$ et $20D$, le nombre de Reynolds semble avoir un effet plus significatif, comme le souligne explicitement Evans (1967) dans son étude. En s'intéressant à cette partie du graphique, les résultats ne montrent pas de tendance claire sur l'influence du nombre de Reynolds.

Les résultats d'Evans (1967), Jordan (1961) et Shuttleworth semblent décrire une influence du nombre de Reynolds seulement entre $10\ 000$ et $50\ 000$ sur la dilution du traceur. A contrario, les résultats de Clayton et Quarmby ne présentent pas la même tendance. Néanmoins, en se focalisant sur les travaux de Quarmby, le nombre de Reynolds plus élevé se traduit par une concentration plus élevée aux mêmes points de mesure.

Outre le nombre de Reynolds, ces auteurs se sont demandé quels seraient les systèmes d'injection les plus adaptés pour favoriser le mélange du traceur.

1.6.2 Influence des systèmes d'injection

La plupart des études se sont intéressées à une injection effectuée avec une canne coudée orientée dans le sens de l'écoulement, appelée « source au centre ». Dans les années 1960, les auteurs ont exploré d'autres possibilités de systèmes d'injection et le plus discuté est le système d'injection annulaire. Jordan (1961) semble précurseur en la matière. A partir d'un raisonnement analytique, il préconise l'utilisation de l'injection annulaire au centre du conduit avec un diamètre égal à $0,627$ fois le rayon du conduit. De plus, cette configuration aurait un impact favorable sur le mélange du traceur. Jordan (1961) ne vérifie pas cette assertion expérimentalement. Cependant, ceci inspire le travail d'Evans (1967) et de Clayton et al. (1968), qui proposent de vérifier expérimentalement cette configuration. Evans (1967) utilise une injection annulaire de diamètre $0,62$ fois le rayon du conduit. Le système de l'auteur est un anneau dans lequel plusieurs orifices sont disposés de manière à diriger le traceur vers le centre de l'anneau. Il compare la configuration d'injection classique avec l'injection annulaire pour un même nombre de Reynolds de $100\ 000$.

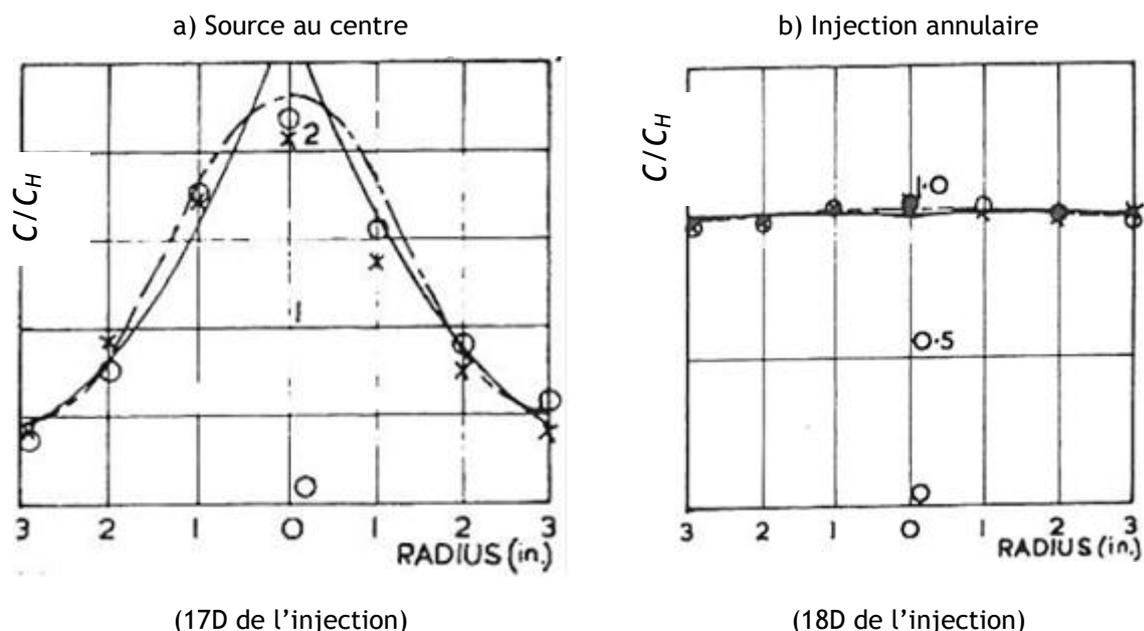


Figure 1-24 : comparaison entre les résultats expérimentaux obtenus par Evans (1967) de l'évolution radiale de la concentration pour $Re = 100\,000$: a) une injection source au centre à 17D de l'injection - b) une injection annulaire à 18D de l'injection

Les deux graphiques tirés de l'article d'Evans (1967) montrent que l'utilisation d'un anneau semble effectivement améliorer l'homogénéisation du traceur. Clayton et al. (1968) effectuent une étude similaire en injectant un traceur à partir de quatre cannes d'injection coudées, orientées dans le sens de l'écoulement et disposées à 0,63 fois le rayon, par rapport au centre du conduit (Figure 1-25). Ils observent le même phénomène, soit un mélange qui tend plus rapidement vers l'homogénéité (Figure 1-26).

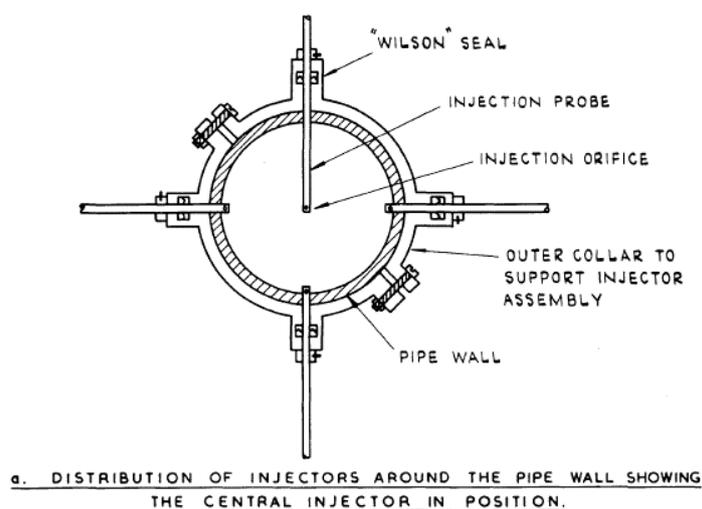


Figure 1-25 : schéma du système d'injection (quatre cannes coudées) de Clayton et al. (1968)

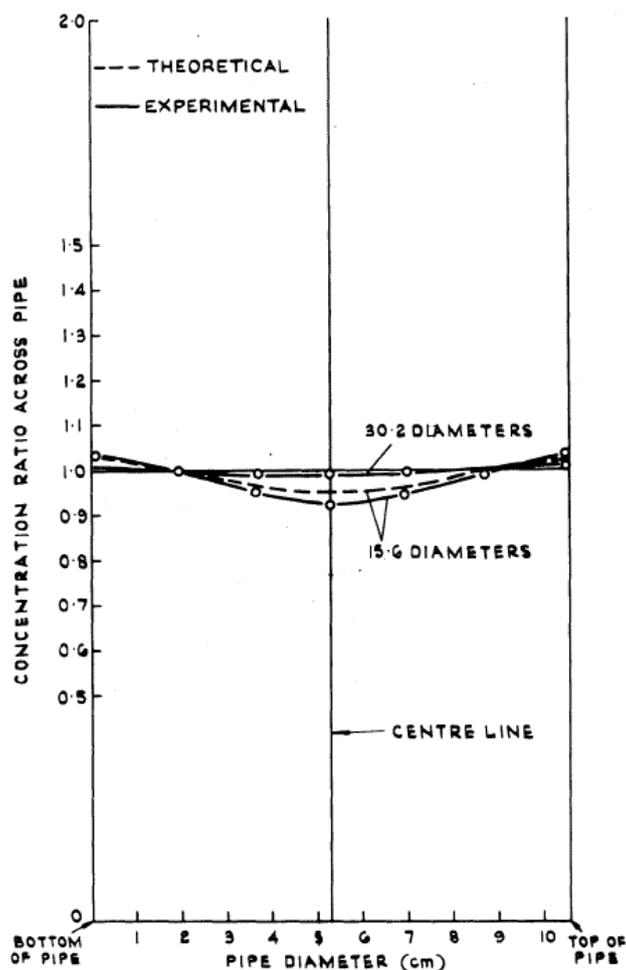


Figure 1-26 : profils radiaux de la concentration de Clayton et al. (1968) pour le système d'injection de quatre cannes coudées positionnées à $r^+ = 0,63$ ($Re = 77\ 000$)

Quant à Quarmby, ils génèrent une injection en anneau en disposant un système autour du conduit, préalablement percé (Figure 1-27).

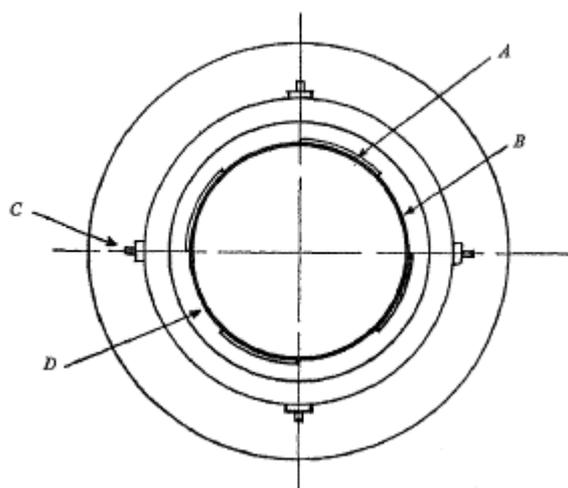


Figure 1-27 : schéma du système d'injection en anneau de Quarmby et al. (1969), avec C la sortie du traceur

Pour un nombre de Reynolds à 20 800, Quarmby montre également que l'injection annulaire favorise nettement le mélange. La Figure 1-28 compare la distribution radiale de la concentration pour une injection de type source au centre, pour une mesure à 15,5D de l'injection, et une injection annulaire à 17,57D de l'injection.

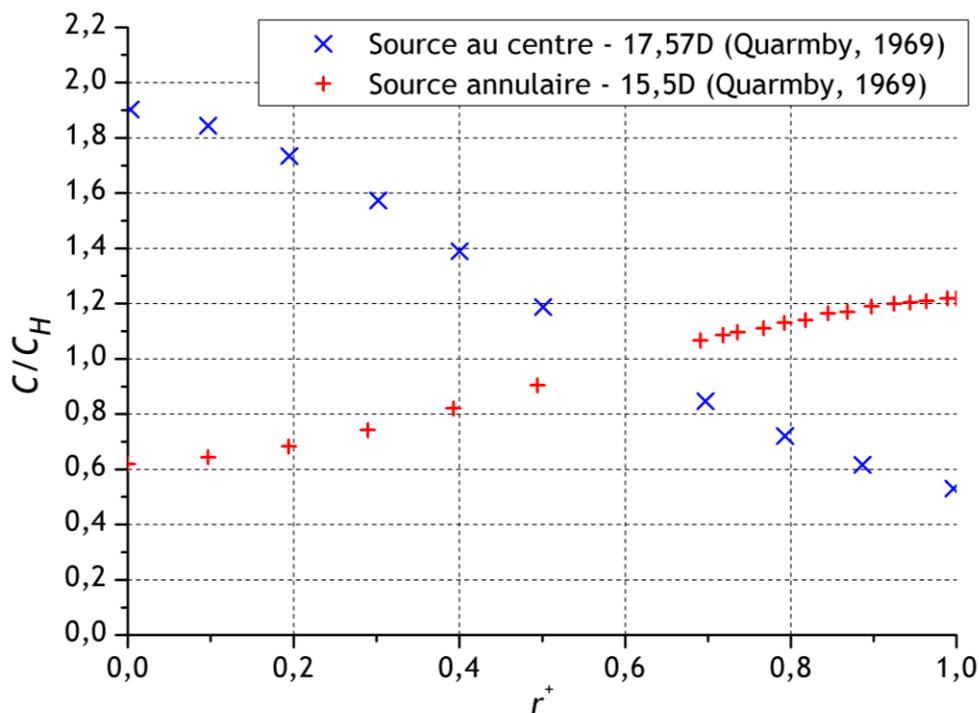


Figure 1-28 : comparaison entre les résultats expérimentaux obtenus par Quarmby et al. (1969) de l'évolution radiale de la concentration pour $Re = 28\ 000$: une injection source au centre à 17,57D de l'injection (bleu) et une injection annulaire à 15,5D de l'injection (rouge)

Quarmby a également prospecté l'influence du dispositif d'injection en proposant l'insertion d'une tige percée de la même taille que le diamètre du conduit. Selon les auteurs, ce dispositif permet de mélanger le traceur beaucoup plus favorablement que l'injection annulaire.

1.6.3 Influence de la configuration géométrique du conduit

Anand et McFarland ont collaboré à d'autres travaux sur l'influence de géométries de conduit de ventilation des installations nucléaires, notamment les coudes ou des gaines à section rectangulaire.

Seo (2006) a entrepris une étude expérimentale dans des conduits à section carrée et rectangulaire. L'auteur adopte la méthode de mesure par traçage SF_6 d'Anand et McFarland, et mesure dans un premier temps l'évolution de la concentration dans un conduit carré et droit d'un diamètre hydraulique de 0,3 m. Il compare ces résultats expérimentaux avec ceux d'Anand (2003), dans la même configuration d'injection. Cependant, la comparaison est discutable puisque le nombre de Reynolds dans le conduit carré de Seo est de 127 000, alors que ce paramètre se situe entre 5 000 et 16 000 dans le conduit cylindrique d'Anand (2003). En réalité, l'auteur se sert de cette comparaison pour démontrer qu'une longueur droite n'est pas suffisante pour mélanger le traceur jusqu'au critère de 20 % de variation de la concentration sur la section, préconisé par la norme ANSI (1969) N13.1.

Seo mène ensuite une étude sur l'influence du nombre de Reynolds lorsque le traceur est injecté au centre du conduit et à 1D en amont d'un coude anguleux, dans des conduits carré (Figure 1-29) et rectangulaire d'un rapport 3 (0,91 m x 0,3 m).

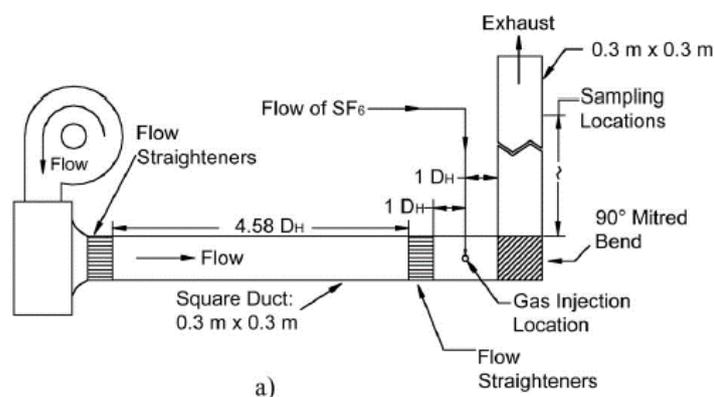


Figure 1-29 : schéma du banc expérimental de Seo (2006) (section carrée)

La disposition du banc expérimental de Seo (2006) est similaire à celui de Gupta (1999), notamment sur les conditions d'injection du traceur en amont de la singularité. La Figure 1-30 synthétise le travail de Seo sur l'évolution du coefficient de variation de la concentration en fonction du nombre de Reynolds.

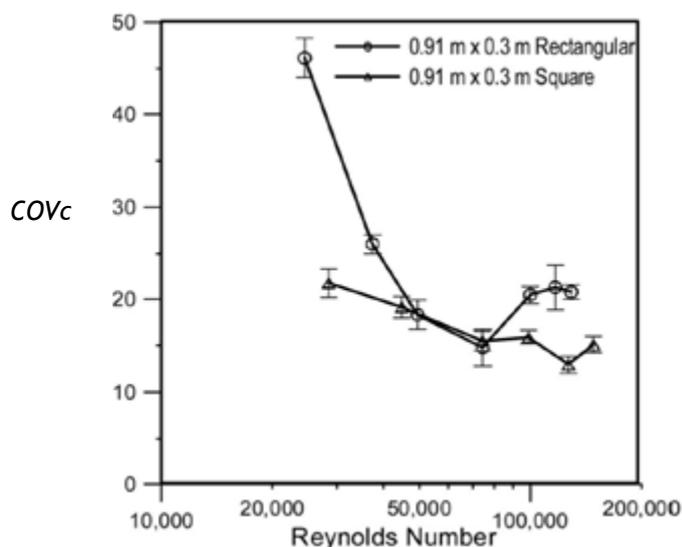


Figure 1-30 : synthèse de l'étude de Seo sur l'influence du nombre de Reynolds sur le mélange d'un traceur après un coude anguleux, points de mesures à 9,5D après coude pour le conduit carré et à 11D pour le conduit rectangulaire

Les résultats montrent que le conduit carré permet un meilleur mélange après un coude anguleux que le conduit à section rectangulaire. Le conduit à section carrée permet de respecter le critère fixé par l'ANSI (1969) N13.1. De plus, il semble que le COV_c diminue lorsque le nombre de Reynolds augmente. Dans cette configuration, l'auteur ne précise pas la vitesse d'injection. D'ailleurs, le positionnement de l'injection en amont du coude semble discutable.

Dans l'optique de proposer des dispositifs (supposés) de mélange, Seo ne cherche pas à évaluer l'influence du nombre de Reynolds dans une longueur droite.

A part le travail de Seo, aucune autre étude n'a été trouvée dans la littérature convenant à la problématique du mélange d'un traceur injecté de manière continue dans un conduit autre que cylindrique et dans le cadre des longueurs de bon mélange. La plupart des études trouvées sur le bon mélange d'un traceur se focalisent sur l'homogénéisation d'un scalaire dans des canaux ouverts.

1.7 Bilan des modèles et des résultats expérimentaux sur la longueur de bon mélange

1.7.1 Synthèse sur les longueurs de bon mélange

Au début de ce chapitre, la première difficulté était d'appréhender le concept de longueur de bon mélange. En théorie, la distance nécessaire à l'homogénéisation d'un traceur injecté dans un écoulement turbulent en conduit est à l'infini. La norme française NF X 10-141 (1982) propose une définition de longueur de bon mélange à l'aide de lois, appliquées à des conduits cylindriques, dans lesquelles des paramètres alors peu précis n'apportaient que plus de confusion.

L'état de l'art a amené une réponse à ce sujet. L'étude d'Evans (1967) a clairement inspiré l'élaboration des lois présentes dans la norme. A partir de la résolution de l'équation de convection-diffusion d'un scalaire passif injecté au centre d'un conduit cylindrique, l'auteur propose une définition des longueurs de bon mélange à partir de la variation entre les concentrations maximale et minimale sur la section, considérée au minimum à 1 %. Ce critère apparaît particulièrement contraignant et difficilement applicable dans le cadre industriel, puisqu'il implique de multiplier les points de mesure sur une section. La notion de coefficient de variation de la concentration introduite dans les modèles de Ger et Holley (1976) semble plus abordable. En effet, le COV_c permet d'aborder la longueur de bon mélange à partir de la variation admise de la concentration par rapport à la concentration homogène sur la section.

Ger et Holley (1976) proposent des modèles semi-empiriques, basés sur l'équation de convection-diffusion et adaptés à trois conditions d'injection différentes, axisymétrique, non-axisymétrique et perpendiculaire en paroi. Chaque modèle est accompagné d'un domaine d'applicabilité. Cependant, les auteurs tentent de valider leur modèle le plus simple, l'injection axisymétrique, avec les résultats d'Evans (1967), Clayton et al. (1968), et Filmer et al. (1968) et la comparaison n'est pas particulièrement probante ; eu égard aux expériences des deux dernières études citées. De ces modèles, il apparaît toutefois que la disposition d'injection la plus favorable au mélange est l'injection axisymétrique.

Pour cette même configuration d'injection, Gupta (1999) propose un autre modèle intégrant le COV_c . Ce modèle se révèle moins précis et Gupta ne propose pas de domaine d'applicabilité.

Dans ce cadre académique, il ressort une nécessité de développer un modèle plus précis et validé par des résultats expérimentaux maîtrisés.

Une autre limite à l'emploi de ces modèles est liée au COV_c . Ce critère donne, en définitive, un écart de la concentration globale, sur la section, par rapport à la concentration homogène. Mais, qu'en est-il de la pertinence de ce paramètre dans le cadre de mesures locales de concentration en amont et en aval du filtre sur la section ? L'écart est-il correctement estimé ? De plus, il se trouve que, pratiquement, des mesures de concentration en conduit peuvent se réaliser entre $3D$ et $10D$ de l'injection. Dans ce domaine, la problématique de longueur de bon mélange ne s'applique plus.

En revanche, celle de la représentativité des points de prélèvement subsiste. Et la démarche analytique adoptée par les différents auteurs s'avère être une base solide pour y répondre, sous forme de modèles ou d'abaques.

1.7.2 Synthèse sur les études expérimentales

Les conditions d'écoulement et d'injection ont chacune été l'objet d'expériences afin d'évaluer leur influence potentielle sur le mélange du traceur. Dans un premier temps, le nombre de Reynolds a été examiné, dans une configuration d'injection axisymétrique. Les différents résultats montrent que le nombre de Reynolds n'a pas d'impact significatif sur le mélange, en champ lointain. Mais en champ contraint, la portée de ce paramètre est moins claire. Evans (1967) avance que le nombre de Reynolds n'aurait une influence qu'entre 10 000 et 50 000 sur l'évolution de la dilution du traceur, en champ contraint. Cependant, les résultats de Quarmby et de Clayton viennent contredire cette assertion. Il est donc intéressant de vérifier cette hypothèse en entreprenant des campagnes de mesure dans cette configuration d'injection. De plus, il est à remarquer que la vitesse d'injection du traceur lors des essais est peu renseignée par les auteurs. Ce paramètre peut-il jouer sur le mélange du traceur ?

Un autre paramètre de l'écoulement évalué par les auteurs Anand et McFarland est l'intensité turbulente. Ils démontrent que plus cette grandeur est importante et meilleur est le mélange. Cependant, il n'existe pas de données disponibles sur l'intensité turbulente dans les réseaux de ventilation. Il s'agit donc, pour les auteurs, de réfléchir à des systèmes permettant d'augmenter arbitrairement l'intensité turbulente, ou de proposer des moyens de réduction de longueur de bon mélange, dans le respect des préconisations d'une norme américaine.

La plupart des études découvertes dans la littérature s'intéressent à des configurations cylindriques ou de types canaux ouverts. Peu d'études sur la longueur de bon mélange existent sur les configurations de conduit rectangulaire, géométrie récurrente dans les installations nucléaires. Seo soumet un élément de réponse avec son étude expérimentale. Seulement, le travail ne se focalise, encore, que sur les dispositifs de mélange, et non sur l'évaluation de la longueur de bon mélange dans un cadre plus académique, soit une longueur droite.

Au demeurant, la majorité des études expérimentales n'indiquent pas d'incertitudes de mesure et la totalité utilise des méthodes intrusives pour mesurer la concentration.

1.7.3 Conclusion

En définitive, l'objectif de l'étude présente est d'apporter un éclairage sur les différentes questions posées à l'aune des études énoncées précédemment.

Ce travail de thèse s'est donc articulé en deux temps. Une première étape a pour but de constituer une base de données expérimentale. L'étude expérimentale s'est axée sur deux géométries de conduits, cylindre puis à section rectangulaire, dans lesquels la position de l'injection peut être évaluée. La présence d'un coude arrondi en aval d'une injection a également été prévue dans les deux conduits. Une technique de mesure optique a été qualifiée afin d'observer l'évolution de la distribution de la concentration et de s'affranchir de l'effet intrusif d'une canne de prélèvement, nécessaire lors de méthode de mesure intrusive par traçage. Ensuite, une seconde étape de modélisation a été entreprise à partir de la configuration cylindrique.

2 DISPOSITIF EXPERIMENTAL

Le banc d'essais BOREAL a été mis en œuvre afin de mesurer l'évolution de la distribution de la concentration d'un traceur injecté dans un écoulement d'air turbulent à l'aide d'une technique de mesure non-intrusive, dont le principe sera développé dans le chapitre suivant. BOREAL a été dimensionné pour accueillir deux conduits, un cylindrique et un à section rectangulaire, de diamètres hydrauliques équivalents. L'objectif est de partir d'un cadre académique, le cylindre, pour ensuite se rapprocher du cadre industriel avec le conduit à section rectangulaire.

Ce chapitre présente le dimensionnement et détaille la qualification aéraulique (débits, profils de la vitesse, coefficient de perte de charge) des deux conduits, ainsi que l'intégration des différents appareils de mesure associés.

2.1 Principe de BOREAL

La démarche principale adoptée pour le dimensionnement de BOREAL a été d'élaborer la grille d'essais pour les campagnes de mesure dans les conditions représentatives d'écoulements dans les conduits de ventilation.

Il n'existe pas de configuration standard de réseau de ventilation en amont des DNF, eu égard aux dimensions et à l'agencement intrinsèque de chaque installation. Le plus souvent, les conduits sont rectangulaires et leur diamètre hydraulique varie entre 0,1 et 1 m ; les vitesses mesurées varient entre 1 et 10 m.s⁻¹, ce qui représente une gamme de nombre de Reynolds assez large (10 000 à 10⁶). Afin de restreindre l'étude, il semble judicieux de ramener dans un premier temps la problématique à une configuration simple, un conduit lisse et rectiligne.

Deux bancs aérauliques sont mis en œuvre : l'un constitué d'un conduit cylindrique qui permet de se confronter aux résultats de la littérature (Evans, 1968), l'autre d'un conduit à section rectangulaire plus représentatif des réseaux de ventilation des installations nucléaires.

Tous deux sont connectés en aval à un ventilateur centrifuge permettant d'assurer un fonctionnement en extraction.

En premier lieu, le choix de la section des deux conduits a été l'objet d'un compromis entre l'encombrement disponible pour l'implantation de BOREAL, la visualisation liée à la technique de mesure optique et la longueur nécessaire à l'homogénéisation du traceur. En effet, plus la section est importante et plus le traceur a besoin de distance pour être homogénéisé sur toute la section du conduit. Le parti pris a donc été de fixer le diamètre du conduit cylindrique et le diamètre hydraulique D_H (m) du conduit à section rectangulaire à 20 cm, avec, pour ce dernier, un rapport de forme égal à 2, soit 30 cm de largeur sur 15 cm de hauteur.

$$D_H = 4 \cdot \frac{\text{Aire}}{\text{Perimètre}} \quad (2-1)$$

A partir du diamètre et pour une gamme de nombres de Reynolds prédéfinie ci-avant, il est possible de déterminer les vitesses et les débits dans les deux conduits, à une pression de 1 atm et une température fixée à 20°C (Tableau 2-1). La gamme de débit, présentée dans le Tableau 2-1 qui varie dans le conduit a été contrainte pour obtenir des nombres de Reynolds de 10 000 à 250 000, et des vitesses de 0,75 à 18,87 m.s⁻¹. Etant donné que le banc BOREAL a pour objectif en premier lieu de valider un modèle analytique, cette gamme de débit semble suffisante pour les études de mesure de concentration.

Tableau 2-1 : récapitulatif des paramètres d'écoulement

Re (-)	Vitesse moyenne U_d (m.s ⁻¹)	Débit conduit cylindre Q_c (m ³ .h ⁻¹)	Débit conduit rectangulaire Q_r (m ³ .h ⁻¹)
10 000	0,75	85,3	122,2
50 000	3,77	426,7	611,2
100 000	7,55	853,4	1222,5
150 000	11,32	1280,2	1833,7
200 000	15,09	1706,9	2444,9
250 000	18,87	2133,6	3056,2

Le banc BOREAL intègre également un coude à 90° permettant d'estimer son influence sur l'homogénéisation. L'influence de la localisation, du sens et du débit d'injection, est aussi prévue par l'étude. Dans un premier temps, les mesures s'effectuent dans un conduit rectiligne et pour une injection isocinétique (vitesse d'injection égale à la vitesse dans l'axe du conduit), et axisymétrique. Cette première campagne déterminera l'essai de référence auquel les campagnes de mesures paramétriques seront confrontées.

En restreignant l'étude à ces configurations d'écoulement en conduit, ce chapitre présente les différentes étapes du dimensionnement du banc expérimental en partant de l'entrée de la gaine jusqu'au ventilateur d'extraction.

Le banc est constitué de trois parties majeures (Figure 2-1) :

- une partie amont destinée à l'établissement de la vitesse de l'écoulement avant l'injection du traceur,
- une zone d'injection du traceur en écoulement établi,
- une section de mesure destinée au suivi par diagnostic Laser de l'évolution de la concentration du traceur.

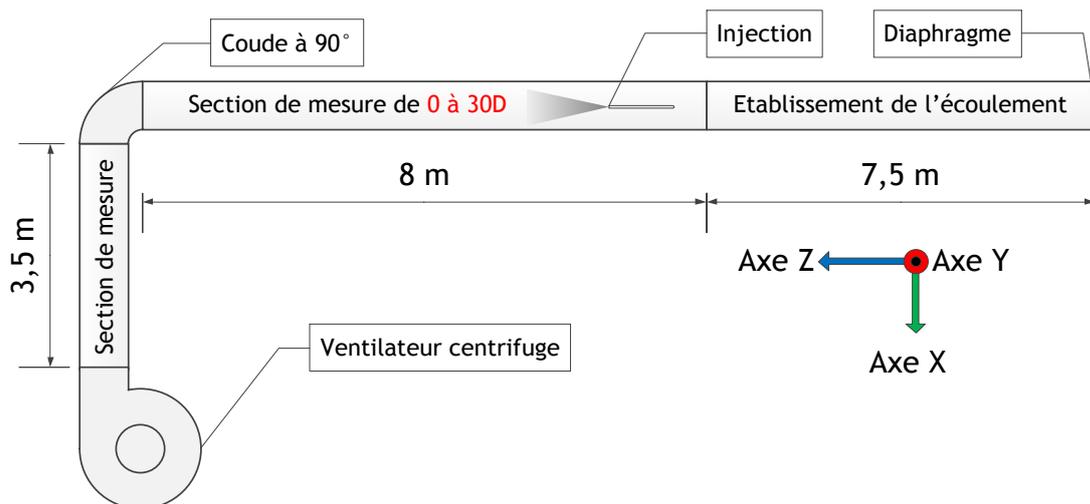


Figure 2-1 : schéma de principe de BOREAL

2.2 Partie amont de BOREAL

2.2.1 Diaphragme à l'aspiration

2.2.1.1 Dimensionnement

L'intégration d'un diaphragme à l'aspiration apparaît comme la solution la plus appropriée pour mesurer et contrôler le débit dans la gaine. Le diaphragme est un élément déprimogène qui permet de calculer le débit à partir d'une mesure de la différence de pression aux bornes du diaphragme par la relation :

$$Q = \alpha \cdot \pi \left(\frac{d}{2} \right)^2 \sqrt{\frac{2 \cdot \Delta P_{Dia}}{\rho_{air}}} \quad (2-2)$$

avec d le diamètre d'ouverture du diaphragme (m), ρ_{air} la masse volumique de l'air ($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$), α le coefficient de débit (-) et ΔP_{Dia} la différence de pression (Pa) entre l'extérieur et la prise de pression en aval du diaphragme (Figure 2-2).

En suivant les préconisations de dimensionnement de la norme française NF X 10-231, trois diaphragmes de 2 mm d'épaisseur, ayant respectivement des diamètres d'ouverture de 100 mm, 125 mm et 150 mm ont été confectionnés.

Chaque ouverture permet d'encadrer les valeurs de débit souhaitées ; plus le diamètre est faible et plus la mesure des débits est précise, entraînant cependant une perte de charge singulière plus élevée en entrée de conduit (c'est pourquoi différents diamètres doivent être généralement utilisés pour couvrir une large gamme de débits). La face en aval de l'écoulement est chanfreinée à 45° . Deux prises sont volontairement doublées afin de vérifier l'homogénéité du champ de pression et sont positionnées à $(2,0 \pm 0,6)$ cm à partir de la face aval du diaphragme.

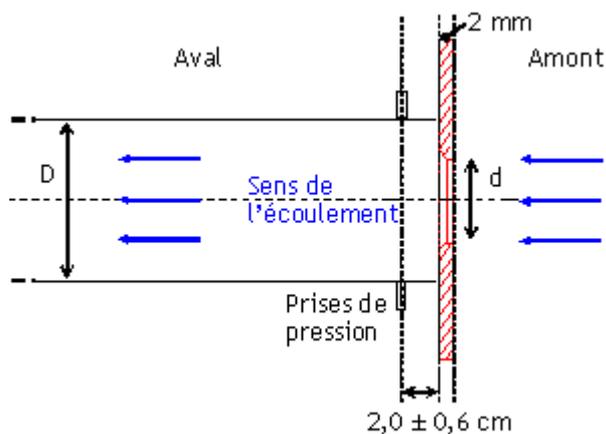


Figure 2-2 : schéma de principe du diaphragme à l'aspiration

Les valeurs de débit obtenu par diaphragme et par traçage gazeux sont comparées dans le sous-chapitre concernant la caractérisation aéraulique de BOREAL.

2.2.1.2 Instrumentation

Les diaphragmes sont usinés dans de la tôle d'épaisseur 2 mm et maintenus par une collerette en PVC à l'entrée du tube PVC (Figure 2-3).

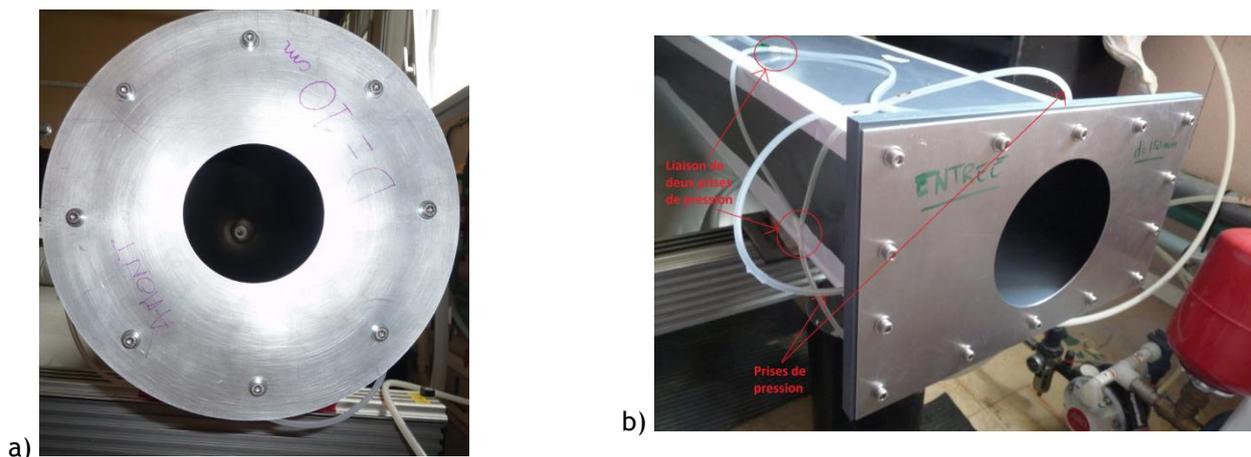


Figure 2-3 : diaphragme à l'aspiration : a) cylindrique ; b) rectangulaire

Le capteur de pression différentielle utilisé pour calculer le débit est d'une précision de 1 pascal sur la gamme de ± 2000 Pa.

2.2.2 Longueur d'établissement

La longueur d'établissement de la turbulence est la distance à partir de laquelle le profil de la vitesse devient établi dans un conduit. Cette longueur est, par définition, une valeur obtenue à l'infini. Cependant, dans la littérature, les auteurs s'affranchissent de cette valeur asymptotique en définissant la longueur d'établissement comme la distance à partir de laquelle la vitesse au centre du conduit est à son maximum. Par exemple, deux équations sont usuellement citées dans des cours de mécanique des fluides, sans plus d'explications ou de références sur leur développement :

$$\frac{L_e}{D_h} = 4,4 \cdot Re^{1/6} \qquad \frac{L_e}{D_h} = 1,6 \cdot Re^{1/4} \qquad (2-3)$$

avec L_e la longueur d'établissement (m), D_h le diamètre hydraulique du conduit (m) et Re le nombre de Reynolds (-).

Anselmet *et al.* (2009) présentent une étude numérique, effectuée avec le logiciel ANSYS Fluent, sur le développement de la turbulence dans tout conduit, dans le but de vérifier ces lois. L'objectif est de décrire la région de développement des écoulements turbulents en entrée de n'importe quel conduit, en particulier l'accélération de l'écoulement dans l'axe du conduit. Les auteurs mènent plusieurs calculs pour différentes géométries et différents profils de vitesses uniformes en entrée, en appliquant à chaque fois une intensité turbulente I de 1 %. Ils proposent ainsi le modèle suivant (équation (2-4)) :

$$\frac{L_e}{D_h} = Cste \cdot Re^{1/4} \qquad (2-4)$$

Dans ce modèle, la longueur d'établissement adimensionnée s'exprime comme la puissance un quart du nombre de Reynolds, corrigée par le coefficient $Cste$, variant entre 1,3 et 2, selon les auteurs. Ainsi, il n'est pas possible à ce jour d'établir une valeur universelle de ce pré-facteur et sa détermination est liée à la forme de l'écoulement en conduit.

Toutefois, toutes les lois mettent en évidence la même évolution de L_e : plus le nombre de Reynolds augmente et plus L_e augmente.

Devant les disparités sur la prédiction de l'évolution de L_e et considérant que le diaphragme en entrée du conduit peut influencer cette distance, des pré-calculs numériques ont été menés afin de donner un aperçu sur son comportement en conduit à partir de l'établissement de la vitesse.

Le but des calculs est de simuler un écoulement turbulent dans trois géométries : un conduit cylindrique droit et lisse de 20 cm de diamètre et de 15 m de long, avec trois entrées différentes, une entrée libre et deux rétrécissements simulant l'entrée du diaphragme. Le code de calcul ANSYS CFX a servi d'outil numérique pour simuler les écoulements dans les géométries créées. Le choix du maillage est de type hexaédrique, présenté en Figure 2-4 et en Figure 2-5.

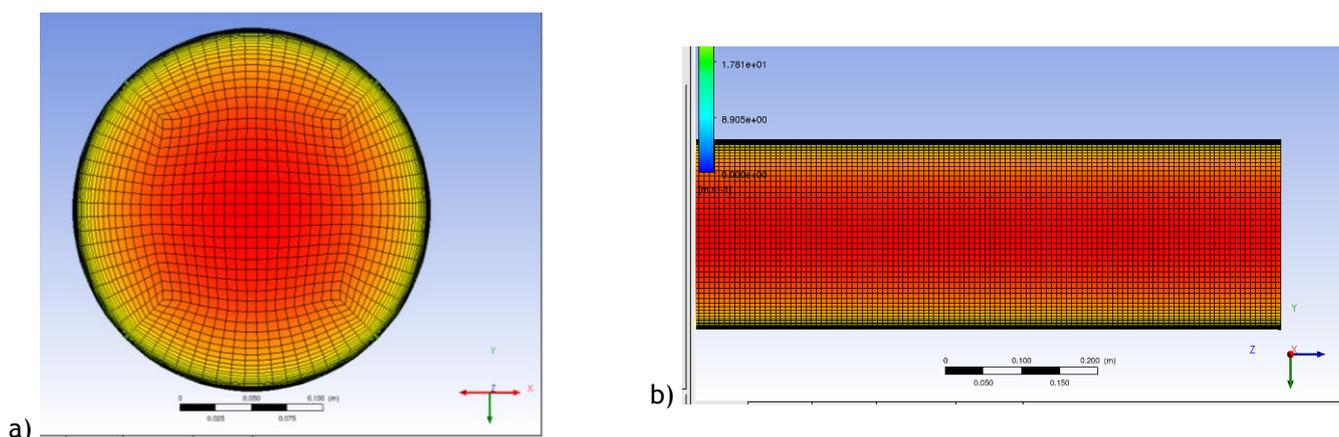


Figure 2-4 : maillage hexaédrique pour le conduit à entrée libre
a) dans le plan XY et b) dans le plan ZY

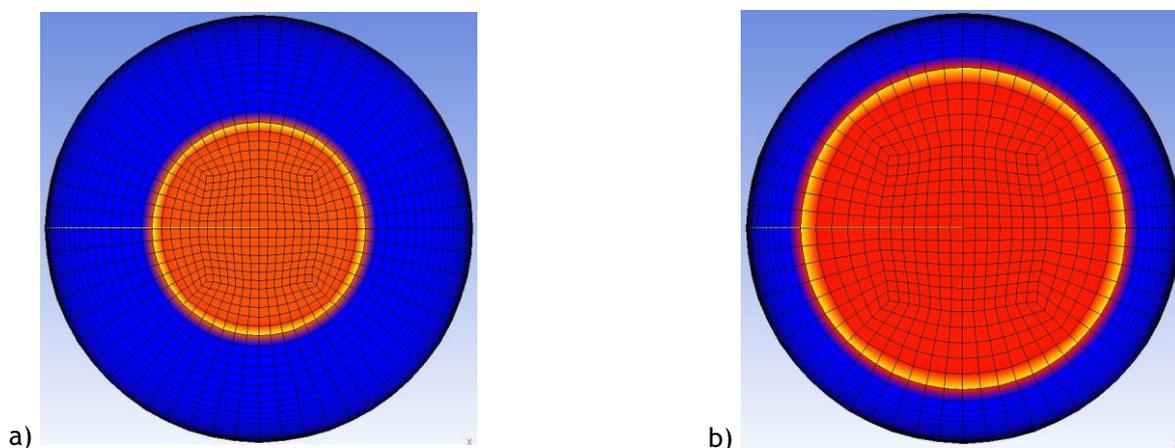


Figure 2-5 : maillage hexaédrique pour simuler l'influence du diaphragme sur l'établissement de la turbulence dans le plan XY - a) pour le cas $Re = 10\ 000$ et $d = 100\text{ mm}$ et b) pour le cas $Re = 250\ 000$ et $d = 150\text{ mm}$

A l'entrée de ces trois conduits, un profil de la vitesse uniforme est imposé, ne connaissant pas les conditions limites. Un ensemble de calculs faisant varier le nombre de Reynolds, dans la gamme de la grille d'essais a été mené dans un premier temps sans simuler de diaphragme à l'entrée du conduit. Puis, d'autres calculs ont été conduits afin d'évaluer l'influence de différentes ouvertures de diaphragme à l'aspiration.

Le modèle de turbulence « Shear Stress Transport » (SST) a été adopté pour simuler l'écoulement dans le conduit, après validation sur les résultats expérimentaux de Laufer (1954). Ce modèle de fermeture des équations de Navier-Stokes moyennées a pour avantage d'associer les modèles $k-\varepsilon$, appliqué dans la région centrale du conduit, et $k-\omega$, utilisé en proche paroi.

Dans ces configurations, le nombre de Reynolds est le seul paramètre qui a été modifié. Le tableau suivant présente les différentes simulations effectuées :

Tableau 2-2 : synthèse des simulations numériques menées avec CFX

Géométrie	Nombre de Reynolds
Entrée libre	10 000
	50 000
	100 000
	150 000
	200 000
	250 000
Diaphragme - d = 100 mm	10 000
Diaphragme - d = 150 mm	250 000

Le phénomène observé par Anselmet et al. (2009) se retrouve effectivement en traçant le profil longitudinal de vitesse au centre du conduit (Figure 2-6). Il est également à remarquer que plus le nombre de Reynolds augmente et plus la distance pour obtenir un profil de la vitesse établi augmente, soit 8 à 10 m pour $Re = 10\,000$ et 13 à 15 m pour $Re = 250\,000$.

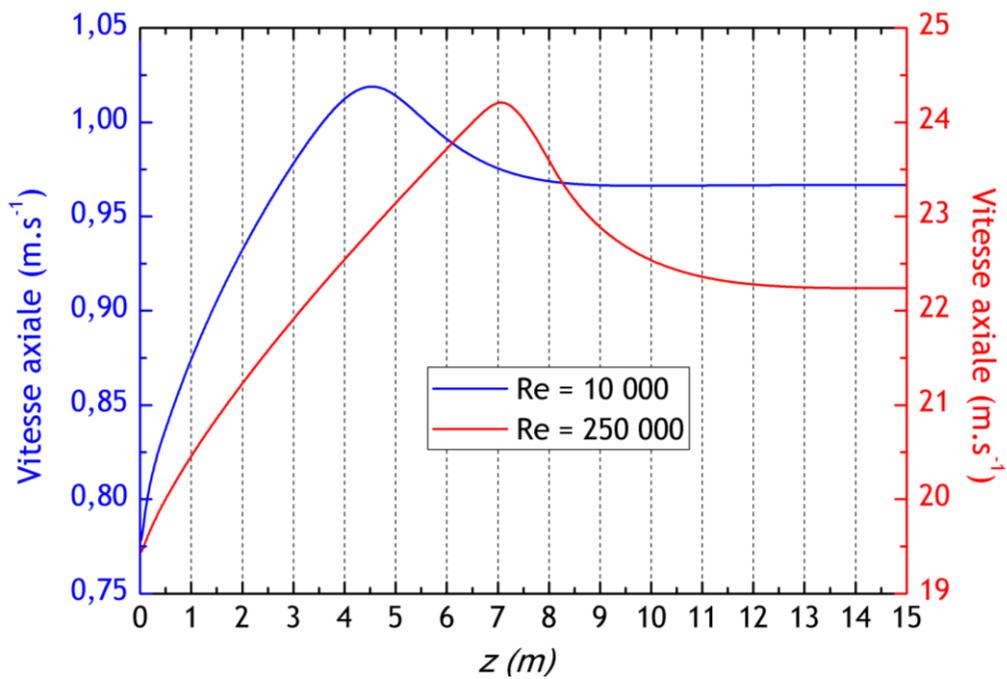


Figure 2-6 : évolution de la vitesse axiale en entrée libre pour des valeurs de nombre de Reynolds de 10 000 et 250 000

En définitive, en considérant la valeur maximale de la vitesse au centre et sur l'axe du conduit, les résultats numériques pour différents nombres de Reynolds sont bien encadrés par les modèles de la littérature (relations (2-3) et (2-4)).

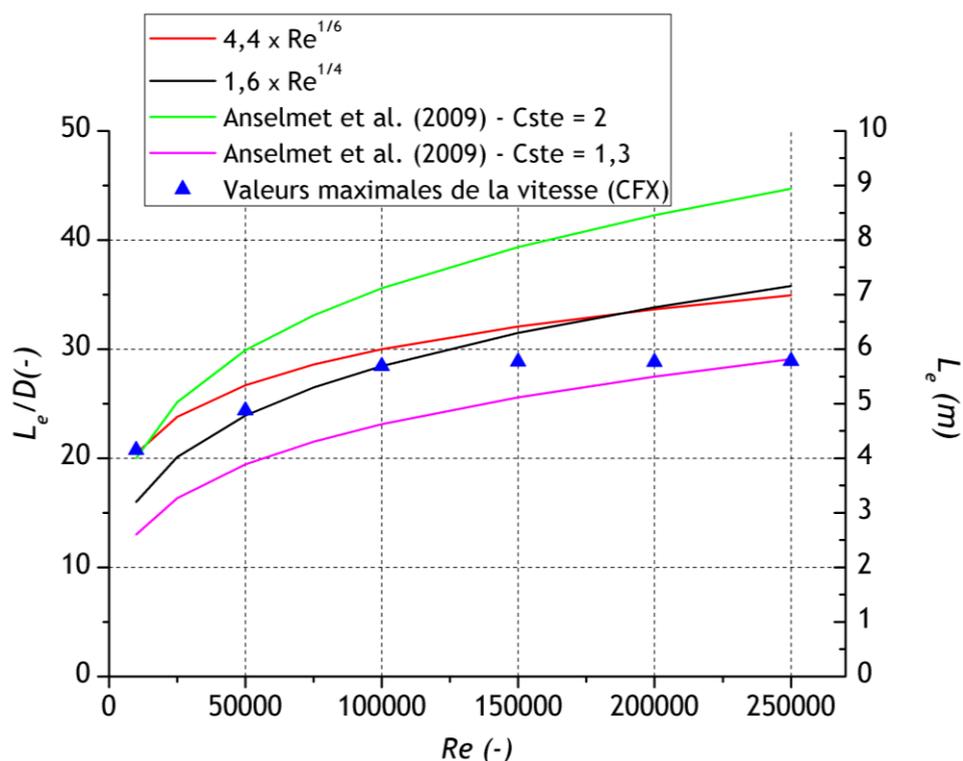


Figure 2-7 : comparaison entre les résultats numériques de valeurs maximales de la vitesse axiale et les lois trouvées dans la littérature pour $l = 1\%$

Cependant, en comparant les valeurs maximales et les valeurs asymptotiques de vitesse au centre (Figure 2-8), il est à noter la nette différence d'évaluation de la distance nécessaire à l'établissement du profil de la vitesse ; en particulier, pour un nombre de Reynolds de 250 000, une différence de 7 m est mise en évidence.

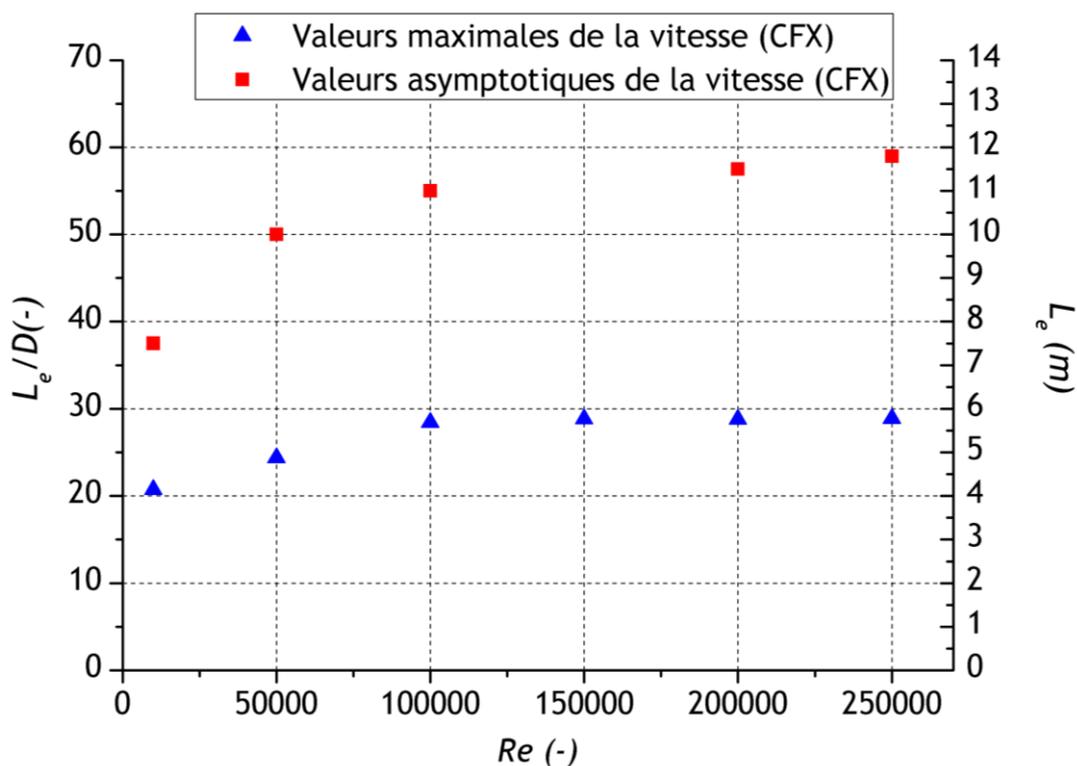


Figure 2-8 : comparaison entre les valeurs maximales et asymptotiques de la vitesse axiale

Ces résultats montrent la nécessité de connaître précisément les conditions d'entrée dans le conduit expérimental, et de pouvoir déplacer l'injection dans le conduit afin que l'utilisateur soit certain que le profil de la vitesse est bien établi au point d'injection.

D'autres calculs ont été menés avec les mêmes paramètres numériques et en intégrant différentes ouvertures en entrée du conduit afin de simuler différents diaphragmes à l'aspiration. Le rétrécissement en entrée semble favoriser l'établissement du profil de la vitesse en conduit.

En effet, pour le plus petit nombre de Reynolds de la grille d'essai, la distance nécessaire est de 5 à 7 m au lieu de 8 à 10 m sans diaphragme (Figure 2-9) ; de même, pour le plus grand nombre de Reynolds prévu dans la grille d'essais (250 000), la longueur d'établissement est comprise entre 5 et 7 m (Figure 2-10), contre 13 à 15 m sans diaphragme. Ceci conforte l'intérêt d'utiliser un diaphragme à l'aspiration dans BOREAL.

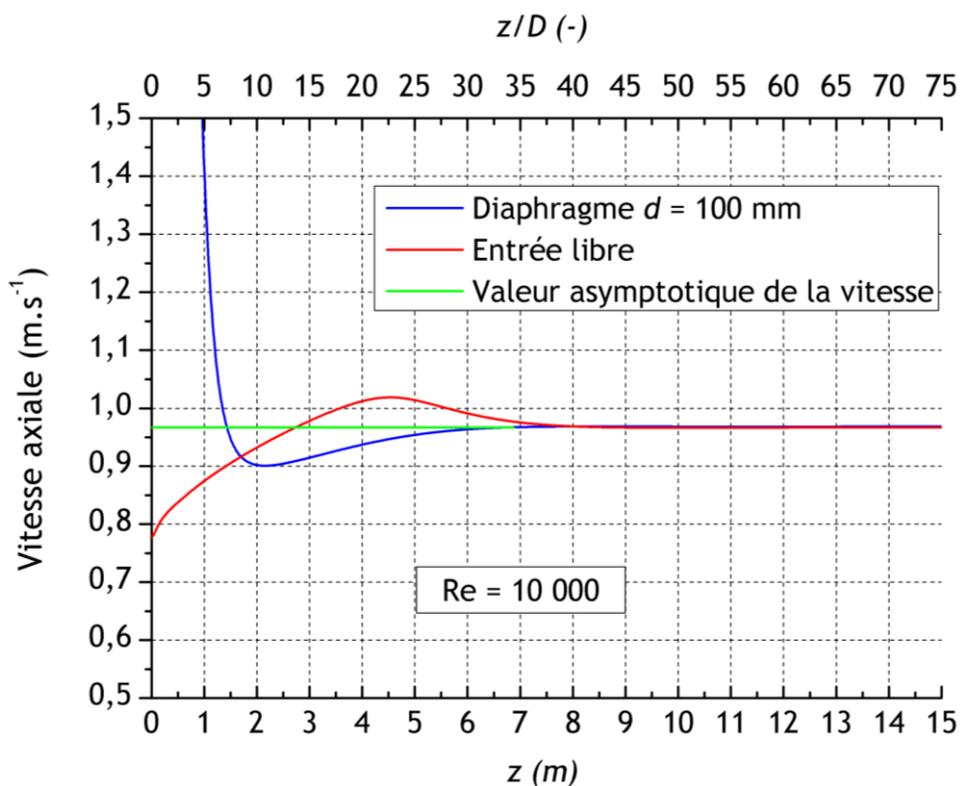


Figure 2-9 : comparaison de l'évolution du profil de la vitesse axiale entre les configurations avec entrée libre et avec un diaphragme ouvert de 100 mm, pour un nombre de Reynolds de 10 000

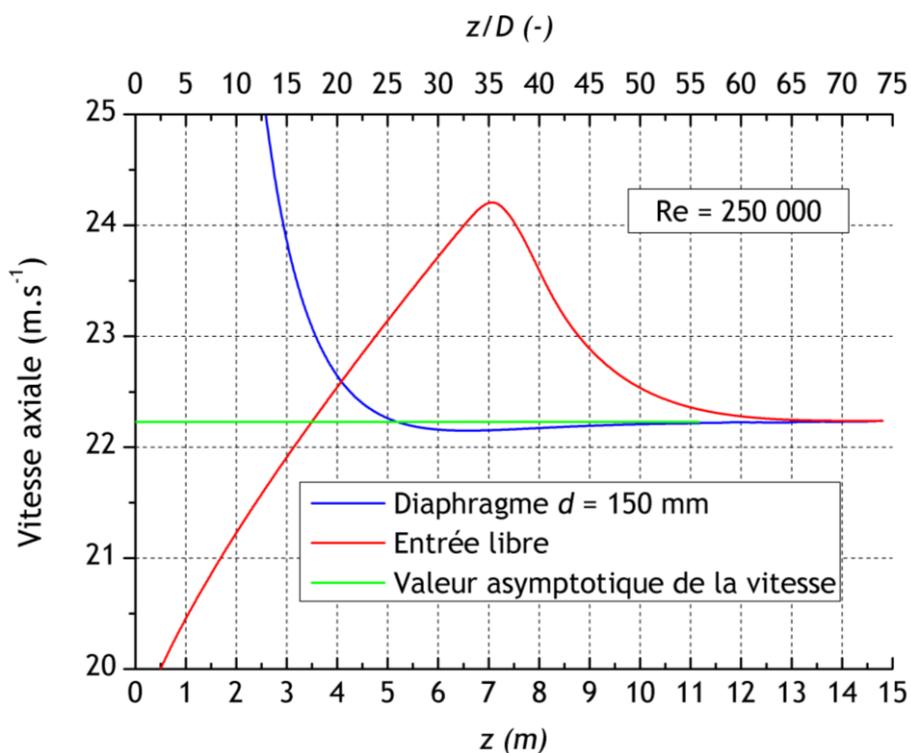


Figure 2-10 : comparaison de l'évolution du profil de la vitesse axiale entre les configurations en entrée libre et avec un diaphragme ouvert de 150 mm, pour un nombre de Reynolds de 250 000

A partir de ces différents résultats numériques caractérisant l'établissement du profil de la vitesse en conduit, il a été décidé de créer un tronçon d'injection, amovible et permutable avec les autres tronçons du conduit, permettant de positionner la canne d'injection en 3 points d'insertion différents. De plus, un conduit lisse de 7,5 m de long en PVC a été positionné en amont du tronçon d'injection (Figure 2-11). En remarque, cette distance a également été contrainte par l'espace disponible dans le local d'accueil et par la préconisation de la norme NF X 10-231 sur l'espace entre le premier obstacle et le diaphragme devant être de 30 cm minimum.



Figure 2-11 : longueur droite en PVC pour l'établissement de la turbulence du conduit cylindrique

A la suite de cette longueur vient la zone d'injection avec un tronçon qui a été dimensionné pour déplacer l'injection en fonction de l'établissement de la turbulence.

2.3 Zone d'injection

La particularité de ce tronçon est de permettre à l'utilisateur de disposer de trois points d'injection espacés de 50 cm (en jaune, Figure 2-12). Dans le tronçon d'injection cylindrique, des points d'insertion pour l'utilisation d'une sonde de vitesse sont à disposition afin de mesurer le profil de la vitesse et le niveau de la turbulence avant le point d'injection considéré (en rouge, Figure 2-12).

Un générateur de fumées est connecté à une canne d'injection de 20 cm de long et de 5 mm de diamètre. Le maintien de la canne est assuré par une pièce de guidage.

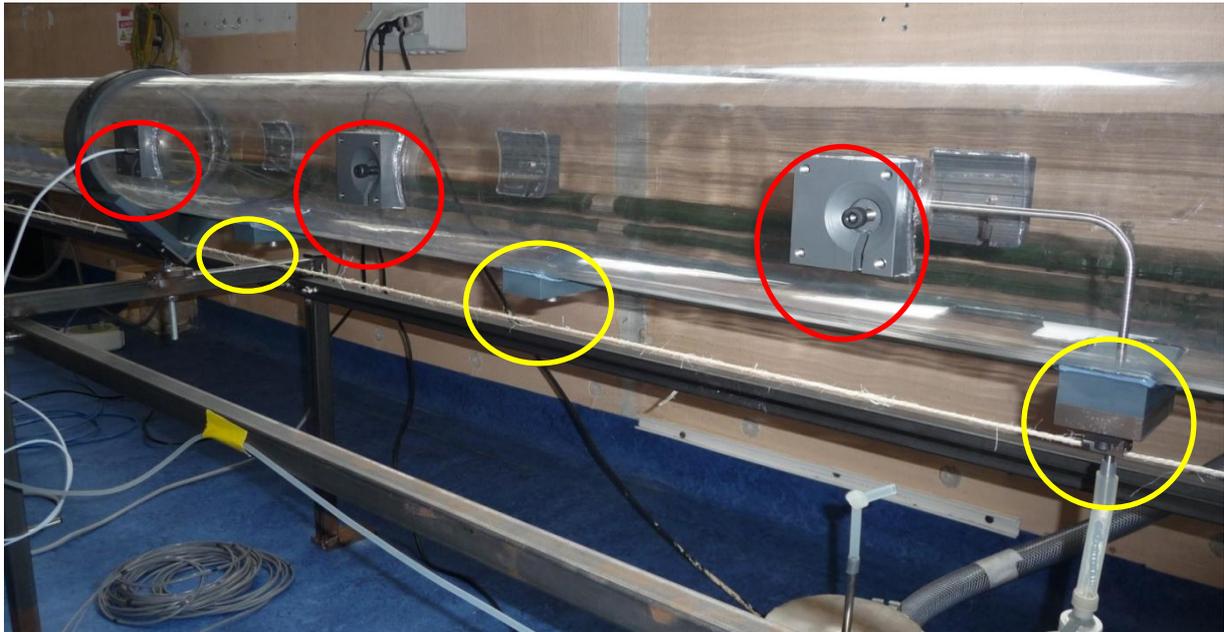


Figure 2-12 : photo du tronçon d'injection

Pour injecter les particules, un générateur 6-jets est utilisé (Figure 2-13). Le dispositif d'injection des particules dans le conduit BOREAL est divisé en plusieurs éléments. Tout d'abord, le réseau fournit de l'air qui est ensuite filtré de ses impuretés et séché en passant au travers de « silica-gel ». L'air est ensuite conduit à un régulateur de débit massique étalonné, afin de fixer le débit en amont du générateur de particules. Enfin, l'air est transporté dans l'atomiseur dont la fonction est de créer un jet de particules d'huile (Figure 2-14).



Figure 2-13 : photo de l'atomiseur

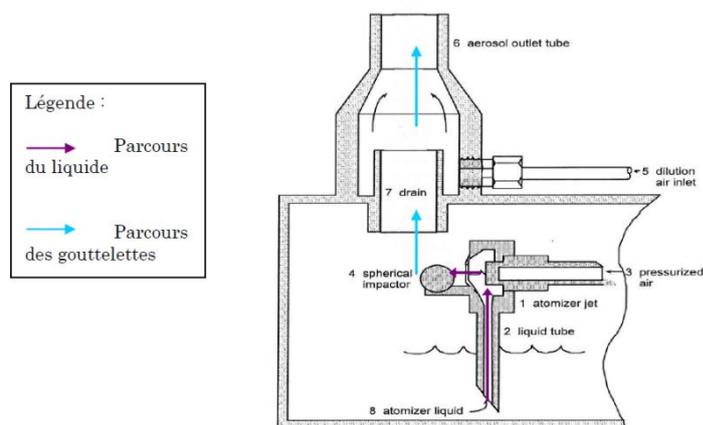


Figure 2-14 : schéma de principe du fonctionnement de l'atomiseur

Le liquide du réservoir est aspiré par la dépression créée avec de l'air comprimé. Il remonte le tube jusqu'à ce qu'il entre en collision avec l'impacteur sphérique (Figure 2-14). Au moment de l'impact, le fluide est divisé en gouttelettes de plusieurs tailles dont les plus petites seront aspirées par le drain et les plus grosses retomberont dans le réservoir. L'atomiseur est muni de six impacteurs permettant de générer un panache plus ou moins dense. Ce nuage de particules est ensuite acheminé jusqu'à la canne d'injection. Le liquide choisi pour générer le nuage est du « di(2-ethylhexyl)sebaçate » (DEHS).

2.4 Zone de mesure

Cette zone est découpée en trois parties : une longueur droite, un coude à 90° et une autre longueur droite en aval de ce coude. Les distances de ces deux longueurs droites ont été contraintes par l'espace disponible du local d'accueil. La première longueur droite est de 8 m, permettant des mesures allant jusqu'à 30 D de l'injection, puis une longueur de 3,5 m après le coude, jusqu'au ventilateur. La partie en aval de l'injection est un conduit lisse transparent en PMMA (Plexiglas®) propice à la visualisation Laser, de rugosité d'environ 5 µm (indiqué dans la fiche technique du fabricant).

Cette configuration est la même pour les deux conduits, cylindrique et rectangulaire. Une structure en acier, compatible pour la réception des deux conduits, est vissée au sol du local d'accueil de BOREAL. Le conduit en PMMA est découpé en tronçons amovibles de 2 m (Figure 2-17) facilitant la maintenance des tubes.



Figure 2-15 : photo de la zone d'étude cylindrique en PMMA

Les Figure 2-16 et Figure 2-17 présentent des photographies panoramiques des deux conduits.



Figure 2-16 : photo panoramique de la partie cylindrique de visualisation de BOREAL

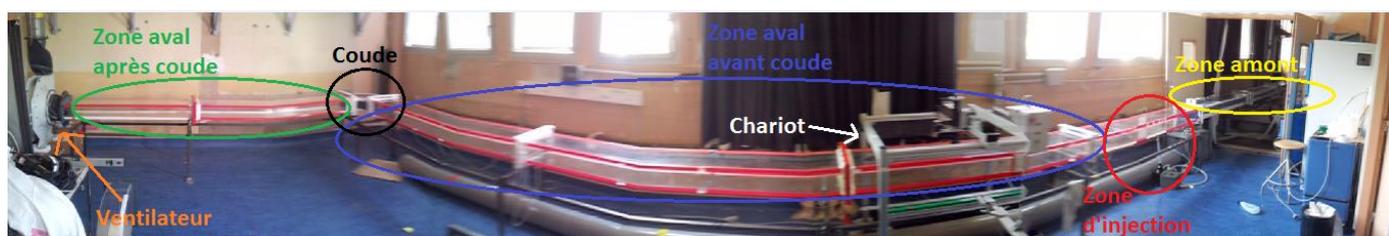


Figure 2-17 : photo panoramique de la partie rectangulaire de visualisation de BOREAL

Le système Laser-caméra est disposé sur un banc optique mobile qui permet à l'utilisateur de manipuler à la fois la caméra et le Laser sans changer les réglages et les configurations initiales, notamment l'alignement dans le même plan des deux composants. Plus de détails sur l'instrumentation liée à la mesure seront donnés dans le chapitre suivant.

La dernière phase de dimensionnement du banc BOREAL consistait à choisir le ventilateur adéquat pour extraire les débits fixés dans la grille d'essais tout en tenant compte des pertes de charge inhérentes à la configuration du conduit. En considérant une synthèse des équipements prévus sur le banc expérimental, BOREAL dispose à l'entrée d'un diaphragme d'une petite ouverture pour les débits faibles et plus grande pour les débits élevés, puis une longueur droite de 17,5 m suivie d'un coude à 90° qui débouche sur une longueur droite de 3,5 m jusqu'au ventilateur. En tenant compte du tube d'évacuation de l'air en aval du ventilateur, le Tableau 2-3 récapitule les pertes de charge générées pour les deux conduits (cylindrique et rectangulaire) aux débits souhaités par la grille d'essais, calculées à partir des abaques fournis par l'ouvrage d'IDEL'CIK (1979) sur le calcul des pertes de charge.

Tableau 2-3 : récapitulatif des pertes de charge générées dans BOREAL

Re (-)	Débit conduit cylindre (m ³ .h ⁻¹)	Pertes de charge		Débit conduit rectangulaire (m ³ .h ⁻¹)	Pertes de charge	
		(Pa)	Diaphragme		(Pa)	Diaphragme
10 000	85,3	11,6	d = 100 mm	122,3	13,1	d = 100 mm
50 000	426,7	289,6		611,2	315,7	
60 000	512,0	178,7	d = 125 mm	733,5	175,5	d = 125 mm
100 000	853,4	486,9		1222,5	477,5	
150 000	1280,2	1081,6		1833,7	1059,7	
160 000	1365,5	598,1	d = 150 mm	1956,0	573,1	d = 150 mm
200 000	1706,9	922,3		2444,9	882,7	
250 000	2133,6	1423,1		3056,2	1360,3	

Le ventilateur a donc été dimensionné pour assurer ces débits et pour une perte de charge utile de 2 000 Pa. A terme, après ce travail de thèse, BOREAL pourra être utilisé pour réaliser des études complémentaires sur les longueurs de bon mélange, portant notamment sur l'influence de l'injection d'un traceur après un filtre. C'est pourquoi une marge sur la perte de charge a été voulue permettant notamment de prendre en compte l'intégration de filtres.

2.5 Qualification aéraulique

Le ventilateur centrifuge est contrôlé par un variateur de fréquence. L'objectif de cette caractérisation aéraulique est dans un premier temps de corréliser une fréquence à un débit et donc à un nombre de Reynolds. Le variateur du ventilateur permet à l'utilisateur de définir une fréquence entre 0 et 50 Hz. Une autre étape a été de mesurer le coefficient de perte de charge linéaire, de la première longueur droite des deux conduits, afin d'évaluer leur évolution pour ensuite intégrer ce paramètre dans la modélisation de la longueur de bon mélange. Enfin, une scrutation du profil de la vitesse dans les deux conduits a permis d'évaluer l'établissement de ce profil en amont de l'injection, et d'estimer le profil de l'intensité turbulente.

2.5.1 Etalonnage du ventilateur

Deux techniques de mesure de débit ont été employées pour caractériser le débit dans la veine, une mesure par différence de pression au niveau du diaphragme à l'aspiration et une mesure par traçage gazeux (hélium). Cette dernière méthode, largement maîtrisée par le SCA, sert à valider la conception du diaphragme, ainsi que la relation (2-2) qui permet de calculer le débit à partir de la mesure de pression aux bornes du diaphragme.

Cette technique de mesure de débit consiste en la mesure de la concentration en hélium résultant de la dilution d'hélium pur injecté dans le conduit. En effet, à partir du débit d'injection d'hélium et de par la mesure de la concentration homogène d'hélium dans le conduit, il est possible de retrouver le débit de l'écoulement en conduit (équation (2-5)). Usuellement, les mesures de concentration d'hélium s'expriment en partie par million volumique (ppm).

$$Q_{He} = q_{inj} \frac{C_{pur} - C_{mesuré}}{C_{mesuré} - C_{air}} \quad (2-5)$$

avec Q_{He} le débit mesuré par traçage hélium ($m^3.h^{-1}$), q_{inj} le débit d'injection d'hélium fixé à 2 l.min^{-1} , soit $0,12 \text{ m}^3.h^{-1}$, C_{pur} la concentration d'hélium pur injecté, soit 10^6 ppm, C_{air} la concentration ambiante d'hélium dans l'air (5,2 ppm) et $C_{mesuré}$ la mesure de concentration d'hélium dans la gaine (ppm) grâce à un spectromètre hélium.

Les résultats présentés dans ce rapport sont les mesures obtenues avec un diaphragme d'ouverture 150 mm à l'entrée de BOREAL. Huit campagnes de mesures de débit ont été menées, permettant de s'assurer de la bonne reproductibilité des résultats. Le débit mesuré au diaphragme a été calculé pour un coefficient de débit égal à 0,598, c'est-à-dire, comme le préconise la norme NF X 10-231, en se positionnant dans des conditions où le nombre de Reynolds traversant l'ouverture du diaphragme est supérieur ou égal à 50 000.

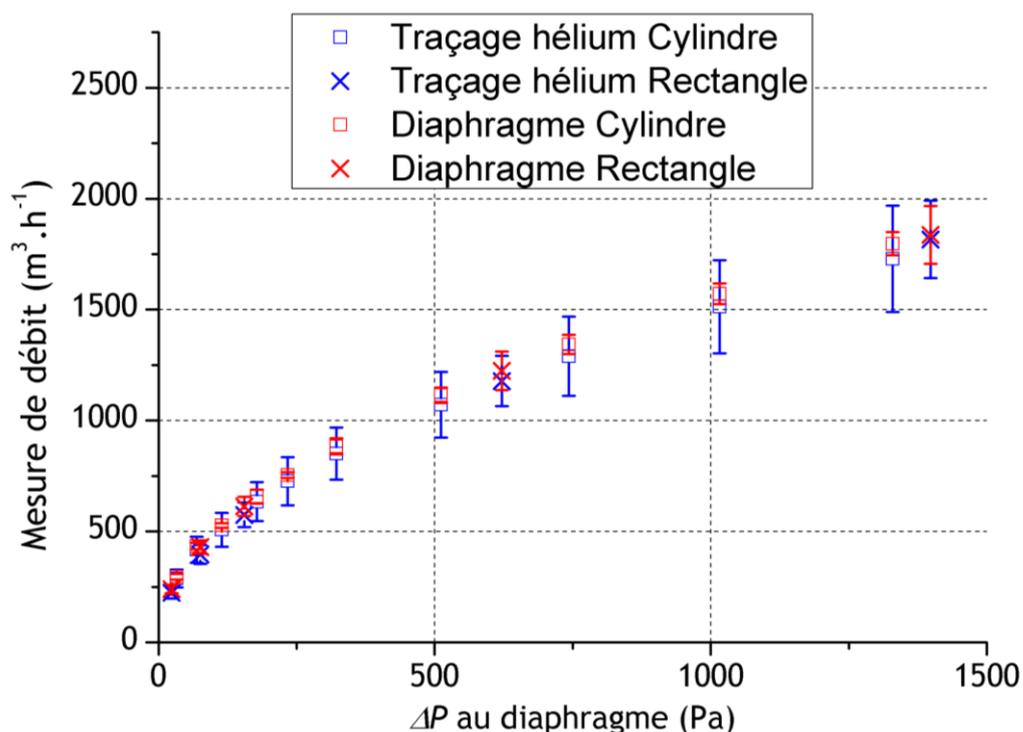


Figure 2-18 : comparaison de l'évolution du débit mesuré par traçage hélium avec la mesure de débit au diaphragme d'ouverture 150 mm en fonction de la différence de pression ΔP_{Dia} dans les conduits cylindrique et rectangulaire

L'incertitude appliquée aux mesures est une incertitude de reproductibilité, ce qui signifie que chaque point de la courbe est représenté par sa valeur moyenne et son écart-type sur les 8 échantillons réalisés dans le conduit cylindrique et trois échantillons dans le conduit rectangulaire. La Figure 2-18 montre que les résultats obtenus dans les deux conduits par les deux méthodes de mesure de débit sont en bonne concordance. Ainsi l'utilisateur peut contrôler le débit de l'écoulement dans les conduits pendant la mesure de la concentration, en vérifiant la mesure de la pression différentielle à la bride du diaphragme.

Au final, la Figure 2-19 présente l'évolution de la fréquence du ventilateur en fonction du nombre de Reynolds dans les deux conduits.

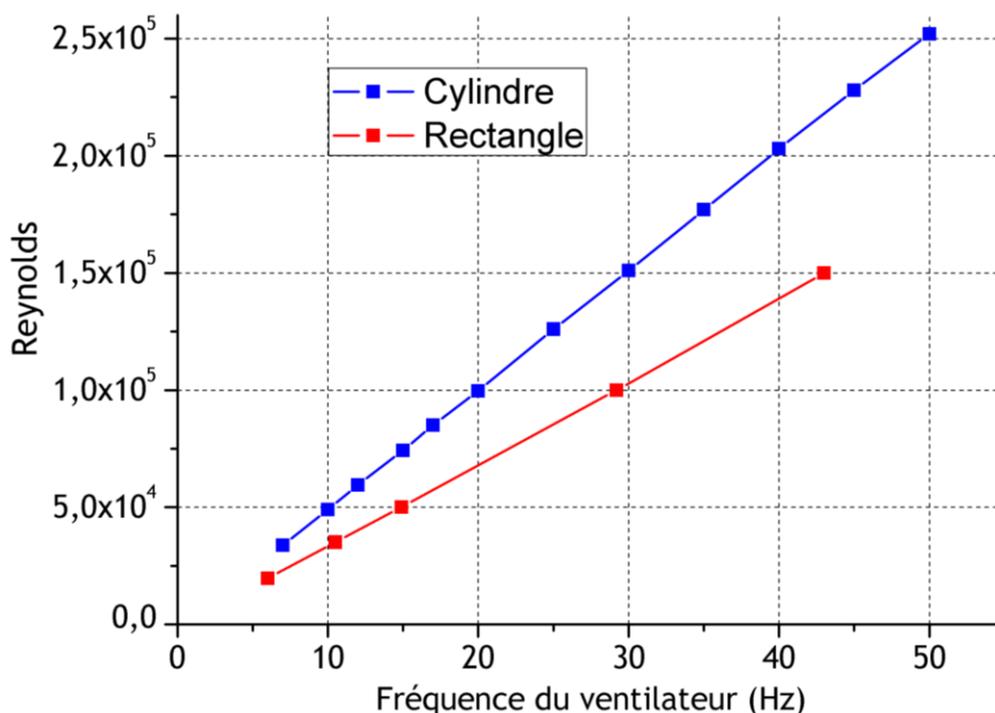


Figure 2-19 : comparaison de l'évolution du nombre de Reynolds en fonction de la fréquence étalonnée du ventilateur dans les conduits cylindrique et rectangulaire

2.5.2 Mesure du coefficient de perte de charge linéaire

En parallèle des mesures de débit, le coefficient de perte de charge linéaire λ a été calculé sur une longueur droite et comparé avec les modèles de Blasius et Colebrook, donnant l'évolution du coefficient de perte de charge Λ en fonction du nombre de Reynolds. Le coefficient de perte de charge se définit en mesurant la différence de pression sur une longueur droite du conduit et en connaissant la vitesse débitante en conduit (équation (2-6)).

$$\Lambda = 2 \frac{D \Delta P}{L_p \rho_{air} U_d^2} \quad (2-6)$$

avec D le diamètre du conduit (m), L_p la distance séparant les deux points de pression, égale à 4,18 m pour le cylindre et à 4 m pour le rectangle, U_d la vitesse débitante dans le conduit ($m \cdot s^{-1}$), ΔP la différence de pression sur la distance L (Pa) et ρ_{air} la masse volumique de l'air ($kg \cdot m^{-3}$).

Blasius définit Λ pour un écoulement turbulent hydrauliquement lisse en conduit avec l'équation (1-4), valable pour un nombre de Reynolds compris entre 10 000 et 100 000, et Nikuradse décrit l'évolution de ce paramètre pour un nombre de Reynolds supérieur. Colebrook propose une évolution de Λ pour un écoulement turbulent hydrauliquement rugueux en conduit avec la relation (1-6). Cette dernière est une relation implicite nécessitant de connaître la rugosité du conduit, qui se trouve être de 5 μm dans notre cas.

L'échantillon est constitué de trois mesures dans un souci de reproductibilité et donc une incertitude de type A couplée à un coefficient de Student de 1,25 a été également appliquée pour un intervalle de confiance de 70 %. La Figure 2-20 présente les résultats obtenus au cours des campagnes dans le cylindre et le rectangle, comparés avec les lois de Blasius et Nikuradse en turbulent lisse, et Colebrook en turbulent rugueux.

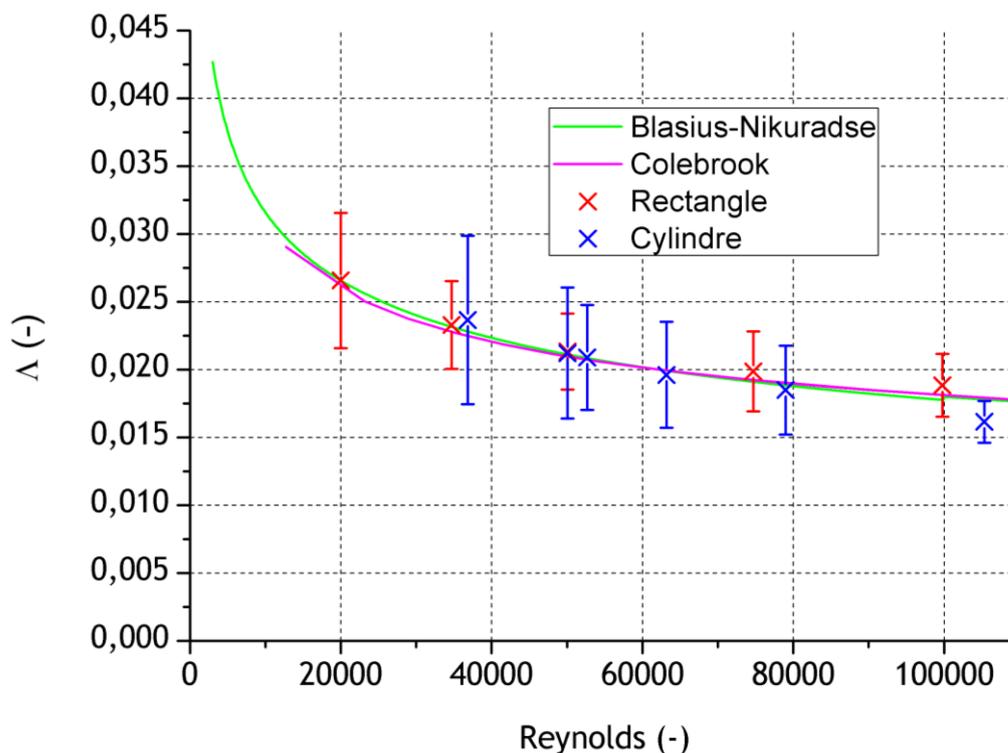


Figure 2-20 : courbe de comparaison de la mesure du coefficient de perte de charge linéaire avec les lois de Blasius-Nikuradse et Colebrook en fonction du nombre de Reynolds

Ces résultats sont en bonne concordance avec les modèles de Blasius-Nikuradse et Colebrook, malgré une légère déviation pour les nombres de Reynolds importants. Ces deux modèles de coefficient de perte de charge seront utilisables dans la résolution de l'équation de convection-diffusion.

2.5.3 Mesure du profil de la vitesse

Sur le conduit cylindrique, deux instruments ont été utilisés : une sonde anémoclinométrique, prêtée par le CSTB, et un anémomètre à fil chaud. La sonde anémoclinométrique, constituée de 5 trous disposant chacun d'un capteur de pression, permet, après un étalonnage, de mesurer la vitesse instantanée des trois composantes.

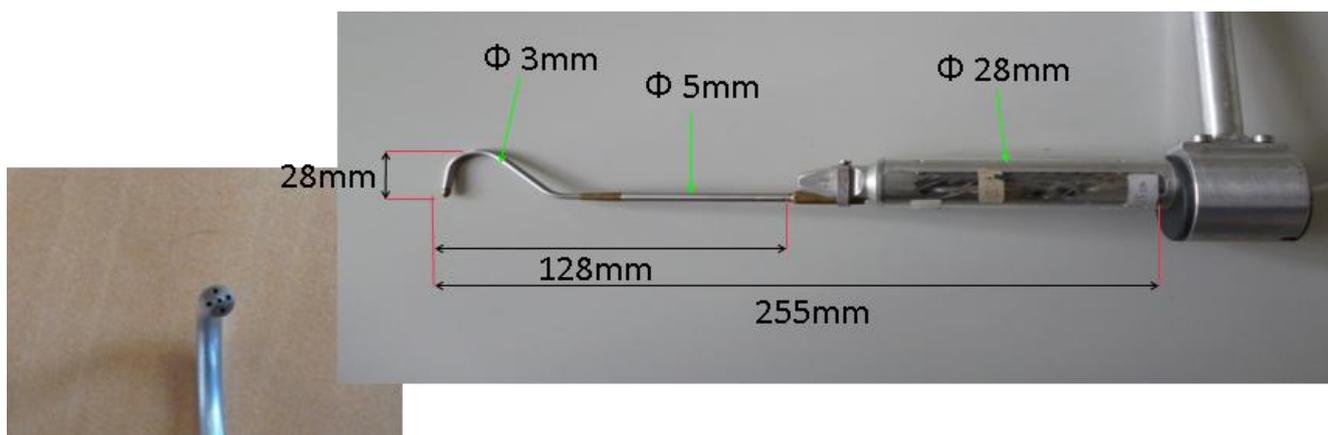


Figure 2-21 : photo d'une sonde cinq trous

Cette sonde a conditionné le dimensionnement des points d'insertion de l'appareil dans le tronçon d'injection cylindrique (en rouge, Figure 2-12).

En définitive, les profils moyens de la vitesse ont été obtenus avec la sonde anémoclinométrique et l'intensité turbulente avec l'anémomètre à fil chaud.

Les campagnes ont été reproduites afin de vérifier, dans un premier temps, que les profils étaient symétriques, pour un nombre de Reynolds donné, par rapport au centre et en amont d'un point d'insertion de la canne d'injection et que, dans second temps, le profil était équivalent un mètre en aval de ce point (Figure 2-22).

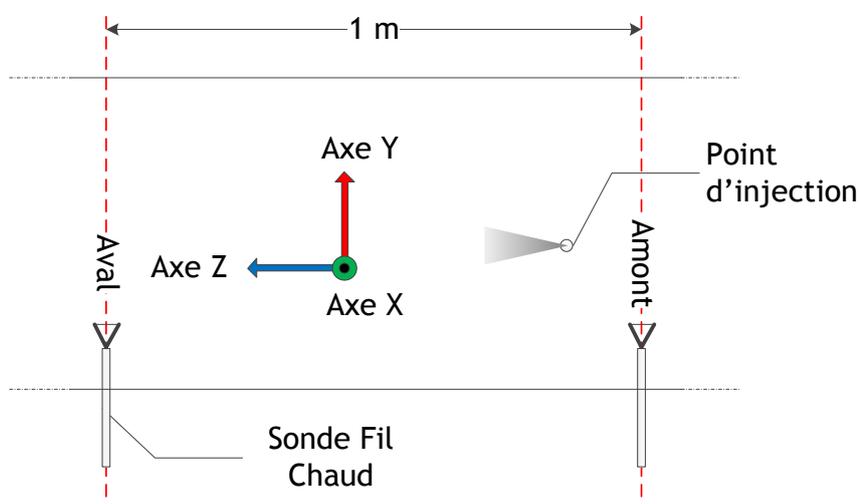


Figure 2-22 : schéma du principe de la mesure de vitesse avec une sonde à fil chaud

Plusieurs scrutations ont été effectuées à plusieurs nombres de Reynolds, ceux retenus pour les mesures de concentration sont à 50 000 et 100 000.

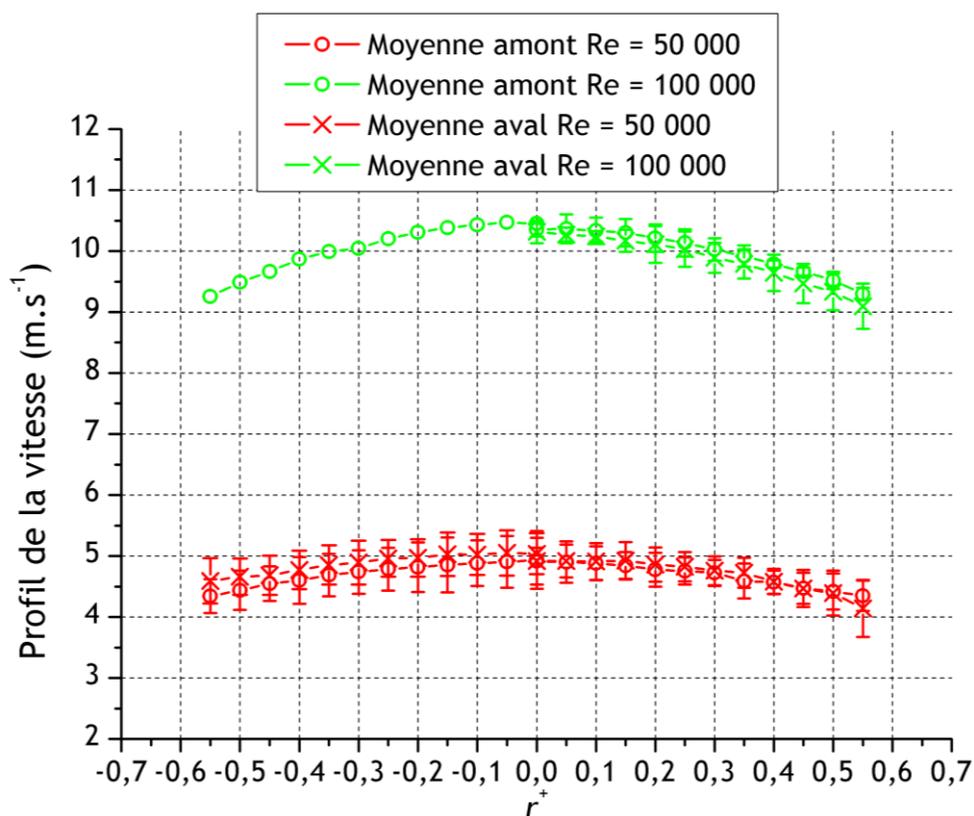


Figure 2-23 : profils de la vitesse en deux points du conduit cylindrique, en amont et en aval de l'injection, à deux nombres de Reynolds différents

La Figure 2-23 montre que le profil de la vitesse est bien symétrique et il ne change pas entre les différents points de mesure.

Une comparaison avec les modèles semi-empiriques de la littérature a été entreprise. Usuellement, les auteurs expriment les modèles du profil de la vitesse dans le cœur des conduits cylindriques sous la forme d'une loi déficitaire (équation (1-12) et Figure 1-2).

Dans le nombre d'études conséquent sur cette évaluation de la loi déficitaire en régime turbulent dans un conduit cylindrique, trois auteurs ont été retenus à titre d'exemple pour comparer les résultats acquis dans BOREAL (Figure 2-24) : Von Karman (1934), Reichardt (1951) et Guo (2003).

Tableau 2-4 : modèles de loi déficitaire de la vitesse dans un conduit cylindrique

Auteurs	Expressions		Intervalle ¹ de validité r^+
Von Kármán (1934)	$\frac{U_{\max} - \bar{u}}{Uf} = -\frac{1}{0,36} \left[\ln(1 - \sqrt{r^+}) + \sqrt{r^+} \right]$	$\kappa = 0,40$	N/A
Reichardt (1951)	$\frac{U_{\max} - \bar{u}}{Uf} = \frac{1}{0,4} \ln \left(\frac{1 + 2(r^+)^2}{1 - (r^+)^2} \right)$	$\kappa = 0,4$	$0 \leq r^+ \leq 0,958$
Guo (2003)	$\frac{U_{\max} - \bar{u}}{Uf} = -\frac{\sqrt{3}e}{2} \left[\ln(1 - r^+) + \frac{1 - (1 - r^+)^3}{3} \right] + 2 \left(\cos \left[\frac{\pi(1 - r^+)}{2} \right] \right)^2$		N/A

avec Uf la vitesse de frottement (m.s^{-1}).

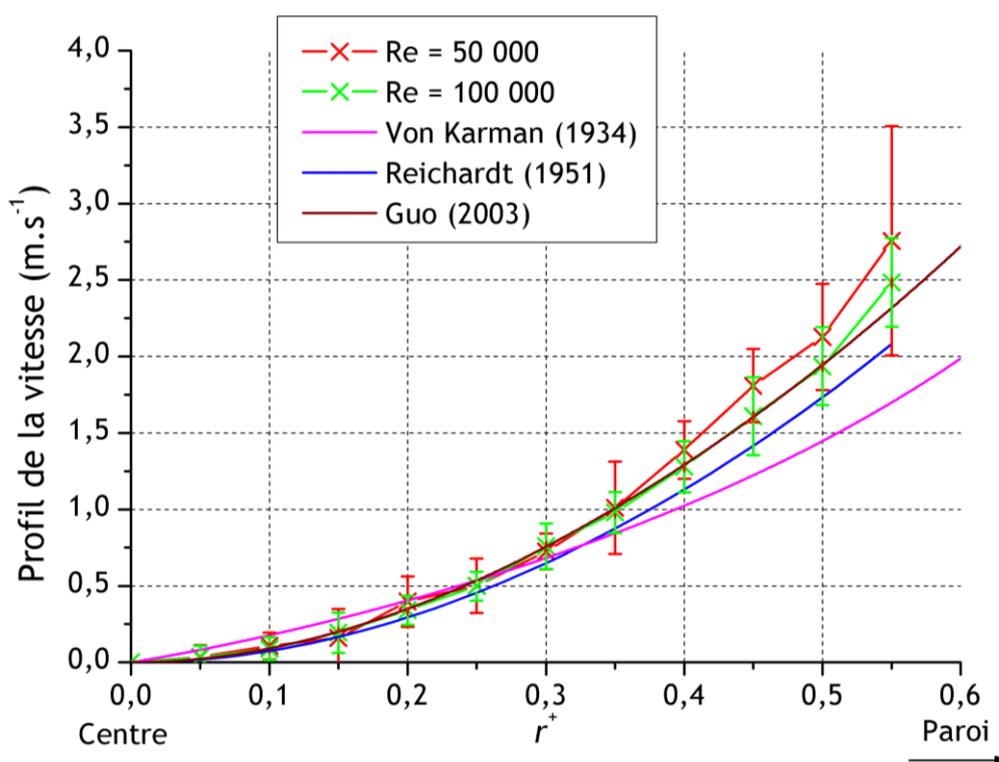


Figure 2-24 : comparaison entre les profils de la vitesse, sous la forme de loi déficitaire obtenus dans BOREAL et les modèles semi-empiriques de la littérature

¹ Cet intervalle de validité, à titre d'exemple, est déterminé pour un rayon $R = 0,5$ cm et pour un nombre de Reynolds de 100 000

La Figure 2-24 montre une bonne concordance entre les modèles et les campagnes de mesures dans BOREAL.

La Figure 2-25 expose les résultats d'intensité turbulente acquis à différents nombres de Reynolds dans le conduit cylindrique. Lors des scrutations avec l'anémomètre à fil chaud, une seule composante a été mesurée (dans le sens de l'écoulement) : l'intensité turbulente a été calculée à partir de cette seule composante, soit la norme de la vitesse fluctuante sur la vitesse moyenne. Les points expérimentaux montrent que plus le nombre de Reynolds est faible et plus l'intensité turbulente augmente.

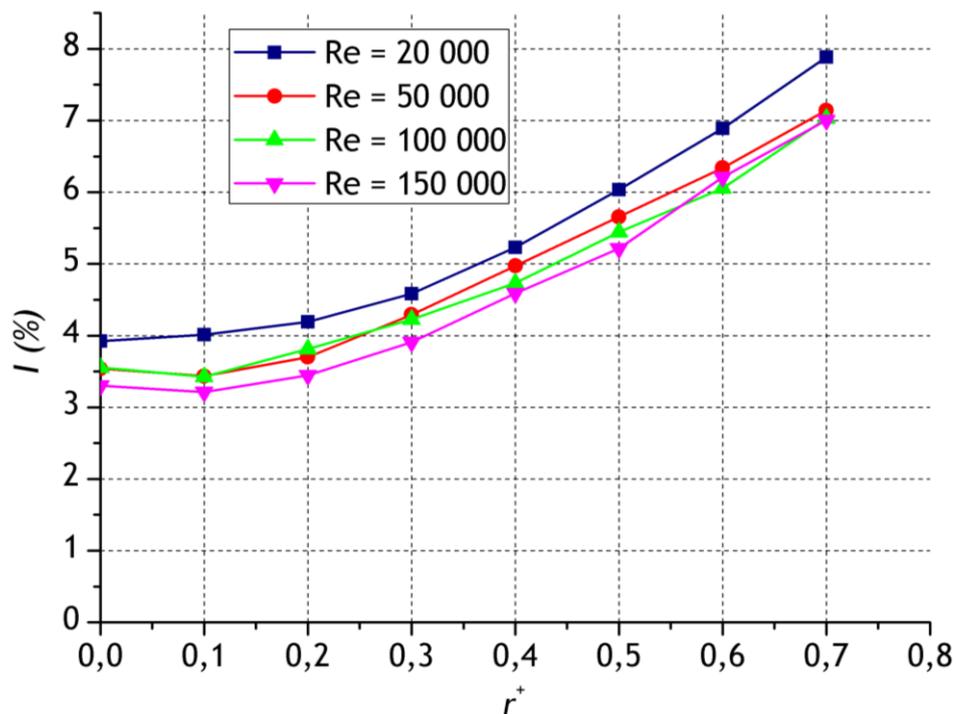


Figure 2-25 : comparaison entre les profils d'intensité turbulente sur le demi-rayon du conduit cylindrique obtenus dans BOREAL à différents nombres de Reynolds

Dans le conduit à section rectangulaire, la mesure du profil de la vitesse s'est effectuée uniquement sur l'axe y au centre du conduit, le but étant de vérifier brièvement la symétrie des profils selon cet axe, avec le fil chaud, et l'établissement de la vitesse en deux points différents de l'axe z , comme il est décrit en Figure 2-26. La composante y est adimensionnée par la demi-hauteur h (m).

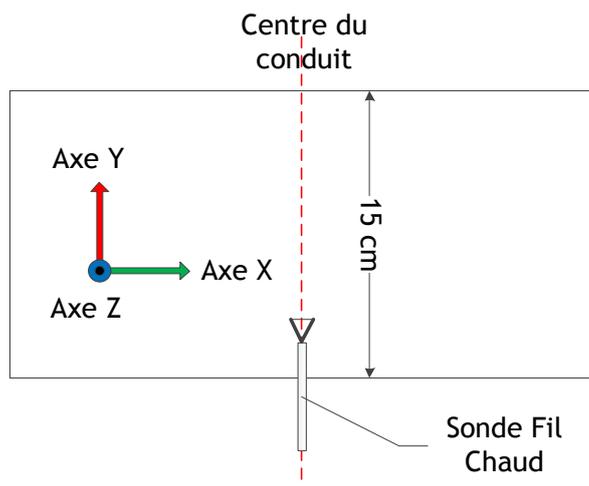


Figure 2-26 : schéma de mesure du profil de la vitesse dans le conduit rectangulaire

Le plan de campagne des mesures du profil de la vitesse dans ce conduit s'est déroulé pour plusieurs nombres de Reynolds : 35 000, 50 000 et 100 000 (Figure 2-27).

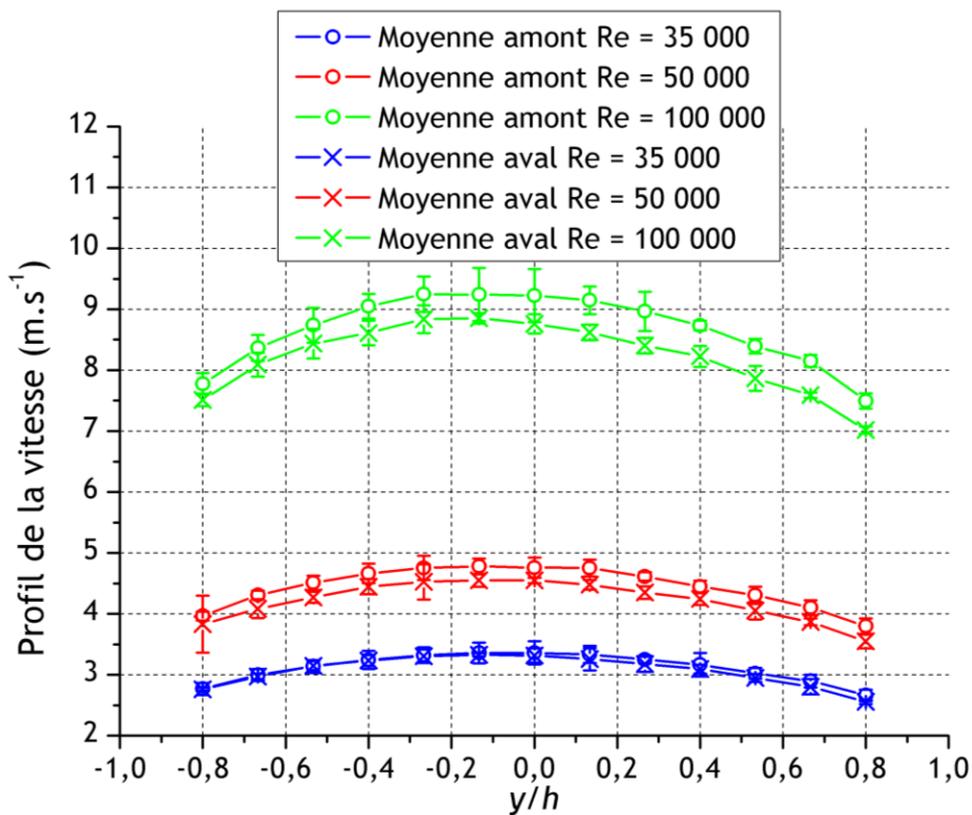


Figure 2-27 : profil de la vitesse au centre du conduit rectangulaire à différents nombres de Reynolds

Les profils de la vitesse sur l'axe y montrent qu'entre les points amont et aval encadrant l'injection les profils sont semblables. Néanmoins, les profils de la vitesse à un nombre de Reynolds de 100 000, entre les deux points de scrutation, montrent une diminution. Ce qui signifie que le profil axial de la vitesse est passé par un maximum avant de tendre vers une valeur asymptotique, comme le décrit Anselmet (2009). Dans le contexte décrit par cet auteur, les profils de la vitesse peuvent être considérés comme établis.

Les profils de l'intensité turbulente (calculée selon une seule composante de la vitesse), sur la hauteur du conduit à section rectangulaire sont présentés en Figure 2-28.

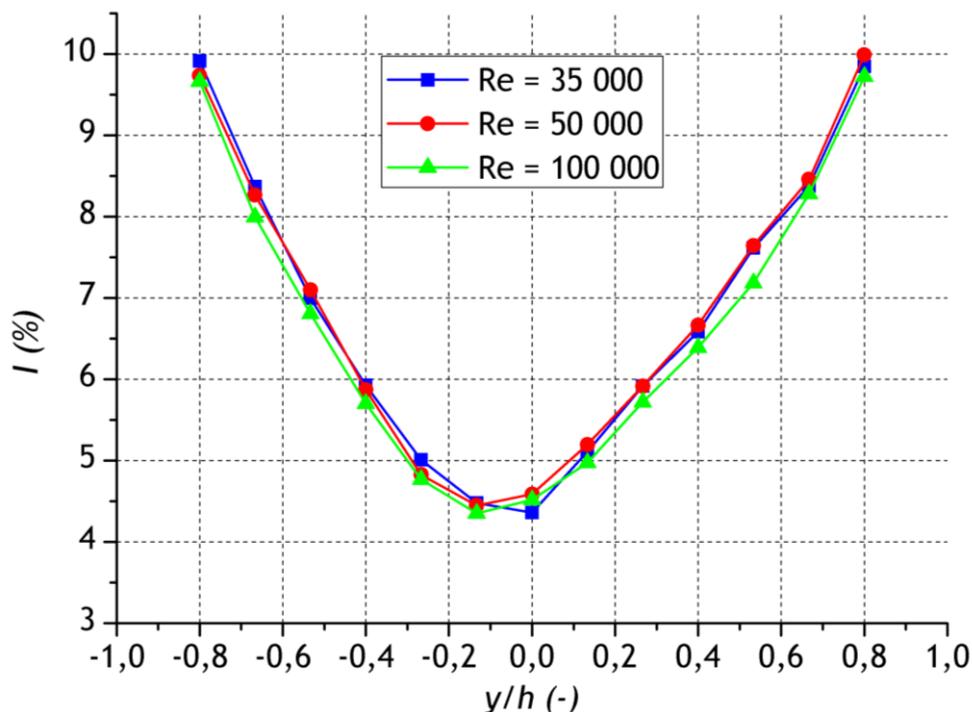


Figure 2-28 : comparaison entre les profils d'intensité turbulente sur la hauteur du conduit à section rectangulaire obtenus dans BOREAL à différents nombres de Reynolds

Si le développement des profils vers les bords du conduit montrent un léger effet du nombre de Reynolds sur l'intensité turbulente, la courbe verte liée au nombre de Reynolds 100 000 est en dessous des deux autres, il n'existe pas de tendance claire sur l'impact du nombre de Reynolds au centre du conduit.

2.5.4 Qualification de l'injection

Une première étape a été de caractériser la granulométrie des particules générées par l'atomiseur.

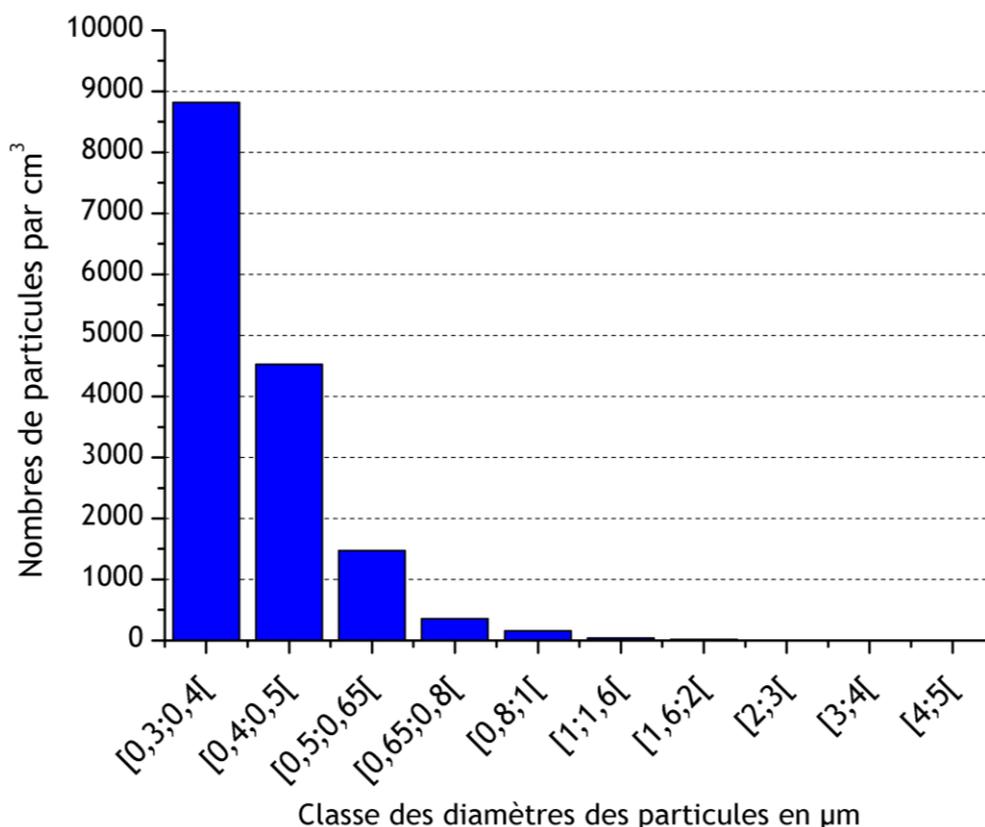


Figure 2-29 : granulométrie des particules générées par l'atomiseur

La Figure 2-29 montre que les particules de DEHS sont majoritairement inférieures à 1 µm. Le nombre de Stokes St , rapport entre l'énergie cinétique des particules et l'énergie dissipée par frottement avec le fluide, a été calculé afin de vérifier que les particules peuvent être considérées comme des traceurs de l'écoulement. Ce nombre adimensionnel est le rapport du temps de relaxation τ_p (s) sur le temps caractéristique τ_e (s) :

$$St = \frac{\tau_p}{\tau_e} \quad (2-7)$$

$$\tau_p = \frac{d_p^2 \cdot \rho_p}{18\mu_{air}} \quad \tau_e = \frac{d_c}{U_{inj}} \quad (2-8)$$

où ρ_p la masse volumique des particules de DEHS ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$), μ_{air} la viscosité dynamique du fluide en écoulement de l'air (Pa.s), d_p le diamètre des particules (m), U_{inj} la vitesse d'injection ($\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$), et d_c le diamètre de la canne d'injection (m).

En considérant le cas le plus défavorable, soit une vitesse au centre de $22,5 \text{ m.s}^{-1}$, correspondant au nombre de Reynolds le plus élevé de la grille d'essais établie, et le diamètre de la particule le plus grand, soit $2 \text{ }\mu\text{m}$. Le nombre de Stokes est égal à $5,12.10^{-2}$. Ce résultat très inférieur à 1, permet d'estimer les particules comme traceur de l'écoulement en sortie de la canne d'injection. Par ailleurs, la vitesse de sédimentation, qui se calcule par $\tau_p \cdot g$, avec g l'accélération de la pesanteur (m.s^{-2}), est très inférieure à la vitesse de l'écoulement en conduit.

Dans un second temps, et grâce aux profils de la vitesse de l'écoulement, la vitesse d'injection des particules dans l'écoulement peut être fixée. Une mesure PIV (Particle Image Velocimetry) en sortie de la canne d'injection a permis de vérifier le profil de la vitesse. Dans le conduit cylindrique, le traceur a été injecté au centre du conduit en isocinétisme local pour un écoulement avec un nombre de Reynolds 50 000.

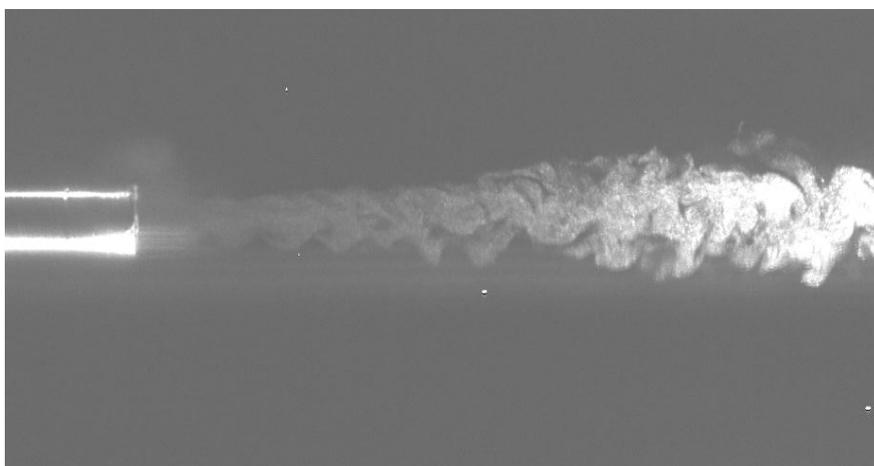


Figure 2-30 : image du jet de particules en sortie de canne

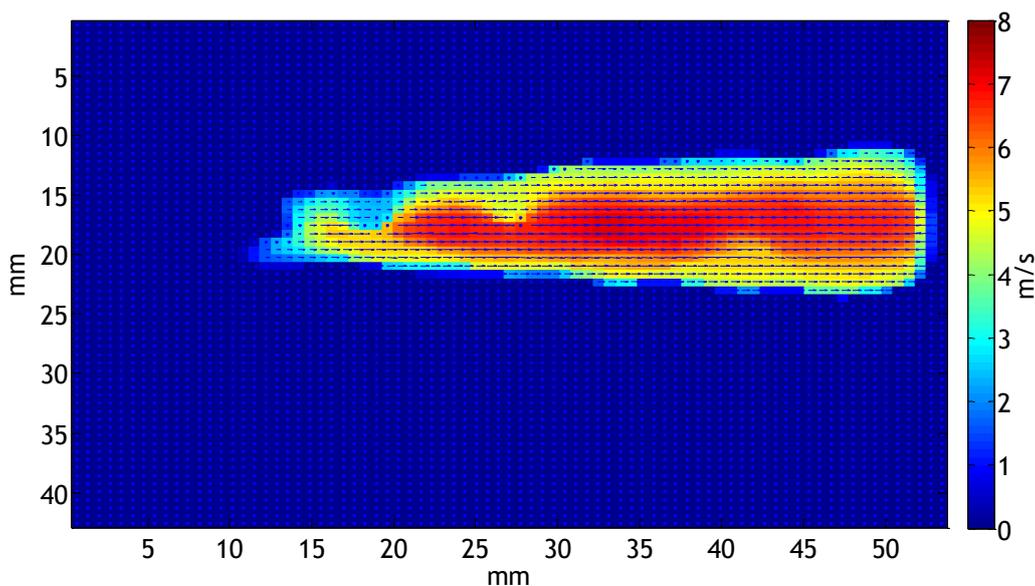


Figure 2-31 : profil de la vitesse en sortie de canne d'injection obtenue par PIV

La Figure 2-31 montre que le champ de la vitesse en sortie de canne d'injection est de l'ordre de 5 m.s^{-1} sur les bords du jet, et, au cœur du jet, la vitesse est entre 6 et 7 m.s^{-1} . Globalement, le débit fixé en amont de l'atomiseur permet de générer la vitesse souhaitée en sortie de canne d'injection.

2.6 Conclusion

BOREAL est une boucle aéraulique en aspiration dans laquelle un écoulement turbulent est généré. Ce banc peut accueillir deux géométries différentes de conduits (circulaire et rectangulaire), de diamètres hydrauliques équivalents. Les conduits ont été dimensionnés, par des pré-calculs numériques, pour respecter la longueur d'entrée nécessaire à l'établissement du profil de la vitesse dans le conduit. Le banc a également été conçu pour intégrer une technique de mesure optique, basée sur la diffusion de la lumière par des particules d'huile. Ces gouttes d'huile, plus fines qu'un micromètre, sont injectées dans le conduit par le tronçon d'injection de 2 m, interchangeable avec les autres tronçons du banc, permettant de bouger le point d'injection. A partir d'une mesure de la taille des particules et d'un calcul théorique, les particules injectées apparaissent comme des traceurs de l'écoulement.

Une qualification aéraulique a été entreprise en premier ressort dans les deux conduits, afin de contrôler les débits, ainsi que le nombre de Reynolds (paramètre de base retenu pour reproduire des écoulements représentatifs des installations nucléaires). Une scrutation du profil de la vitesse a permis de vérifier l'établissement de l'écoulement dans les deux conduits, avec une sonde anémoclinométrique et une sonde fil chaud. Cette étape importante donne une indication de la vitesse, ainsi que l'intensité turbulente, servant, par la suite, à fixer la vitesse de l'injection du traceur dans un écoulement turbulent établi, en un point considéré. Par ailleurs, des profils de coefficient de perte de charge linéaire ont été calculés à partir des mesures de pression en paroi, dans les deux conduits et ont été validés par les lois usuelles de la littérature (Blasius, Nikuradse et Colebrook).

Ce premier travail est poursuivi par la mise en œuvre et l'étalonnage de la méthode de mesure choisie lors de cette étude. Elle sera comparée avec une technique de mesure intrusive (par spectrométrie hélium).

3 METHODE DE MESURE DES DILUTIONS

Ce chapitre décrit le principe de la mesure optique employée, ainsi que tout le travail de traitement et de post-traitement associé, pour répondre à la problématique des longueurs de bon mélange.

3.1 Principe de la méthode de mesure

Le principe de la technique, mise en œuvre par Vauquelin (1992), est de quantifier la diffusion lumineuse d'un faisceau Laser, lorsque celui-ci est traversé par des fumées d'huile injectées à débit constant dans un écoulement d'air en conduit, et de la relier à une concentration. La mesure s'effectue donc à l'aide d'un système Laser-caméra CCD qui filme ces diffusions lumineuses, passant au travers de la ligne Laser et diffusant l'intensité lumineuse (Figure 3-1). L'idée est de retrouver la distribution de la concentration sur la section du conduit en un point à partir des profils de niveaux de gris obtenus sur chaque image, après traitement de l'image et post-traitement des niveaux de gris.

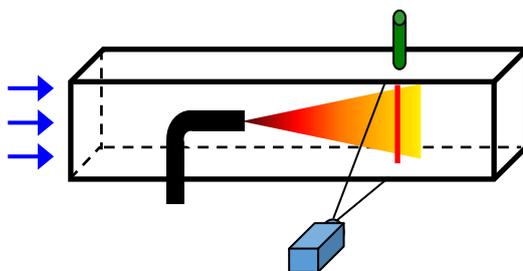


Figure 3-1 : schéma de principe du diagnostic Laser

Le système Laser-caméra est disposé sur un banc optique mobile qui permet à l'utilisateur de manipuler à la fois la caméra et le Laser sans changer les réglages et les configurations initiales, notamment l'alignement dans le même plan des deux composants.

Pour cette étude, un Laser Hélium-Néon (He-Ne) d'une stabilité en puissance de 0,2 %, pour éviter au maximum les fluctuations d'éclairement du faisceau, a été sélectionné. L'appareil a une longueur d'onde de 632 nm et une puissance de 1 mW, le classant dans la catégorie des Lasers de classe 2.

La caméra CCD est munie d'un capteur de résolution de 1628 x 1236 pixels et peut acquérir 20 images par secondes, au maximum. Pendant les mesures, le gain de la caméra est unitaire et le diaphragme est ouvert à son maximum. Le but de la mesure est d'obtenir une image moyenne d'intensité lumineuse sur une section de conduit pour en déduire le champ de concentration moyen.

Le banc optique mobile présente une structure en profilé en aluminium sur roulettes de 1 m de hauteur, 1 m de longueur et 78 cm de profondeur. Le Laser est placé à la distance focale de la Camera CCD et tous deux sont solidarisés sur un même bras. Celui-ci se déplace à l'aide d'une platine motorisée (Figure 3-2), ce qui facilite la répétabilité des mesures, notamment dans le conduit à section rectangulaire. Le moteur est piloté par une routine définie par l'utilisateur et différentes positions peuvent être mémorisées. Un point de référence (bouton poussoir en rouge, Figure 3-2) est prédéfini : par exemple le centre du cylindre, et deux déplacements sont possibles, par exemple plus ou moins 1 cm (boutons poussoir en vert, Figure 3-2).

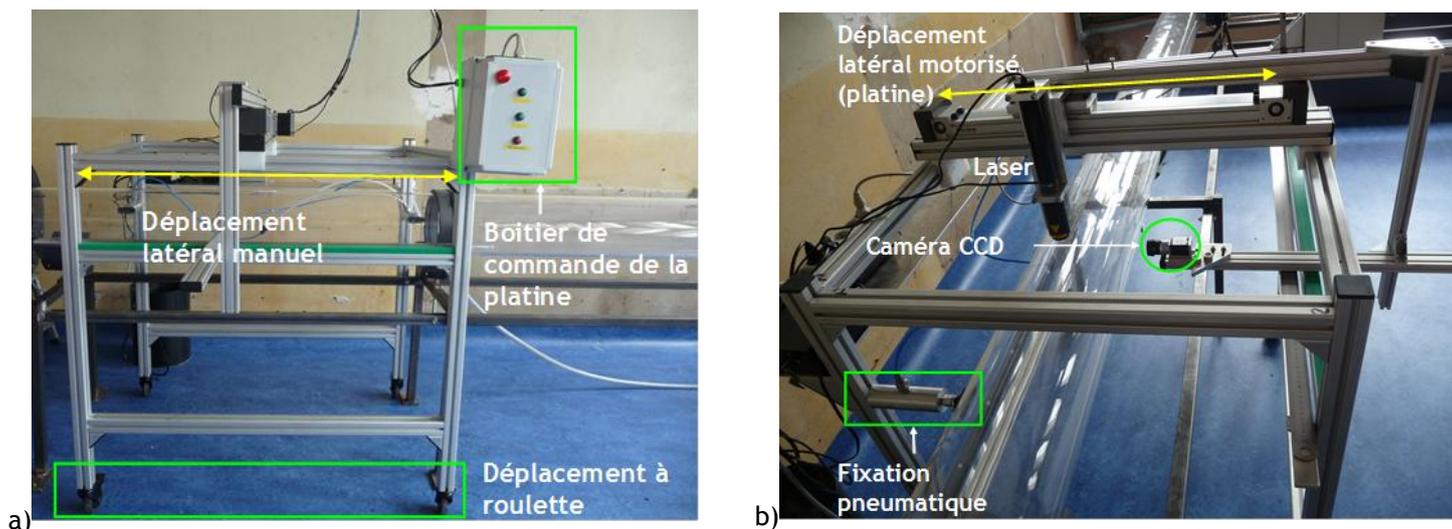


Figure 3-2 : photos de face du chariot - a) de profil ; b) de face

Sur la longueur du chariot, un déplacement manuel permet d'effectuer des mesures en plusieurs points du conduit sans la nécessité de déplacer le chariot en chacun de ces points. Le chariot est solidarisé à la tubulure via deux fixations pneumatiques.

3.2 Traitement des images brutes

3.2.1 Programme d'analyse d'images

Un programme a été développé en langage C++ pour que le traitement des images s'effectue pendant leur acquisition, dans l'environnement Matrox Imaging 9. Concrètement, le programme séquence en images la vidéo obtenue en un point de mesure par la caméra CCD (Figure 3-3). Le degré d'intensité lumineuse capté par la caméra CCD se traduit en niveaux de gris, jusqu'à 256 sur un pixel. L'utilisateur peut choisir le nombre de colonnes de pixels encadrant l'intensité lumineuse diffusée au passage des particules, dit de « zone d'intérêt ». La moyenne temporelle est ensuite déduite en niveaux de gris pour chaque image acquise en un même point de mesure.

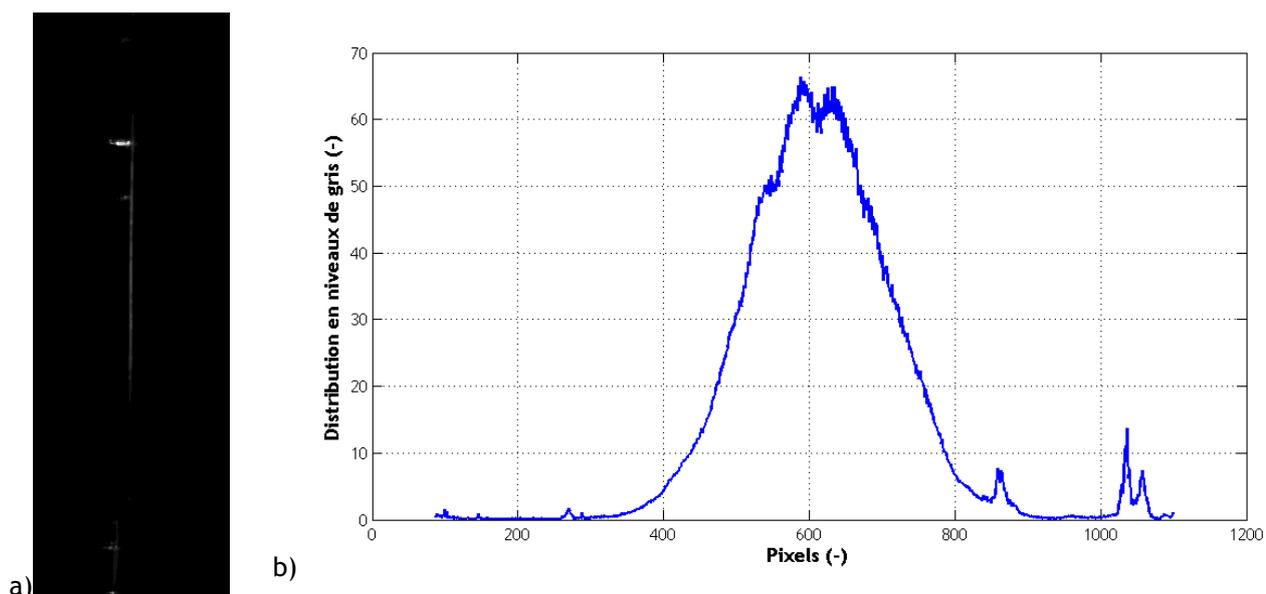


Figure 3-3 : a) image obtenue dans le cylindre avec la caméra CCD ; b) profil moyen en niveaux de gris le long de la ligne Laser

La Figure 3-4 est un schéma d'exemple du processus pour quatre images acquises : trois colonnes de pixels sont considérées pour encadrer les diffusions lumineuses du Laser sur quatre images. Les colonnes de chaque image sont réunies respectivement dans trois images virtuelles. Le programme calcule ensuite la moyenne en niveaux de gris sur chaque ligne de pixels des images virtuelles. Le résultat s'exprime selon une courbe qui décrit le profil de niveaux de gris moyen sur la section (Figure 3-3).

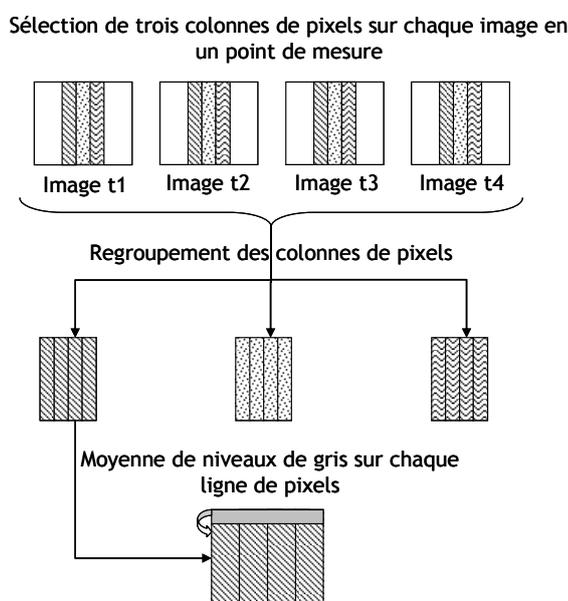


Figure 3-4 : schéma du processus de traitement d'image du programme

Au préalable à ce traitement, chaque image passe par deux étapes successives de correction et de calibration.

3.2.2 Correction de l'image

Cette étape correspond à un réajustement des niveaux de gris sur l'image, la valeur de base mesurée par le diagnostic optique. Cette correction consiste à prendre en compte l'atténuation des niveaux de gris liée à la géométrie des conduits, phénomène beaucoup plus prégnant avec le conduit cylindrique. De plus, la caméra CCD est munie d'un objectif grand angle afin de rapprocher au plus près l'appareil de la scène d'observation, soit la ligne Laser traversant le conduit, ce qui implique un effet dit de « vignettage », qui se traduit par un assombrissement des pixels en périphérie de l'image.

Pour évaluer la correction à apporter à ces différents biais, un écran blanc uniformément lumineux sur toute sa surface a été disposé à l'endroit précis traversé par le faisceau Laser et positionné dans le même sens de polarité que le Laser, vérifié à l'aide d'un polariseur : dans le cas cylindrique, un tronçon découpé a été mis en œuvre pour apposer l'écran blanc sur le diamètre du conduit (Figure 3-5-a) ; dans le cas rectangulaire, il n'était pas possible d'intégrer l'écran blanc, une plaque en PMMA, de nature identique au conduit, a donc été disposé entre la caméra et l'écran blanc aligné avec le Laser (Figure 3-6-a)).

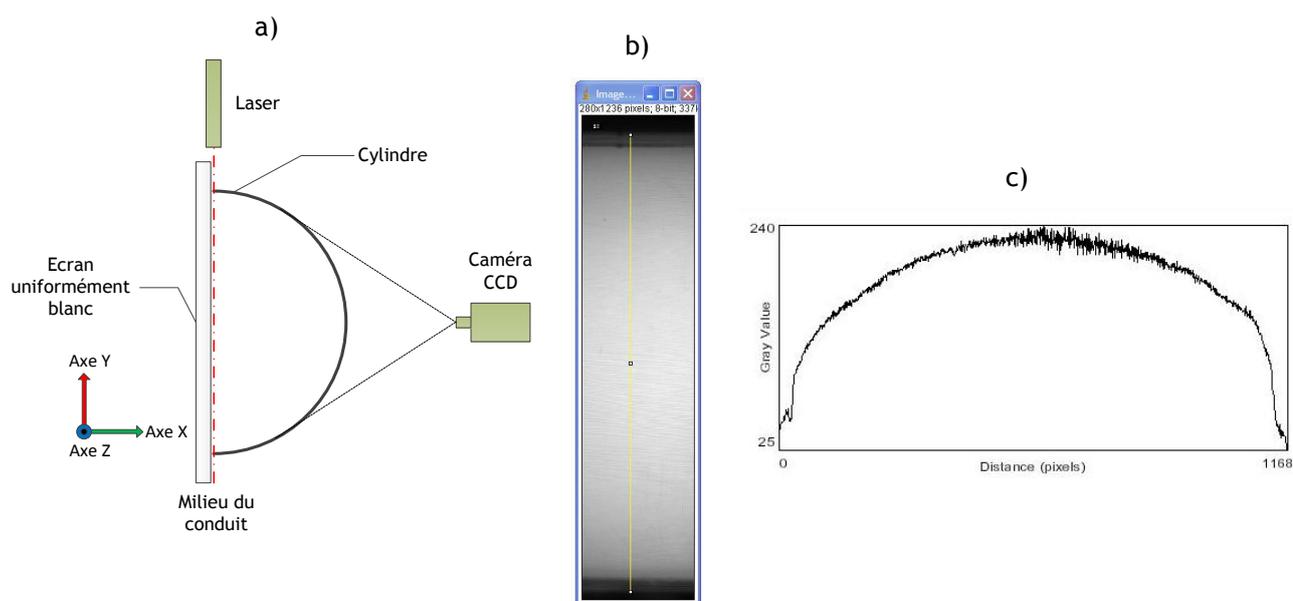


Figure 3-5 : a) positionnement de l'écran uniformément blanc dans le cylindre ; b) image de référence obtenue dans le cylindre ; c) profil en niveaux de gris obtenu à partir du tracé jaune dans l'image de référence

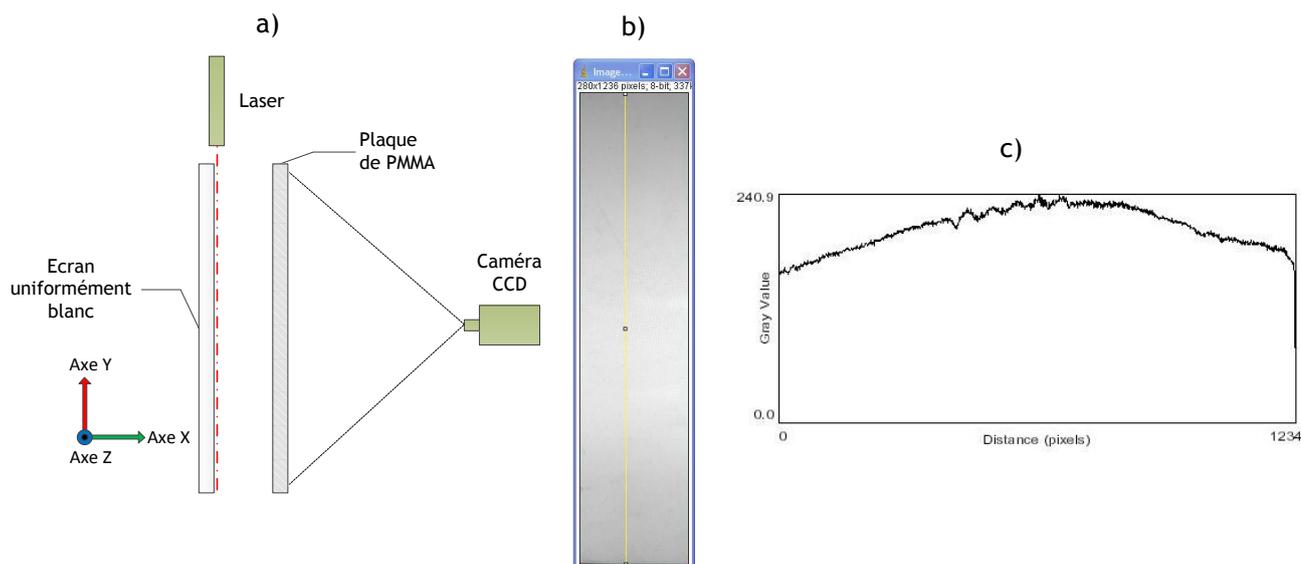


Figure 3-6 : a) positionnement de l'écran uniformément blanc pour le cas rectangulaire ; b) image de référence obtenue ; c) profil en niveaux de gris obtenu à partir du tracé jaune dans l'image de référence

Les Figure 3-5-c) et Figure 3-6-c) montrent les profils atténués par le cumul des phénomènes expliqués auparavant. Ces images obtenues, et moyennées sur une vingtaine d'images, sont ensuite considérées comme des images de référence qui vont servir à rétablir les niveaux de gris sur l'image brute. Le calcul de l'image corrigée est explicité ci-dessous (3-1) :

$$\text{Image}_{\text{corrigée}} = \text{Gain} \cdot \frac{\text{Image}_{\text{brute}} - \text{Image}_{\text{thermique}}}{\text{Image}_{\text{référence}} - \text{Image}_{\text{électrique}}} \quad (3-1)$$

Le gain est déterminé par le niveau de gris maximal obtenu sur l'image de référence. Cette opération, dite « Flatfield », est effectuée sur chaque image acquise.

Le bruit électrique est généré par la quantification des électrons lors d'un temps d'exposition court du capteur aux photons. Le bruit thermique se caractérise par des « pixels chauds » lors d'une longue exposition du capteur aux photons. Deux images noires de référence sont obtenues en obstruant l'objectif par son capuchon avec des temps d'exposition court et long et sont ensuite intégrées dans l'équation (3-1).

3.2.3 Calibration de l'image

Un autre effet de l'objectif est d'arrondir l'image sur les extrémités. Cette distorsion fait donc l'objet d'une calibration. Une mire à damier noir et blanc est insérée dans chacun des deux conduits. Les cercles noirs contrastent avec le fond blanc et, à l'aide d'une fonction de calibration qui détecte les centres des cercles noirs dans le logiciel d'analyse d'images Matrox Imaging 9, les pixels sont redressés pour les aligner dans le même plan (Figure 3-7) :

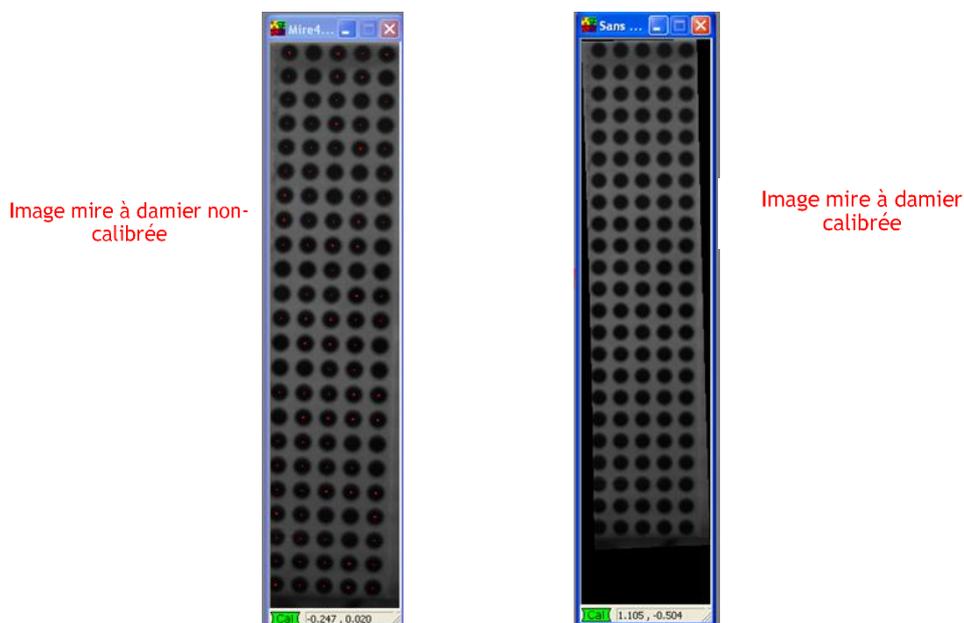


Figure 3-7 : comparaison de la mire avant et après calibration

Cette étape du traitement d'images vient après la correction de l'image et intervient avant le calcul de moyenne du profil en niveaux de gris expliqué au préalable.

Les Figure 3-8 et Figure 3-9 suivantes résument les étapes successives du traitement d'images sur le profil de niveau de gris.

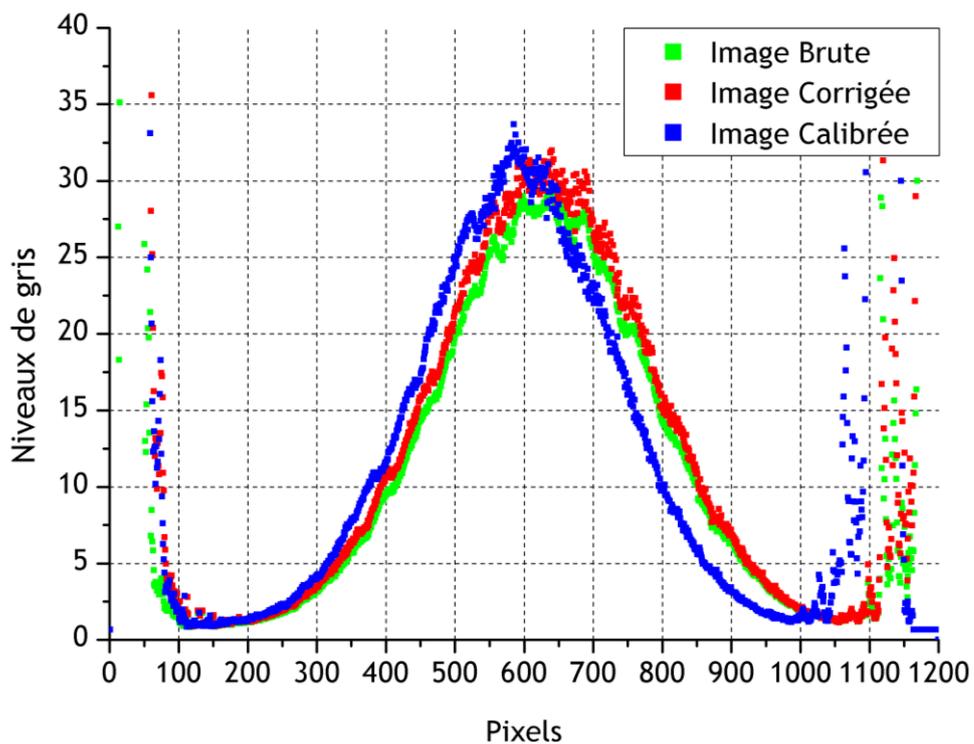


Figure 3-8 : traitement du profil brut vers le profil final après correction en niveaux de gris et calibration de l'image dans le conduit cylindrique

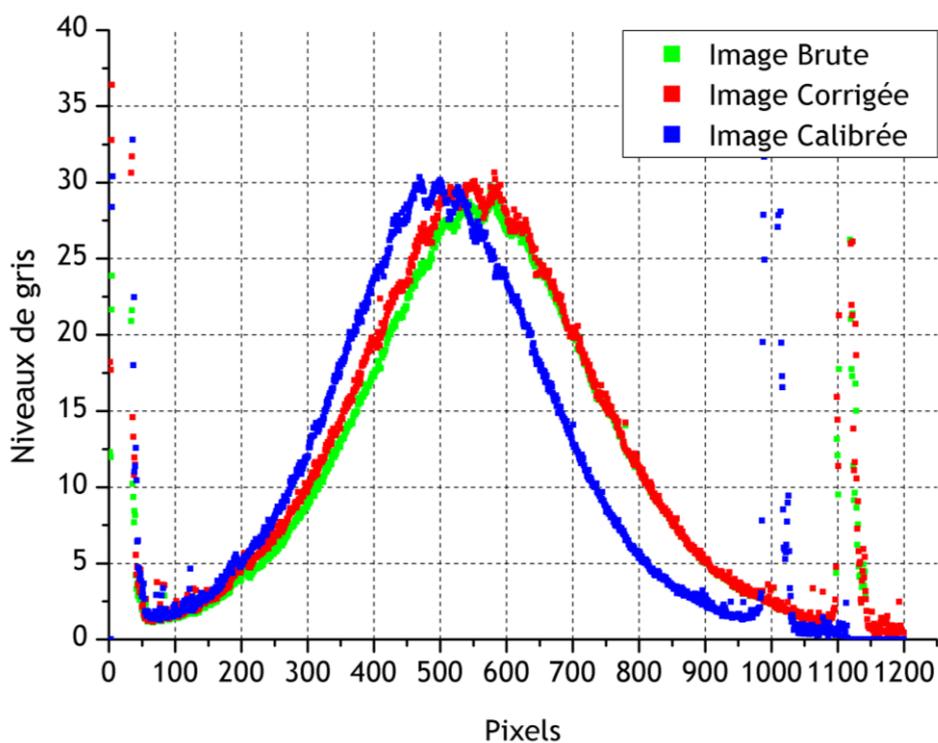


Figure 3-9 : traitement du profil brut vers le profil final après correction en niveaux de gris et calibration de l'image dans le conduit rectangulaire

Sur les profils des images brutes, les niveaux de gris sont importants sur les pixels entre 0 et 100, et entre 1 100 et 1 200. Ceci caractérise l'entrée et la sortie du faisceau Laser du conduit, générant ainsi de la luminosité parasite. Dans tous les profils acquis, ces parties du signal sont systématiquement coupées.

A noter que le phénomène de calibration change le positionnement des pixels sur l'image. Cette calibration est effectuée après chaque modification du système Laser-caméra, que ce soit pour observer sur un autre axe du cylindre (mesure après le coude) ou pour observer dans le conduit à section rectangulaire. Après chaque nouvelle calibration, une mire graduée est insérée dans le conduit afin de définir une référence.

3.3 Post-traitement des images calibrées

Ce paragraphe décrit la conversion entre niveau de gris sur les images obtenues et concentration. L'utilisateur récupère une matrice en niveaux de gris qui traduit la zone d'intérêt encadrant les diffusions lumineuses. Cette zone d'intérêt est systématiquement réduite à une ligne qui regroupe tous les coefficients maximaux de cette matrice, représentant l'intensité lumineuse la plus forte, soit la ligne laser. En parallèle, les pixels sont convertis en centimètres grâce à une mire graduée insérée au préalable dans chacun des conduits.

3.3.1 Ajustements des profils

Avant de convertir les profils de niveaux de gris en profils de concentration, les signaux font l'objet de plusieurs opérations. Dans un premier temps, le bruit de fond des images et les intensités lumineuses sont soustraites à l'image de base. Etape d'autant plus importante lorsque la dilution du traceur est très forte, soit lorsque le système Laser-caméra est loin de l'injection. Le temps d'obturation de la caméra est augmenté pour amplifier les signaux très faibles, ce qui amplifie également les éventuels reflets lumineux. L'amplification du signal par l'augmentation du temps d'obturation est linéaire : pour une position donnée, des profils acquis à deux temps d'obturation différents montrent que le rapport des deux temps constitue le facteur d'amplification.

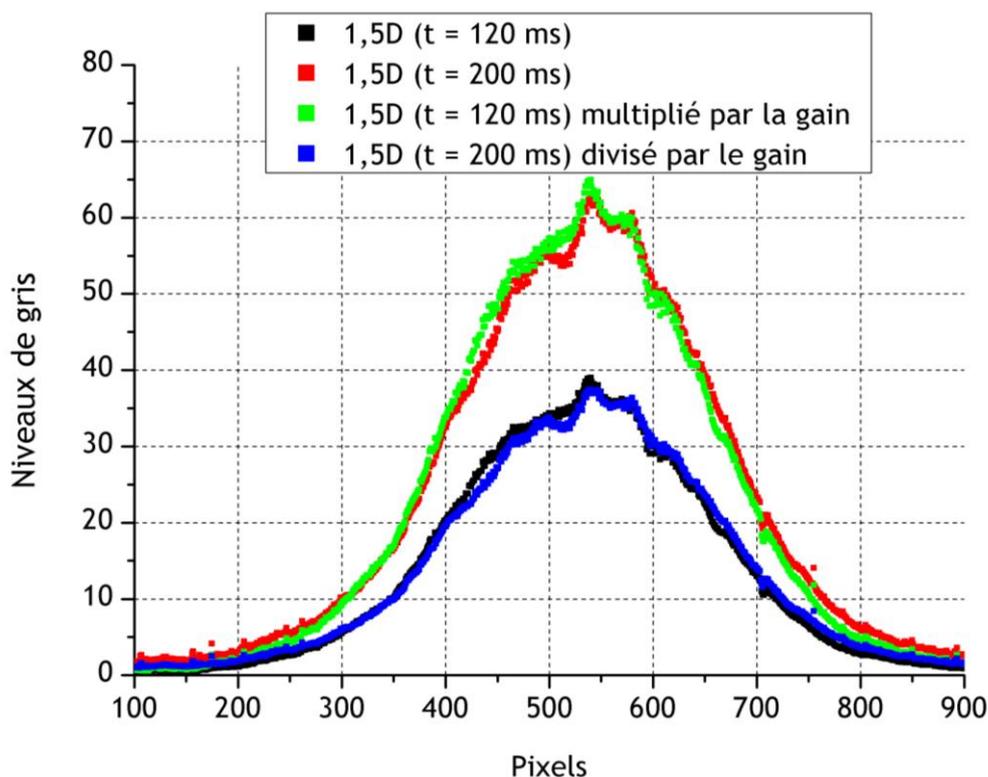


Figure 3-10 : exemple de l'impact de l'amplification du signal sur les niveaux de gris en un point donné en aval de l'injection pour deux temps d'obturation différents : 120 et 200 ms

3.3.2 Rapport de dilution

Le diagnostic optique offre des avantages par rapport aux techniques de mesure intrusives, notamment la rapidité d'exécution des mesures et la quantité d'informations obtenues sur une ligne. Cependant, la technique employée mesure un niveau de gris sur une image et il est nécessaire de lier le niveau de gris Ng (-) avec le niveau de concentration C ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$). Etant donné que la génération de particules d'huile varie en fonction du débit d'injection imposé, il est difficile de caractériser la concentration à l'injection pour chaque configuration étudiée. Pour pallier cet obstacle, il a été décidé de raisonner en valeur relative à l'aide d'une mesure à l'injection en niveaux de gris, équivalent à la concentration maximale C_{max} ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$). L'idée est de déterminer un niveau de gris seuil Ng_{max} (-), en déterminant la valeur médiane en niveaux de gris en sortie d'injection, qui adimensionne chaque profil en aval de l'injection (équation (3-2)) :

$$\frac{C}{C_{max}}\left(\frac{z}{D}\right) = \frac{Ng\left(\frac{z}{D}\right)}{Ng_{max}} \quad (3-2)$$

avec z/D la position adimensionnée en aval de l'injection.

Cette méthode de conversion de niveaux de gris en concentration suppose un comportement linéaire entre les deux quantités. Cette assertion est vérifiée plus loin dans le mémoire, lorsque cette technique de mesure est confrontée à un autre système de mesure intrusif. La mesure à l'injection est effectuée au moins deux fois pour encadrer les autres mesures d'un essai, afin de contrôler la stabilité de l'injection, Ng_{max} est vérifié en début et en fin d'essai.

A partir de ces deux mesures à l'injection moyennées, un niveau de gris seuil est déterminé à un temps d'obturation donné, comme illustré en rouge sur la Figure 3-11.

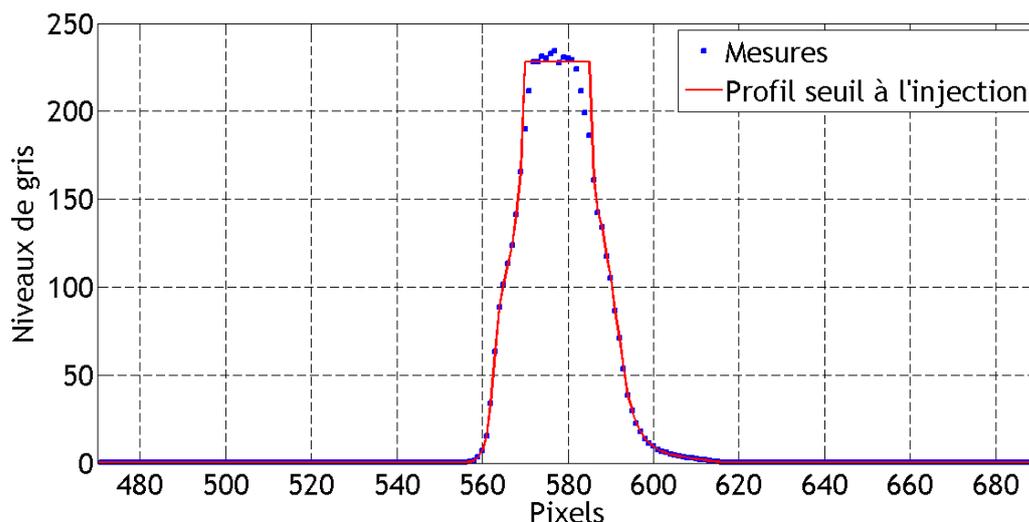


Figure 3-11 : exemple de profil seuil en niveaux de gris à l'injection

Le temps d'obturation de la caméra CCD est toujours positionné en-dessous de la saturation (255 Ng), lors d'une mesure à l'injection.

A partir de l'équation (3-2) et des données expérimentales de débits d'injection q_{inj} ($m^3.s^{-1}$) et d'écoulement $Q_{éc}$ ($m^3.s^{-1}$), le profil de concentration adimensionné par la concentration homogène C_H ($kg.m^{-3}$) est obtenu par l'équation (3-3) :

$$\frac{C}{C_H} \left(\frac{z}{D} \right) = \frac{Ng \left(\frac{z}{D} \right)}{Ng_{max}} \cdot \frac{Q_{éc}}{q_{inj}} \quad (3-3)$$

3.3.3 Correction de l'atténuation

Lors des mesures de concentration, un phénomène d'atténuation du signal a été rencontré. Considérant une injection au centre du conduit, les profils obtenus à plus de 10 D de l'injection ont une tendance à être dissymétriques, c'est-à-dire que le signal est plus élevé sur le bord d'attaque du faisceau Laser sur le conduit que sur le bord de sortie du conduit. Ceci a été remarqué lorsqu'en champ lointain les profils n'étaient plus gaussiens. Pour vérifier cette hypothèse d'atténuation du signal, en situation normale (configuration initiale) le Laser est orienté selon l'axe y avec un faisceau allant du haut vers le bas (Figure 3-12), puis le système a été inversé pour que le Laser soit dirigé du bas vers le haut (Figure 3-13).

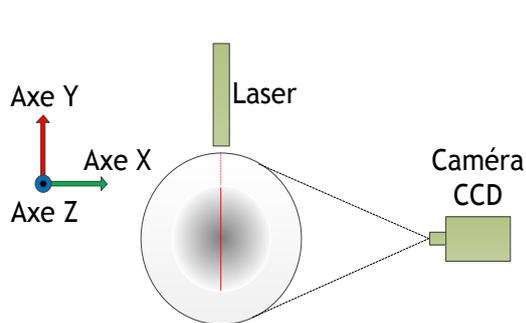


Figure 3-12 : configuration initiale du système Laser-caméra

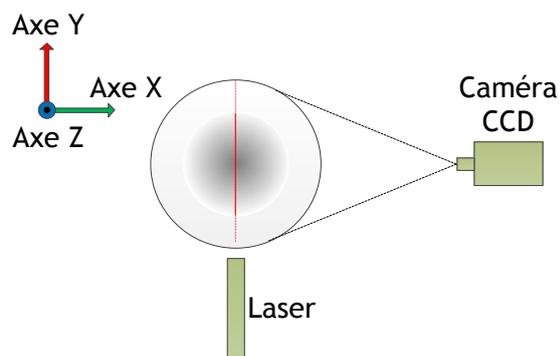


Figure 3-13 : configuration inversée du système Laser-caméra

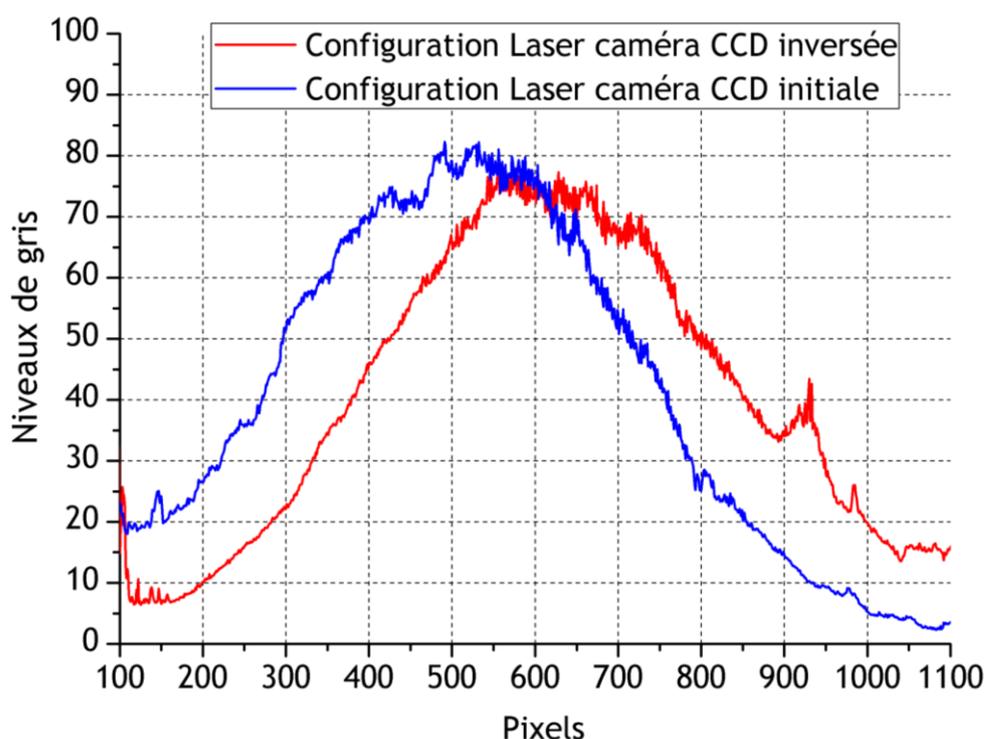


Figure 3-14 : comparaison entre des profils de niveaux de gris pour les deux configurations respectives système Laser-caméra

Le profil obtenu en configuration initiale et celui obtenu en configuration renversée montrent bien que ce phénomène est indépendant des conditions de mesure. L'hypothèse émise est que ce phénomène peut se redresser par une loi d'extinction, analogue à celle de Beer-Lambert :

$$I_{atténuée}(i) = I_{incidente} \cdot e^{-(\beta \cdot i)} \quad (3-4)$$

avec $I_{atténuée}$ l'intensité lumineuse atténuée, $I_{incidente}$ l'intensité lumineuse entrant dans le conduit, β le coefficient d'atténuation (m^{-1}) et i l'indice de position à partir de l'entrée du faisceau dans le domaine (m), soit le nuage de particules.

L'intensité lumineuse est identifiable par les profils de niveaux de gris, en revanche, le coefficient d'atténuation β est à déterminer. Ce coefficient dépend de la longueur d'onde du faisceau lumineux, qui est ici constant et égal à 632 nm, et du milieu qu'il traverse.

Par conséquent, β ne dépend que de la concentration en traceur contenu dans l'écoulement. Afin de déterminer la valeur de β en fonction de cette concentration, des mesures ont été réalisées dans le conduit rectangulaire en injectant les particules en entrée de conduit et en traçant des profils au bout des 15 m de conduit droit de BOREAL, dans le but de considérer le traceur en concentration homogène. Le débit d'injection a été fixé, tandis que le débit d'écoulement a été modifié de manière à obtenir plusieurs concentrations homogènes en un point de mesure. Les profils montrent bien une décroissance du signal entre l'entrée et la sortie du Laser dans le conduit, alors que celui-ci devrait être quasiment uniforme. Pour chaque mesure, l'équation (3-4) a été retournée pour calculer β en fonction de $I_{atténuée}$ et $I_{incidente}$ (équation (3-5)):

$$\beta = -\frac{1}{i} \cdot \ln \left(\frac{I_{incidente}}{I_{atténuée}} \right) \quad (3-5)$$

Sur chaque mesure, β est calculé à partir de l'équation (3-5) et est moyenné sur tout le profil. A défaut d'avoir une tendance claire entre le coefficient β et l'évolution du niveau de gris, cette procédure a permis d'évaluer l'ordre de grandeur de l'atténuation :

$$0,0004 \text{ m}^{-1} \leq \beta \leq 0,001 \text{ m}^{-1} \quad (3-6)$$

Compte tenu des résultats obtenus et du fort taux de dilution au niveau des points de mesures considérés, se caractérisant par une faible variation de niveaux de gris, l'hypothèse d'utiliser une valeur de β constante a été retenue pour « symétriser » les profils atténués. La Figure 3-15 montre un exemple de profil redressé par un coefficient β constant de $0,0007 \text{ m}^{-1}$.

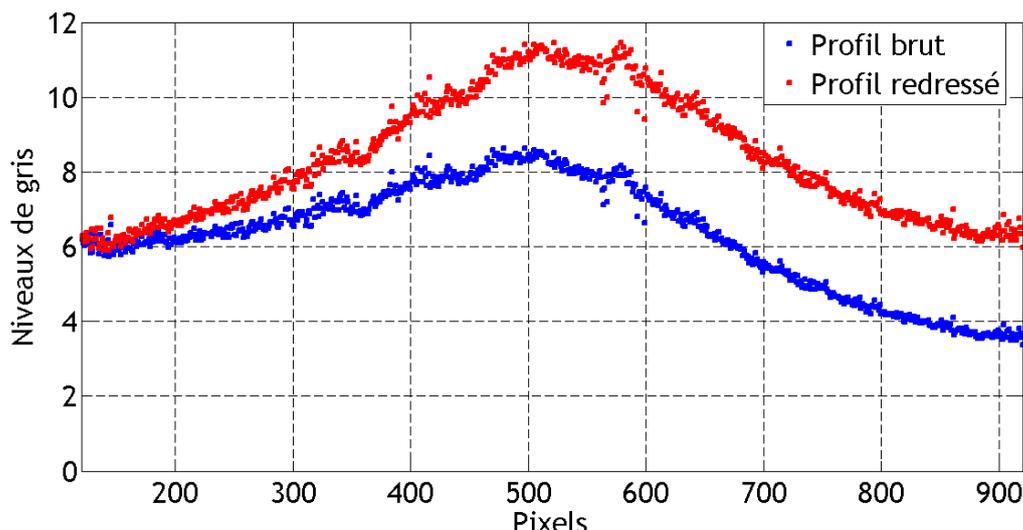


Figure 3-15 : exemple de profil redressé en rouge obtenu dans le conduit rectangulaire à 30D de l'injection pour un $\beta = 0,0007 \text{ m}^{-1}$

Ce redressement du signal par hypothèse de « symétrisation » peut augmenter de quelques niveaux de gris le niveau de gris réel au cœur du conduit. Cette approche implique de considérer une erreur sur l'estimation du niveau de gris en ce point.

3.4 Incertitude liée à la méthode de mesure

Le paragraphe précédent décrit le cheminement de la technique de mesure qui calcule une concentration adimensionnée à partir d'un rapport de niveau de gris des images obtenues par une caméra CCD. Trois grandes sources d'incertitudes sont à noter : la mesure en niveau de gris, les mesures de débits d'injection et d'écoulement. L'incertitude sur le rapport de dilution est une incertitude composée de type A (équation (3-7)) :

$$\frac{u(c/c_H)}{c/c_H} = \sqrt{\left[\frac{u(Ng)}{Ng}\right]^2 + \left[\frac{u(Ng_{\max})}{Ng_{\max}}\right]^2 + \left[\frac{u(Q_{éc})}{Q_{éc}}\right]^2 + \left[\frac{u(q_{inj})}{q_{inj}}\right]^2} \quad (3-7)$$

3.4.1 Incertitude liée à la mesure du niveau de gris

La principale incertitude de cette méthode est le niveau de gris lié à chaque pixel de l'image. Il est difficile d'estimer la sensibilité du capteur CCD. Cependant, lors de la correction, les biais potentiels que sont les bruits thermique et électrique, intrinsèques au capteur CCD, sont retirés des niveaux de gris bruts. De plus, compte tenu de la méthode d'intégration de la mesure en niveau de gris sur un grand nombre d'images, il est acceptable d'estimer l'incertitude $u(Ng)$ de l'ordre d'un niveau de gris.

L'incertitude liée au seuil de niveau de gris à l'injection, $u(Ng_{\max})$, est évaluée à partir de l'écart entre la valeur maximale en niveau de gris à l'injection et le seuil médian calculé, de l'ordre de 10 Ng de manière générale.

Enfin, dans le cas de l'erreur commise par l'hypothèse d'un coefficient d'atténuation constant au centre du profil, celle-ci est estimée en déterminant l'écart enveloppe entre le profil atténué et le profil redressé en un même point, soit de l'ordre de 5 Ng.

3.4.2 Incertitude liée aux mesures de débits

Le débit d'écoulement $Q_{éc}$ est calculé à partir de la différence de pression à la bride du diaphragme à l'aspiration et par la relation (2-1) donnée par la norme NF X 10-231. L'incertitude $u(Q_{éc})$ est liée à l'incertitude sur la mesure de pression :

$$\left[\frac{u(Q_{éc})}{Q_{éc}} \right]^2 \cong \left[\frac{u(\Delta P_{dia})}{\Delta P_{dia}} \right]^2 \quad (3-8)$$

avec $u(\Delta P_{dia})$ déterminé principalement à partir de l'étalonnage de l'appareil et de l'erreur de lecture.

Le contrôle du débitmètre massique et son étalonnage sont les principales sources d'erreur à prendre compte pour déterminer $u(q_{inj})$.

En définitive, l'incertitude totale en un point de mesure, lors d'un essai, est définie par la relation suivante :

$$\frac{u(c/c_H)}{c/c_H} (z/D) = \sqrt{\left[\frac{1}{Ng(z/D)} \right]^2 + \left[\sqrt{\left(\frac{1}{Ng_{max}} \right)^2 + \left(\frac{10}{Ng_{max}} \right)^2} \right]^2 + \left[\frac{u(\Delta P_{dia})}{\Delta P_{dia}} \right]^2 + \left[\frac{u(q_{inj})}{q_{inj}} \right]^2} \quad (3-9)$$

3.5 Validation de la technique de mesure optique

Dans le paragraphe 3.2, il a été admis que la concentration est une fonction linéaire du niveau de gris obtenu sur les images. Ce paragraphe vérifie cette hypothèse en confrontant la méthode Laser par une méthode de traçage gazeux.

Le SCA est spécialisé dans les techniques de traçage gazeux et particulaire. Ce service a en particulier à sa disposition des spectromètres de masse permettant d'accéder à la concentration d'hélium présent dans un gaz. Les mesures se réalisent à l'aide d'une sonde qui est reliée à l'appareil. Les molécules du gaz sont ionisées et, en libérant leurs charges positives, elles donnent naissance à un courant électrique proportionnel à la concentration en hélium.

Un étalonnage sert à convertir la tension mesurée en concentration, impliquant un choix approprié d'étalons et donc une estimation a priori de la gamme de concentration qui sera mesurée. Il est nécessaire d'effectuer des étalonnages réguliers de manière à prendre en compte la dérive de l'appareil au cours des mesures.

Cette confrontation entre les deux méthodes a été réalisée dans les deux conduits. Dans le conduit cylindrique, le nombre de Reynolds a été fixé à 50 000 avec une injection axisymétrique et en isocinétisme local.

La Figure 3-16 compare les profils de concentration adimensionnée par la concentration homogène obtenus par la méthode Laser et la méthode par traçage sur le diamètre du conduit, adimensionnée par le rayon R (m), à $7D$ de l'injection. C'est à cet endroit qu'un point d'insertion a été ajouté au conduit cylindrique.

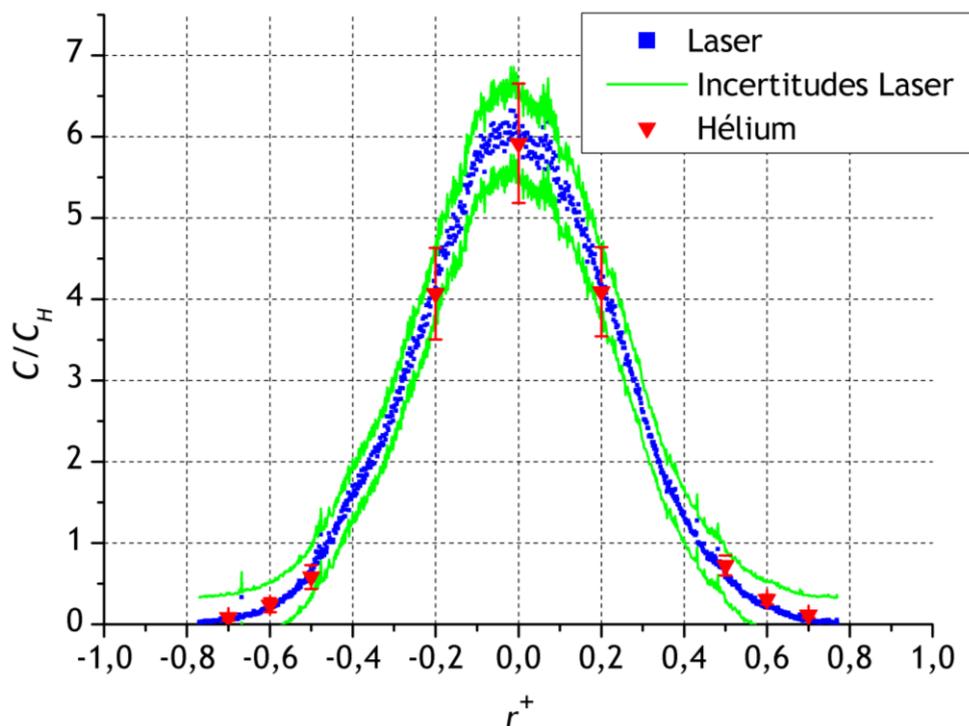


Figure 3-16 : confrontation entre la méthode Laser (en bleu) et la méthode par traçage hélium (en rouge) dans le conduit cylindrique à $7D$ de l'injection

Les résultats montrent une assez bonne concordance entre les deux méthodes de mesure. Par ailleurs, la Figure 3-16 illustre bien l'avantage de la technique optique qui offre une information sur tout le diamètre du conduit eu égard à la méthode par traçage hélium qui nécessite de déplacer la sonde le long du diamètre. Cette comparaison valide également l'hypothèse de linéarité entre niveaux de gris et concentration.

Une autre confrontation a été menée dans les mêmes conditions d'écoulement et d'injection dans le conduit rectangulaire, pour un point de mesure à $30D$ de l'injection (Figure 3-17), à l'aide d'un point de piquage.

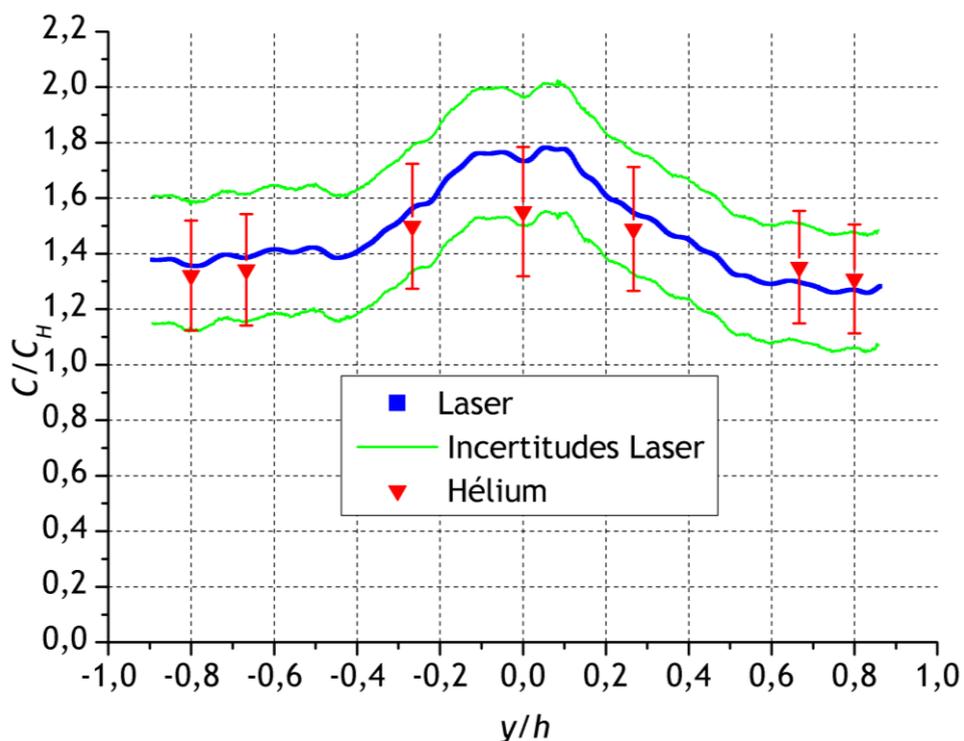


Figure 3-17 : confrontation entre la méthode Laser, après redressement du signal, (en bleu) et la méthode par traçage hélium (en rouge) dans le conduit rectangulaire à 30D de l'injection

La Figure 3-17 confronte les résultats de concentration entre la technique intrusive et la non-intrusive sur l'axe vertical du conduit rectangulaire adimensionné par la demi-hauteur h (m). Les résultats entre la méthode de mesure intrusive et la méthode laser sont concordants, et confortent la méthode de redressement du signal.

3.6 Conclusion

Cette méthode optique, basée sur le phénomène de la diffusion lumineuse de particules en passant au travers d'une source lumineuse ponctuelle, n'a jamais été employée pour mesurer de fort taux de dilution, à notre connaissance. La confrontation avec la technique par traçage hélium, intrusive et plus classique, donne des résultats concordants et valide plusieurs hypothèses émises lors de la mise en œuvre du banc expérimental et la technique de mesure. Tout d'abord, le comportement des particules générées peut être assimilé à celui d'un gaz traceur. Deuxièmement, l'évolution linéaire entre niveaux de gris, intensités lumineuses captées par la caméra CCD et concentration est confirmée. Troisièmement, la méthode de redressement des profils de niveaux de gris atténués, bien qu'empirique, a montré qu'elle était efficace. Seulement, elle restreint les configurations d'injection à un positionnement central en gaine. Cette méthode de redressement demande à être optimisée de manière à relier le coefficient d'atténuation β aux niveaux de gris. Enfin, le changement d'obturation de la caméra a permis de s'affranchir d'une mesure contrainte à 255 niveaux de gris. Cela a permis de mesurer des forts taux de dilution de la concentration dans l'écoulement.

Par ailleurs, l'incertitude inhérente à la méthode de mesure a été estimée et confère une confiance dans les résultats expérimentaux présentés dans les deux chapitres suivants.

4 RESULTATS EXPERIMENTAUX EN CONDUIT CYLINDRIQUE

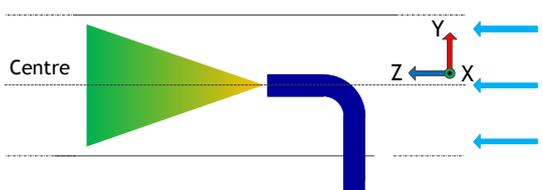
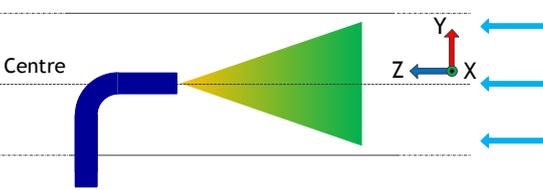
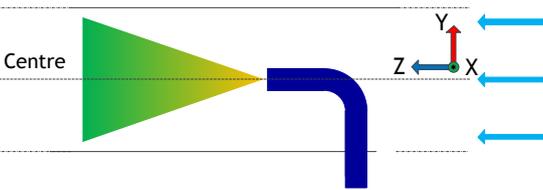
Ce chapitre présente l'étude expérimentale menée dans le conduit cylindrique. Dans un premier temps, une grille d'essais a été définie en se basant sur les données disponibles de la littérature. La première étape a été de définir un essai de référence et de le confronter aux résultats de la littérature. Les autres essais, issus de l'étude paramétrique, sont ensuite comparés à cette configuration de référence.

4.1 Démarche paramétrique

Les essais se sont déroulés dans la condition optimale d'injection, définie par Ger et Holley (1976), au centre du conduit. Dans un premier temps, les campagnes de mesure ont été effectuées dans la partie droite de BOREAL. Le nombre de Reynolds a été le premier paramètre physique dont l'influence a été étudiée, puis les conditions d'injection ont été modifiées : la vitesse et le positionnement de la canne. Enfin, les derniers essais dans ce conduit ont eu pour but d'estimer l'influence de la présence d'un coude arrondi en aval d'une injection.

Le Tableau 4-1 synthétise les différents essais dans la section de mesure droite, avec comme paramètre d'études le nombre de Reynolds Re (-), U_{max} la vitesse au centre du conduit ($m.s^{-1}$) et U_{inj} la vitesse d'injection ($m.s^{-1}$).

Tableau 4-1 : récapitulatif des campagnes d'essais menées dans la partie droite du conduit cylindrique

Re (-)	Injection	
	Position	Vitesse ($m.s^{-1}$)
35 000		$U_{max} = U_{inj}$
50 000		
100 000		
50 000		$U_{max} = U_{inj}$
100 000		$U_{max} \gg U_{inj}$

L'essai de référence consiste en une injection axisymétrique et en isocinétisme local, pour un nombre de Reynolds d'écoulement dans le conduit de 50 000, dans les mêmes conditions expérimentales qu'Evans (1967). Dans cette même configuration d'injection, des essais ont été menés pour un nombre de Reynolds de 35 000 et de 100 000. Les essais suivants ont été réalisés pour un nombre de Reynolds de 50 000 en modifiant les conditions d'injection. Tout d'abord une injection plus de trois fois plus faible que la vitesse locale de l'écoulement (sub-isocinétisme), avec un nombre de Reynolds de 100 000 en conduit. La canne coudée est ensuite disposée à contre-courant de l'écoulement, avec une injection en isocinétisme et un écoulement turbulent avec un nombre de Reynolds de 50 000.

Le système de mesure Laser-caméra est en configuration initiale, comme évoqué dans le chapitre 3 (Figure 4-1).

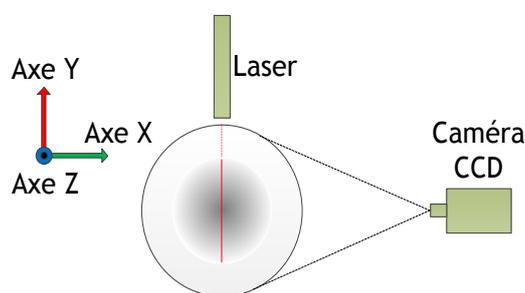


Figure 4-1 : configuration initiale du système Laser-caméra

Les points de mesure sont à 4D, 7D, 10D, 20D et 30D du point d'injection, comme illustré sur la Figure 4-2.

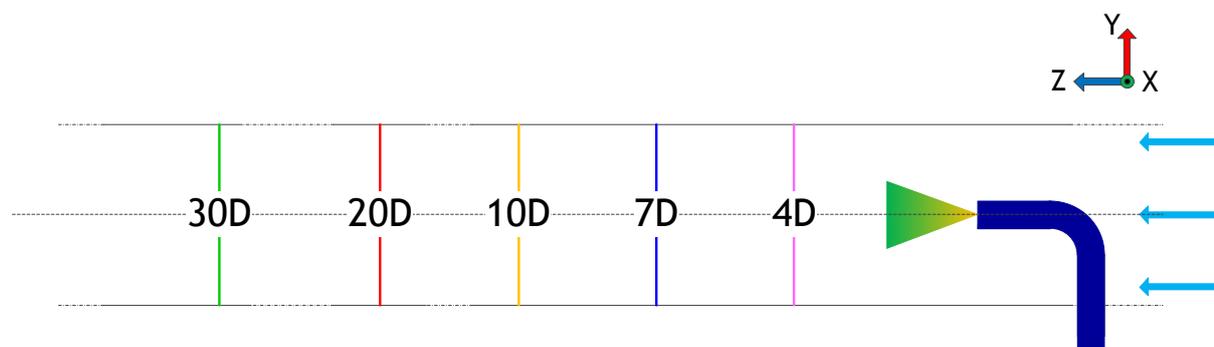
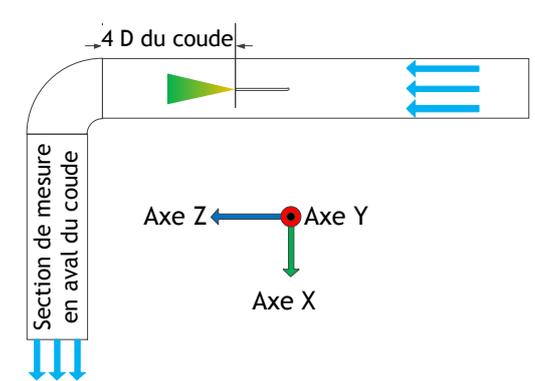
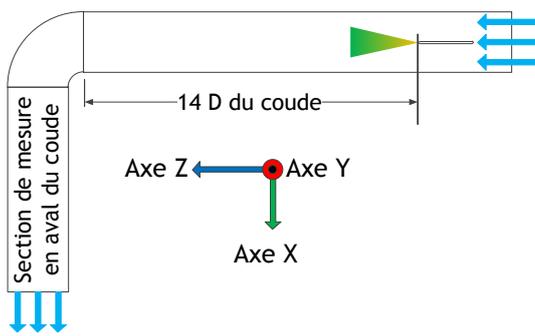


Figure 4-2 : schéma des points de mesure le long du conduit cylindrique

Chaque essai commence au point d'injection (le niveau de gris de référence) et se poursuit jusqu'à 30D avant de revenir au point de départ. Chaque essai est renouvelé trois fois afin de constituer un profil moyen de la concentration et s'assurer de la répétabilité des essais. Les mesures entreprises dans cette configuration présentent un avantage : l'injection au centre dans un conduit droit cylindrique permet d'émettre une hypothèse de symétrie ; ainsi le profil de la concentration obtenu sur un diamètre peut être extrapolé à toute la section du conduit.

Les essais sur l'influence d'un coude à 90° arrondi ont été restreints à étudier l'influence de la position de l'injection avant la singularité. Un premier essai a été effectué à 4D en amont du coude pour un nombre de Reynolds en conduit de 50 000 et une injection axisymétrique et en isocinétisme local, puis déplacée à 14D dans les mêmes conditions.

Tableau 4-2 : récapitulatif des campagnes d'essais menées dans la partie accidentée du conduit cylindrique

Re (-)	Injection	
	Position	Vitesse (m.s ⁻¹)
50 000		$U_{max} = U_{inj}$
50 000		$U_{max} = U_{inj}$

Pour obtenir plus d'informations sur le mélange du traceur, la configuration du système Laser-caméra a été renversée (Figure 4-3).

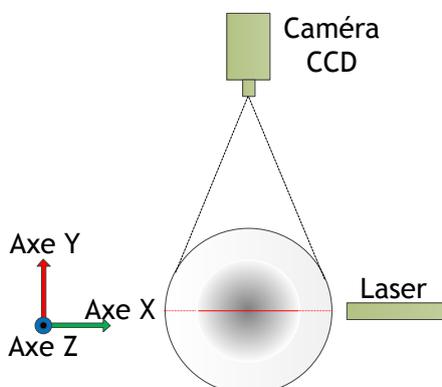


Figure 4-3 : configuration retournée à 90° du système Laser-caméra

Il est évident que ces campagnes de mesure ne peuvent donner autant d'informations que les essais présentés ci-avant, l'hypothèse de symétrie cylindrique ne tenant plus. Toutefois, ces mesures donnent une indication sur l'évolution d'une partie de la concentration après le coude, grâce au Laser orienté sur l'axe suivant la déviation de la singularité.

4.2 Essai de référence

Les conditions d'injection et d'écoulement pour cet essai de référence sont les mêmes que celles définies par Evans (1967). La raison du choix de cet auteur, comme support de comparaison, vient de ses conditions expérimentales qui semblent les plus maîtrisées. La Figure 4-4 présente les résultats radiaux de la concentration adimensionnée par la concentration homogène en fonction de la distance radiale adimensionnée, obtenus pour cette configuration.

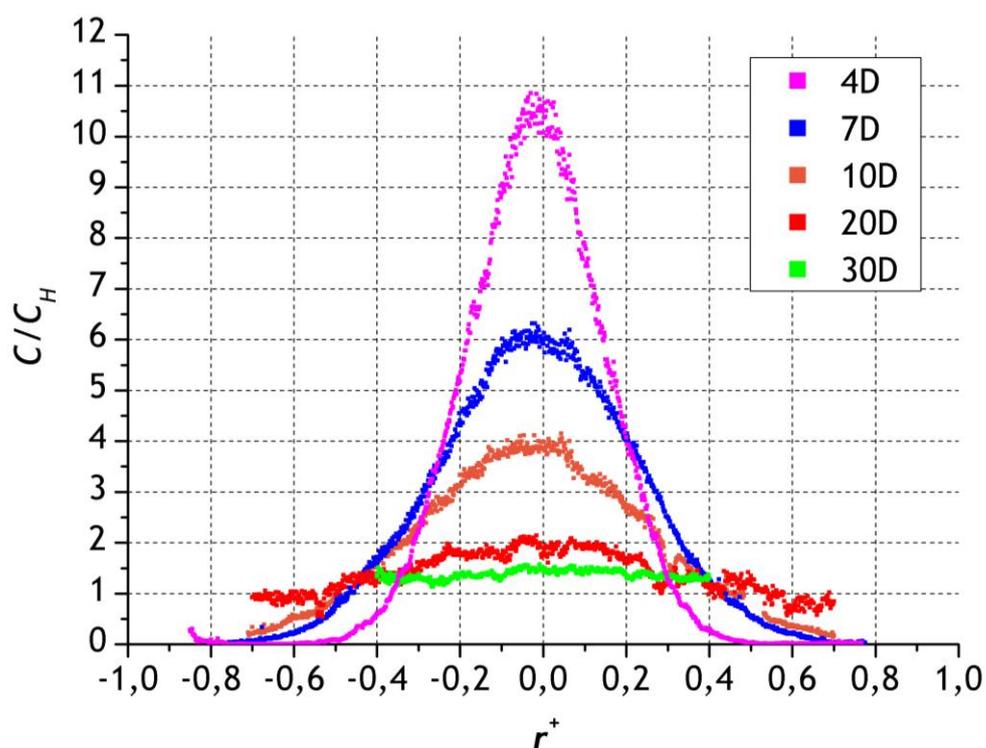


Figure 4-4 : profils radiaux de la concentration de l'essai de référence à différents points de l'injection

Les courbes de la Figure 4-4 décrivent l'évolution radiale de la concentration adimensionnée par la concentration homogène à différents points en aval de l'injection. Ce graphique montre un manque d'information en proche paroi du conduit qui s'explique par la nuisance des réflexions lumineuses sur les bords, dégradant ainsi le signal obtenu en niveaux de gris. La mesure à 30D est particulièrement impactée. Cette partie du signal n'a donc pas été retenue. Ce phénomène est particulièrement prégnant lorsque la dilution est importante (faibles niveaux de gris). Par ailleurs, ce post-traitement est appliqué à tous les autres essais.

Les courbes ressemblent à des profils gaussiens, avec un maximum au centre du conduit. Les profils, symétriques par rapport au centre du conduit, « s'aplatissent » avec la dilution et tendent vers la concentration homogène. Cependant, la courbe radiale de la concentration à 30D semble toujours au-dessus de la concentration homogène, même si l'évolution de la concentration au centre du conduit semble cohérente jusqu'à 30D. Cela est imputable aux effets de bords mentionnés plus haut.

Il est intéressant de s'attarder sur les profils radiaux de la concentration avant que le traceur n'atteigne la paroi, afin de s'assurer de leur caractère gaussien. Les profils radiaux de 4D à 10D sont divisés par la concentration adimensionnée maximale (4-1).

$$C^+ = \frac{C(r^+, z_{\text{fixé}}^+)}{C(0, z_{\text{fixé}}^+)} \quad (4-1)$$

Ces profils sont ensuite tracés en fonction de la composante radiale r divisée par la largeur $r_{1/2}$ des profils, soit la position du profil radial où la valeur de la concentration est la moitié de la concentration maximale. C'est ainsi que la Figure 4-5 est obtenue.

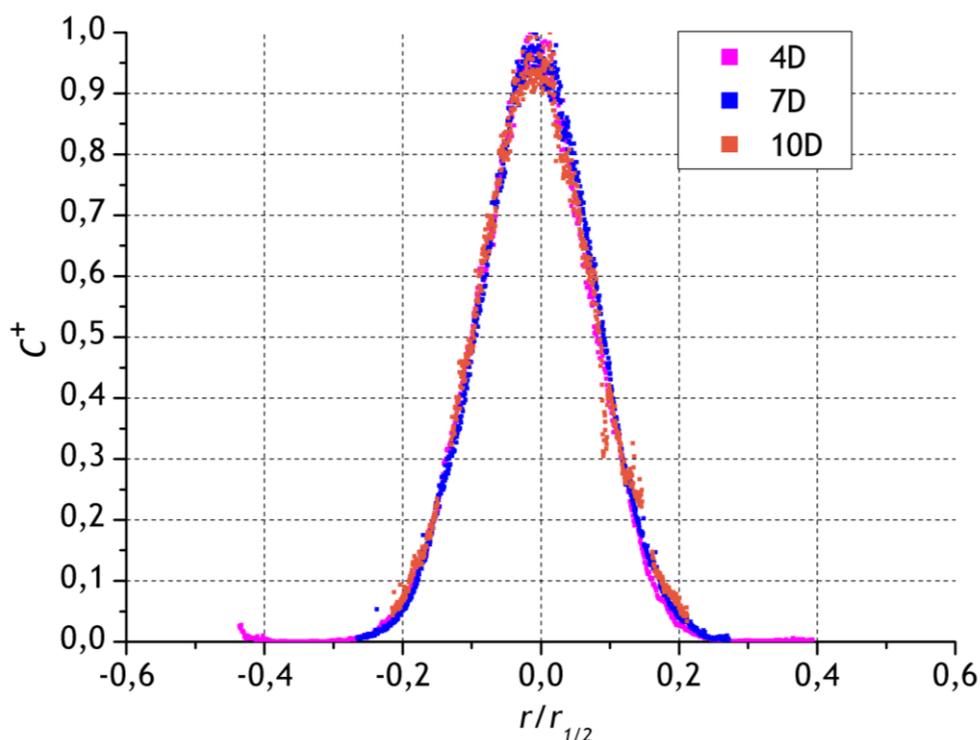


Figure 4-5 : profils radiaux de la concentration adimensionnée

La Figure 4-5 montre qu'il existe une auto-similarité des profils adimensionnels de la concentration, avant d'atteindre la paroi, attestant donc du caractère gaussien des courbes radiales.

Les points au centre des courbes sont ensuite comparés avec les points de mesure d'Evans (1967) dans la même configuration (Figure 4-6).

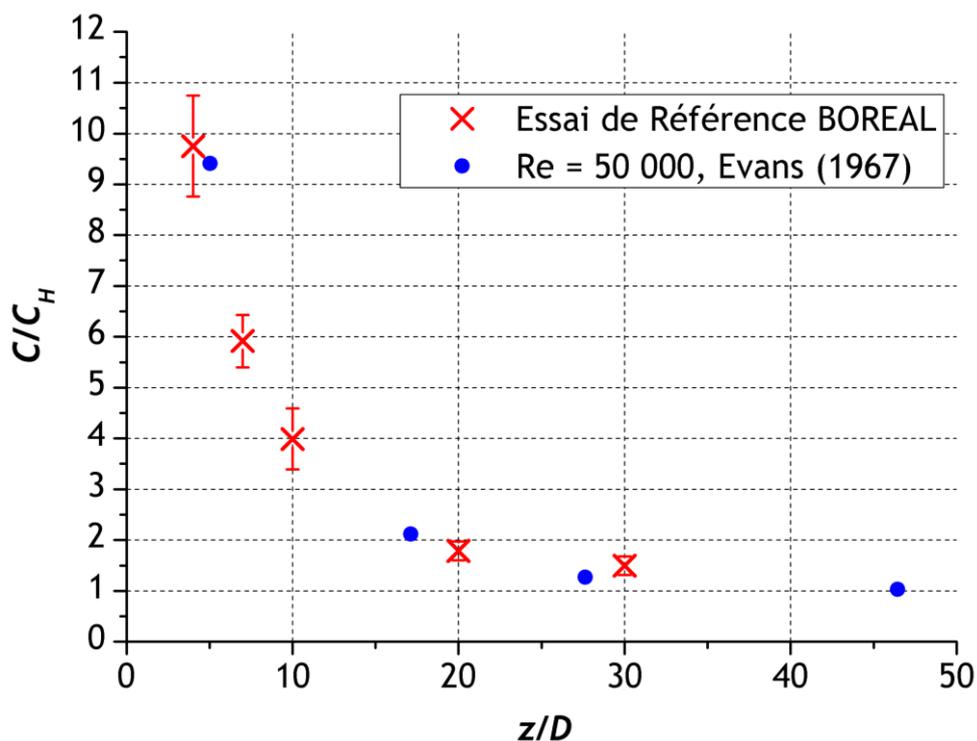


Figure 4-6 : profil axial de la concentration de l'essai de référence comparé aux points de mesure d'Evans (1967) en fonction de la distance à l'injection

La comparaison montre que les tendances de dilution du traceur au centre du conduit entre les deux expériences sont plutôt concordantes, et cela conforte une nouvelle fois la méthode de mesure employée. Le point à 30D semble un peu élevé, ce qui peut s'expliquer par la correction du signal avec l'hypothèse de β constant (cf. chapitre 3). Cependant, aucun des auteurs de la littérature, y compris Evans (1967), ne proposent de barres d'incertitudes à leur mesure. Cette campagne de mesure constitue donc l'essai auquel tous les autres essais seront comparés.

4.3 Influence du nombre de Reynolds sur le mélange

Les campagnes de mesures se sont déroulées pour deux autres valeurs du nombre de Reynolds : 35 000 et 100 000, dans les conditions d'injection décrites dans le Tableau 4-1. La Figure 4-6 présente les résultats axiaux obtenus dans ces configurations, comparés avec l'essai de référence. Les courbes radiales de chacun des essais sont présentées en annexe (Erreur ! Source du renvoi introuvable.).

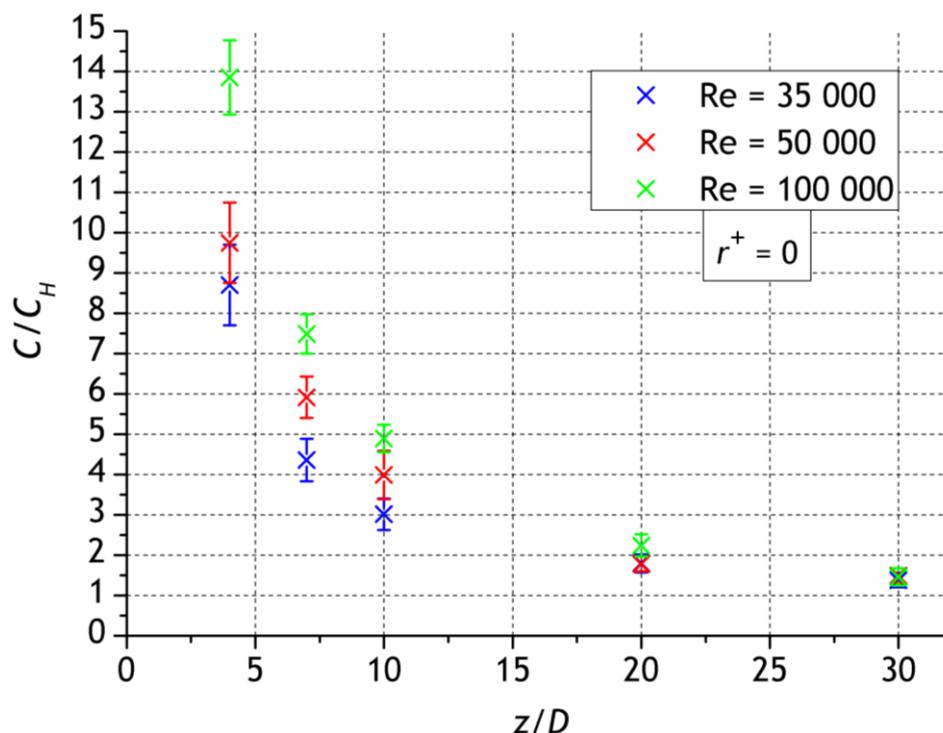


Figure 4-7 : comparaison des profils axiaux de la concentration pour trois valeurs du nombre de Reynolds, obtenus au centre du conduit

Quel que soit le nombre de Reynolds, les profils se rejoignent pour tendre vers la concentration homogène. Toutefois entre 4D et 20D, il est à noter des disparités sur l'évolution de la concentration au centre du conduit. Les résultats pour un nombre de Reynolds de 35 000 montrent que cette configuration demande moins de distance pour tendre vers la concentration homogène, a contrario de la campagne d'essais à 100 000 qui apparaît comme la configuration la plus pénalisante pour le mélange.

Les Figure 4-9 et Figure 4-10 présentent l'évolution axiale de la concentration en deux points décalés du centre du conduit, respectivement en $r^+ = 0,2$ et $r^+ = 0,6$. La position de ces points dans le cylindre est schématisée en Figure 4-8 .

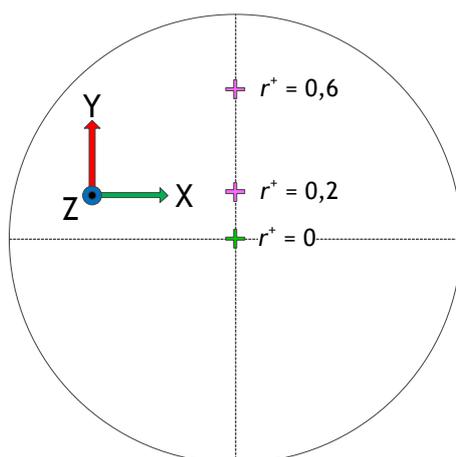


Figure 4-8 : schéma de la position des points $r^+ = 0, 0,2$ et $0,6$ dans le conduit cylindrique

L'analyse du premier graphique est équivalente à la Figure 4-7. Par contre, le second graphique montre qu'en cette position du conduit, l'influence du nombre de Reynolds n'est pas particulièrement significative. De plus, les points de mesure semblent tendre vers la concentration homogène sur une plus courte distance que les autres points du conduit.

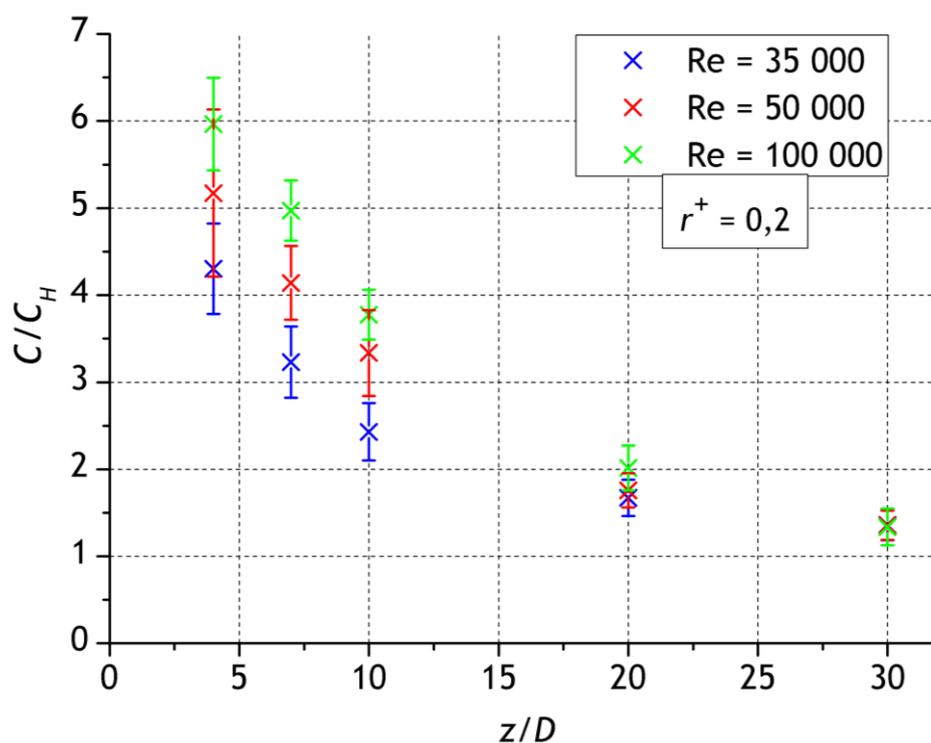


Figure 4-9 : comparaison des profils axiaux de la concentration pour trois valeurs du nombre de Reynolds, obtenus à $r^+ = 0,2$ du centre du conduit

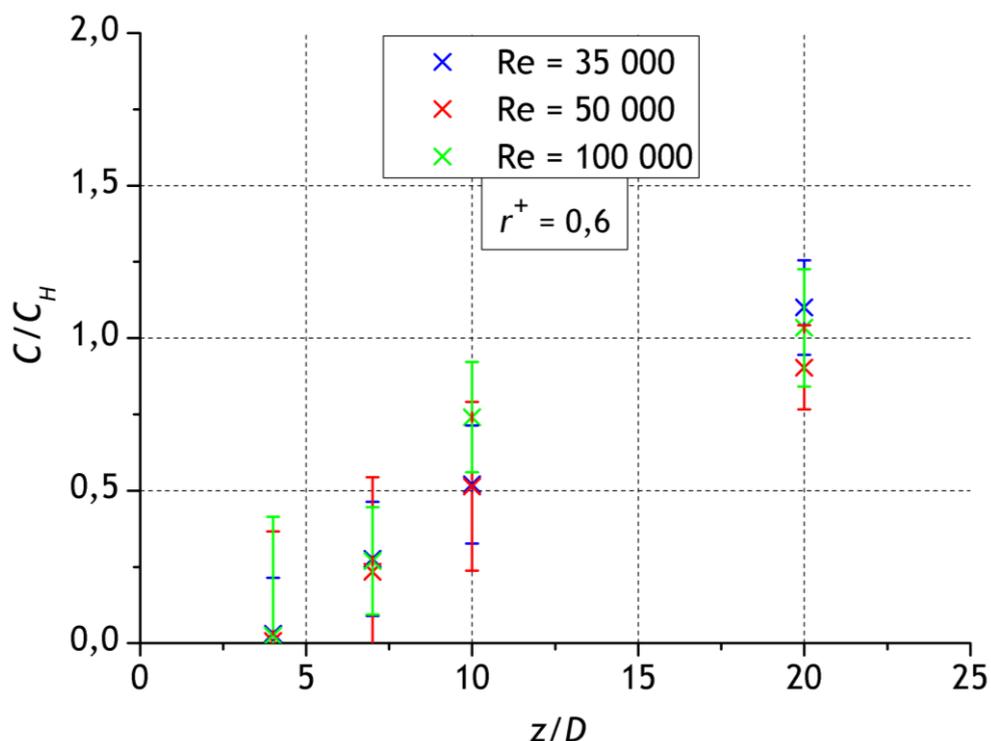


Figure 4-10 : comparaison des profils axiaux de la concentration pour trois valeurs du nombre de Reynolds, obtenus à $r^+ = 0,6$ du centre du conduit

Ces différentes observations corroborent en partie l'assertion d'Evans (1967) sur l'influence du nombre de Reynolds. L'auteur soutient que le nombre de Reynolds n'a plus d'influence sur le mélange à partir d'une valeur de 50 000 et que les valeurs plus faibles favorisent le mélange. Les résultats en Figure 4-7 montrent bien qu'un nombre de Reynolds plus faible que 50 000 a un impact significatif sur le mélange, mais les évolutions de la dilution du traceur pour le nombre de Reynolds 50 000 et 100 000 ne sont pas semblables.

Un élément de réponse peut être apporté eu égard à la configuration d'injection, au centre du conduit, et à l'évolution axiale de l'intensité turbulente dans un conduit cylindrique. Celle-ci diminue avec l'augmentation du nombre de Reynolds en gaine. Par ailleurs, Anand et McFarland (2003) ont montré l'influence importante de ce paramètre sur le mélange lors de leurs études.

Finalement, la Figure 4-7 montre que le nombre de Reynolds a une influence notable sur le mélange dans les premières distances en aval de l'injection.

4.4 Influence d'une injection en sub-isocinétisme

La canne d'injection est toujours positionnée au centre du conduit et dans le sens de l'écoulement. La vitesse en sortie de canne est fixée à environ 3 m.s^{-1} , alors que la valeur U_{max} dans un écoulement d'un nombre de Reynolds de 100 000 est de l'ordre de 10 m.s^{-1} . La Figure 4-11 présente la comparaison entre les profils axiaux de la concentration au centre du conduit entre les injections isocinétique et sub-isocinétique.

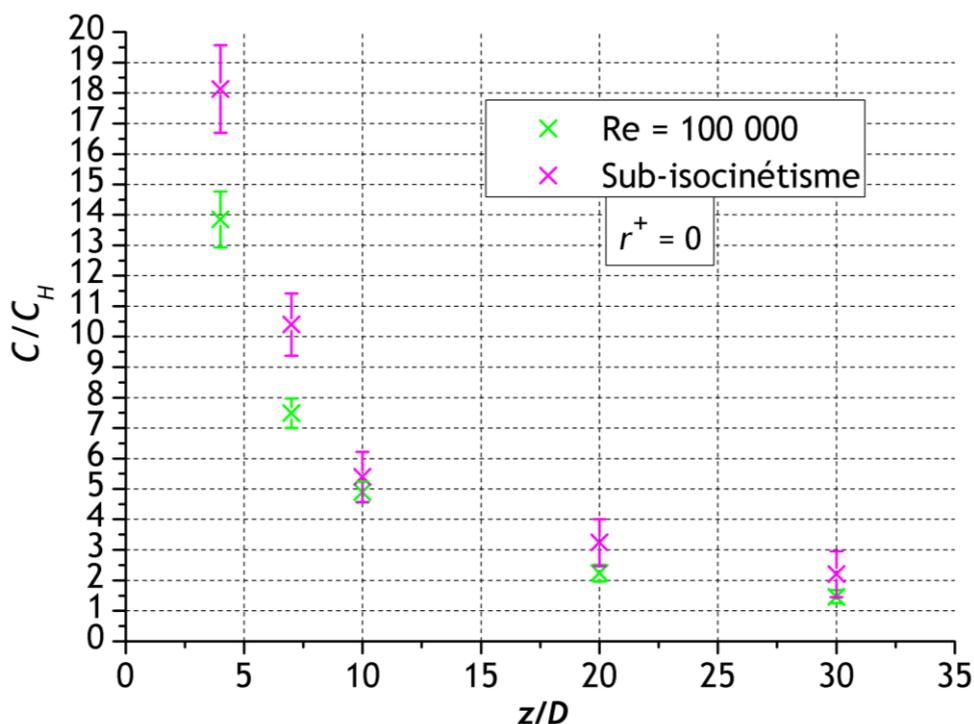


Figure 4-11 : comparaison des profils axiaux de la concentration entre une injection en sub-isocinétisme et isocinétisme local au centre du conduit, pour un nombre de Reynolds de 100 000

L'évolution de la concentration au centre montre que la configuration en sub-isocinétisme demande plus de distance pour diluer le traceur qu'une injection en isocinétisme. Cependant, il est à noter que les deux courbes se rejoignent aux environs de $30D$. Cette tendance se retrouve dans les Figure 4-12 et Figure 4-13, où sont comparés les points de mesure axiaux à des positions, respectivement, à $r^+ = 0,2$ et à $r^+ = 0,6$ du centre du conduit.

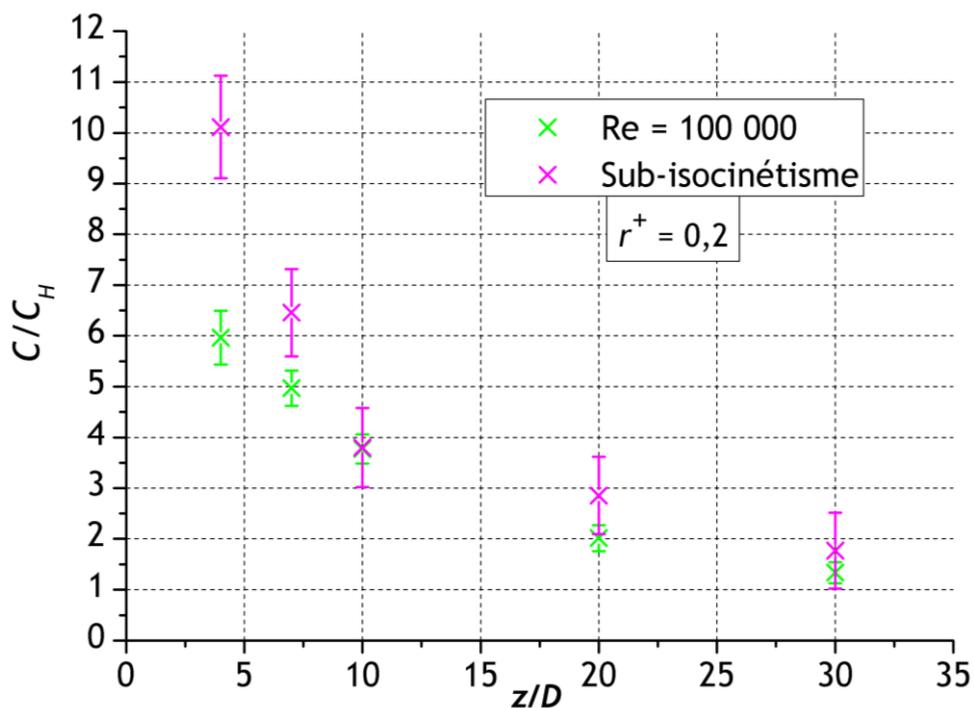


Figure 4-12 : comparaison des profils axiaux de la concentration entre une injection en sub-isocinétisme et isocinétisme obtenus à $r^+ = 0,2$ du centre du conduit, pour un nombre de Reynolds de 100 000

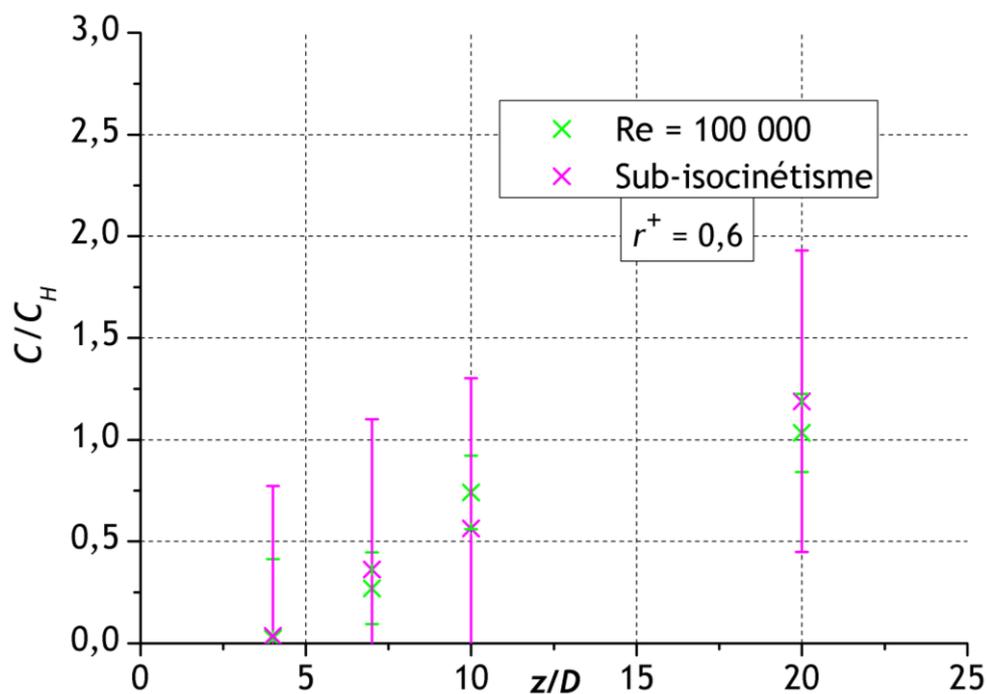


Figure 4-13 : comparaison des profils axiaux de la concentration entre une injection en sub-isocinétisme et isocinétisme obtenus à $r^+ = 0,6$ du centre du conduit, pour un nombre de Reynolds de 100 000

Une injection en sub-isocinétisme local apparaît comme pénalisante sur le mélange du traceur le long du conduit. Néanmoins, cette campagne d'essais a été menée dans un écoulement, déjà peu favorable à l'homogénéisation du scalaire. La difficulté était d'imposer une vitesse d'injection bien plus faible que l'écoulement, tout en générant assez de particules pour que la diffusion lumineuse soit captée par la caméra CCD. Ceci explique, par ailleurs, les barres d'incertitudes importantes : les profils d'intensités lumineuses acquis au-delà de 10D sont inférieurs à 5 niveaux de gris. Il était techniquement impossible de se confronter à l'essai de référence, par la limite technique de l'instrumentation.

En parallèle, des mesures en super-isocinétisme local, qui étaient prévues dans le plan de campagne, touchent ainsi à une autre limite de la technique de mesure. La conséquence de cette configuration est d'injecter une forte concentration de particules dans l'écoulement, créant ainsi une forte atténuation dès les premières distances en aval de la source. Sachant qu'en ces points du conduit, la distribution de la concentration sur la section est importante, un redressement du signal par un β n'est plus satisfaisant. Cette condition d'injection appartient aux perspectives de cette thèse, nécessitant une optimisation de la technique de mesure.

4.5 Influence d'un coude à 90° en aval de l'injection

Dans cette partie, l'étude s'écarte de la longueur droite pour étudier l'influence d'un coude sur le mélange du traceur dans le conduit cylindrique. Il est souvent admis qu'un coude favorise le mélange du traceur injecté dans le conduit. Mais quels sont les paramètres potentiellement influents ? La géométrie du coude, en particulier le rayon de courbure ? L'écoulement en conduit ? Et à quelle distance du coude l'injection doit-elle être placée ? Dans un premier temps ce travail s'est attaché à étudier l'influence de la position d'injection en amont du coude.

Les campagnes de mesures sont menées en amont et en aval de cet élément. Afin de toujours raisonner avec une longueur adimensionnée par le diamètre, les résultats qui suivent sont présentés à partir d'une longueur équivalente, tenant compte du rayon de courbure du coude.

La singularité intégrée dans la veine aéraulique du banc est un coude en PVC de dimension standard, usuellement utilisé dans l'industrie. Le rayon de courbure du coude est de 10 cm, la longueur de l'arc est estimée à 1,6D.

Deux campagnes d'essais ont été conduites à 4D et 14D en amont du coude (Figure 4-14). Un écoulement turbulent avec un nombre de Reynolds de 50 000 a été généré, dans lequel le traceur a été injecté au centre du conduit et en isocinétisme.

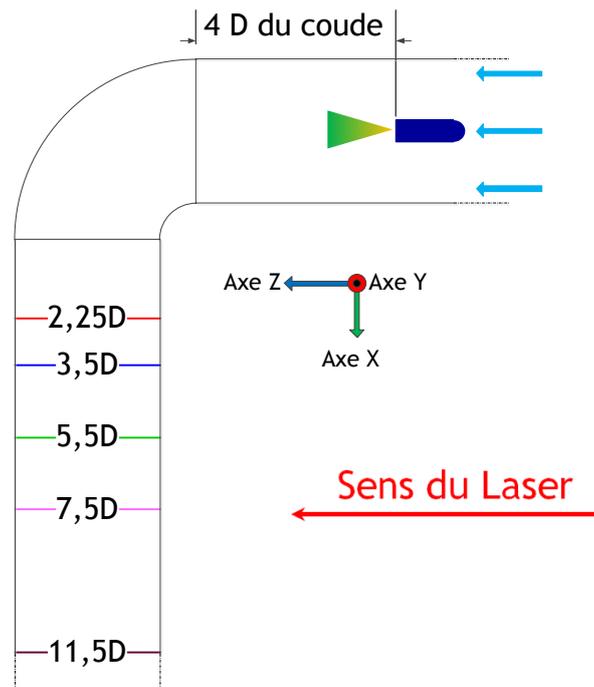


Figure 4-14 : schéma des points d'injection en aval du coude

En aval du coude, cinq points de mesure ont été considérés à $2,25D$, $3,5D$, $5,5D$, $7,5D$ et $11,5D$ de la sortie. La configuration du système Laser-caméra est en configuration inversée (Figure 4-3).

Ce paragraphe présente dans un premier temps les résultats radiaux obtenus en aval du coude et compare les évolutions des profils de la concentration entre les deux configurations d'injection. La seconde partie de ce paragraphe présente les évolutions axiales de la concentration au centre du conduit dans les deux configurations d'injection comparées à l'essai de référence.

4.6 Influence d'une injection à contre-courant sur le mélange

Pour cet essai la canne d'injection a été tournée d'un angle de 180° afin d'injecter le traceur contre l'écoulement turbulent, seul paramètre qui diffère des conditions de l'essai de référence. La Figure 4-15 présente l'évolution des profils axiaux au centre du conduit cylindrique entre les deux essais.

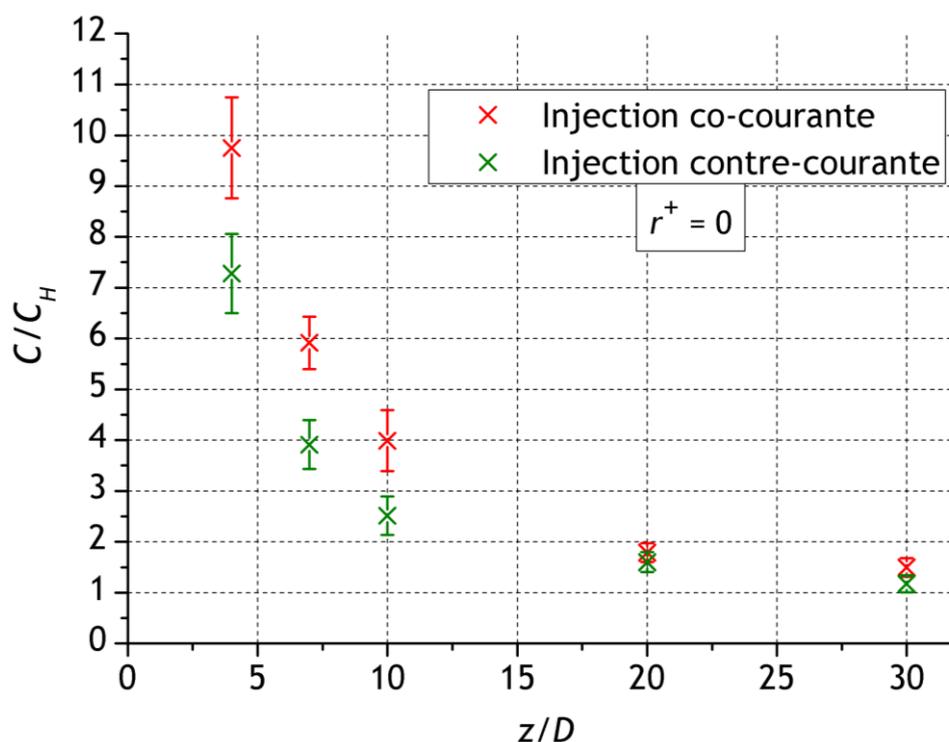


Figure 4-15 : comparaison des profils axiaux de la concentration entre une injection co-courante et contre-courante au centre du conduit pour un nombre de Reynolds de 50 000

Les résultats de l'essai d'une injection à contre-courant montrent qu'une moindre distance est nécessaire pour mélanger le traceur, ce qui semble cohérent intuitivement. En effet, dans cette configuration, le jet est « plaqué » par l'écoulement turbulent, créant un pré-mélange du traceur avant de suivre l'écoulement. De plus, la canne d'injection constitue un obstacle jouant également sur le devenir du traceur.

Les Figure 4-16 et Figure 4-17 qui suivent présentent les résultats axiaux, respectivement, à $r^+ = 0,2$ et à $r^+ = 0,6$ du centre du conduit.

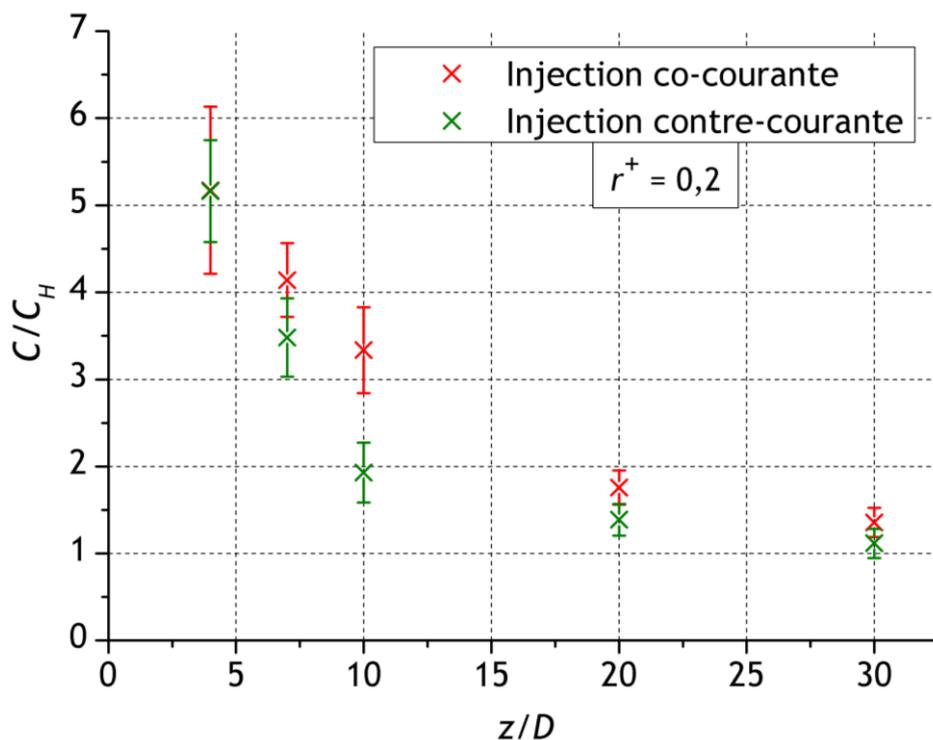


Figure 4-16 : comparaison des profils axiaux de la concentration entre une injection co-courante et contre-courante obtenus à $r^+ = 0,2$ du centre du conduit, pour un nombre de Reynolds de 50 000

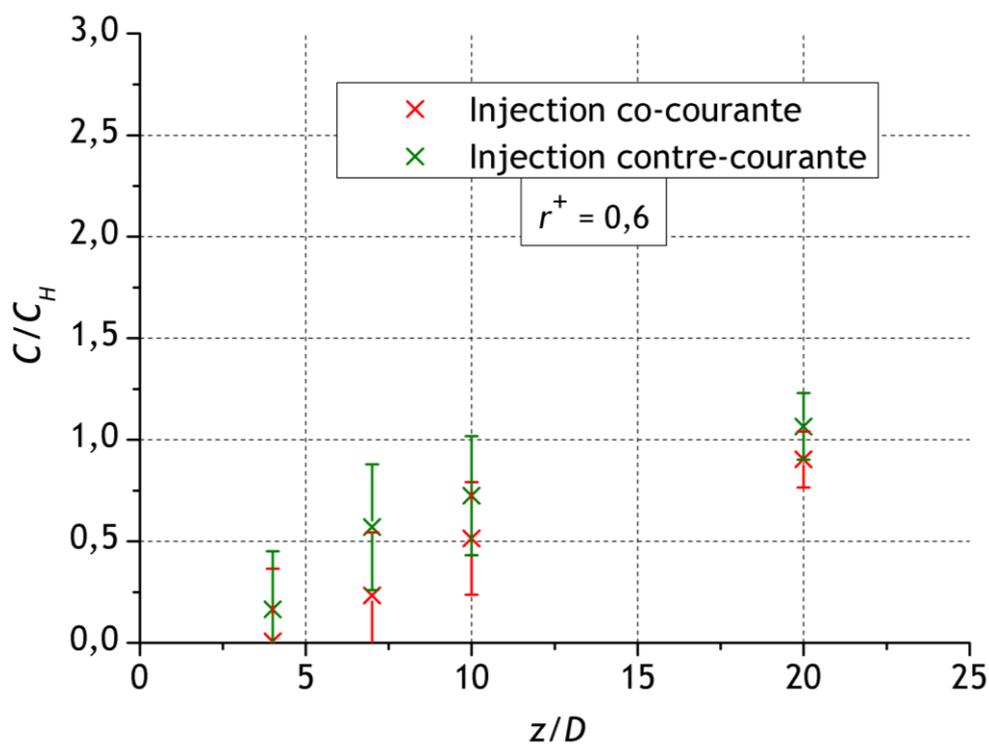


Figure 4-17 : comparaison des profils axiaux de la concentration entre une injection co-courante et contre-courante obtenus à $r^+ = 0,6$ du centre du conduit, pour un nombre de Reynolds de 50 000

Les points de mesure en Figure 4-16 et en Figure 4-17 confirment la tendance évoquée précédemment : cette configuration favorise bien le mélange dans les premières distances en aval de l'injection. Toutefois, en champ lointain, il est à noter qu'à partir de 20D les deux courbes se rejoignent. Comme pour le nombre de Reynolds, l'injection à contre-courant n'a donc que peu d'influence sur le mélange sur cette portion de la longueur droite.

4.6.1 Résultats en aval du coude

La Figure 4-18 expose les profils de la concentration obtenus sur le diamètre du conduit, lors de l'injection à 4D en amont du coude. Le sens du Laser est illustré sur la Figure 4-14 et indiqué sur la Figure 4-18.

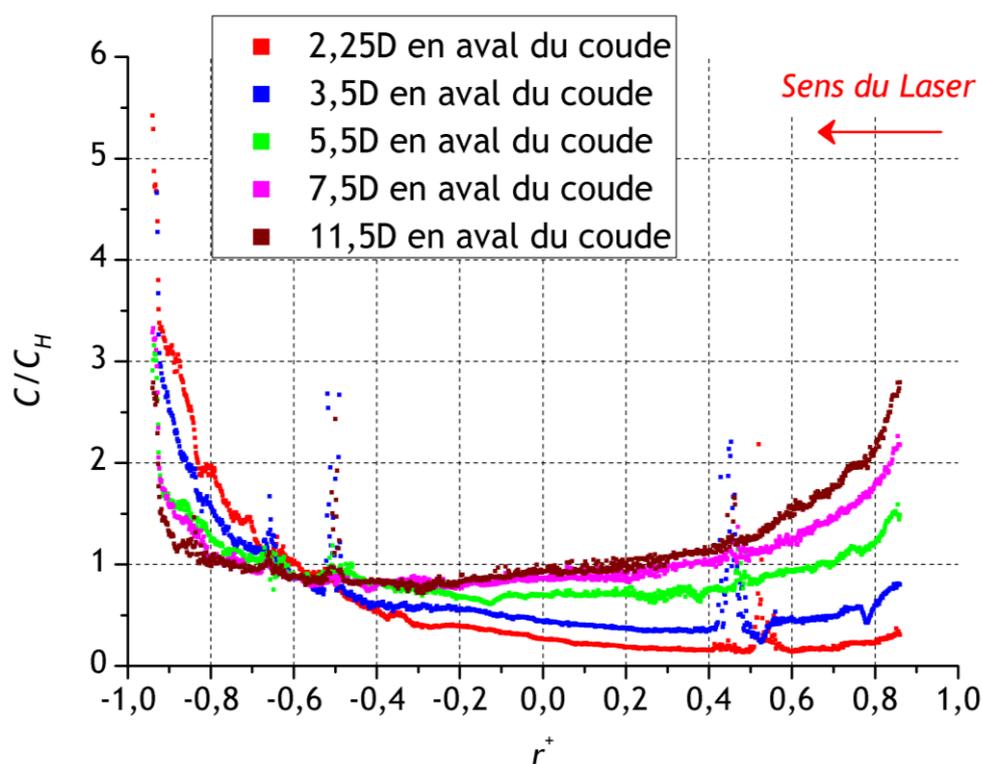


Figure 4-18 : profils radiaux de la concentration en aval du coude obtenus après une injection à 4D de l'entrée du coude

Dans cette configuration, il est difficile d'extrapoler le comportement du traceur sur toute la section, cependant ces essais donnent une forte indication sur l'évolution de la distribution de la concentration.

Le premier constat est que le traceur, injecté initialement au centre du conduit, est repoussé vers le bord extérieur en sortie de coude. Ensuite, l'évolution des courbes jusqu'à plus de 10D de la sortie du coude montre que le profil de la concentration se symétrise. Il est à noter une concentration plus importante en parois du conduit et une concentration plus faible au centre du conduit. En ce point de la gaine, la concentration tend vers la concentration homogène. La position de l'injection semble trop près de l'entrée de la singularité, le traceur suivant ainsi les lignes de courant du virage extérieur du coude.

La Figure 4-19 montre les résultats obtenus lorsque le point d'injection est placé de 14D en amont du coude.

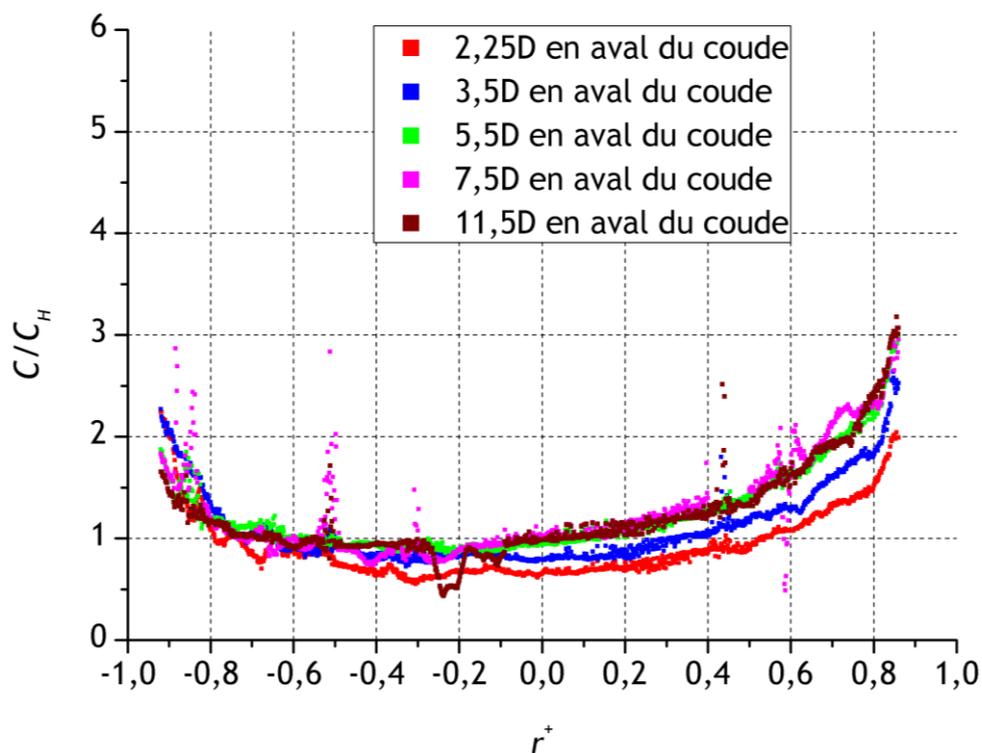
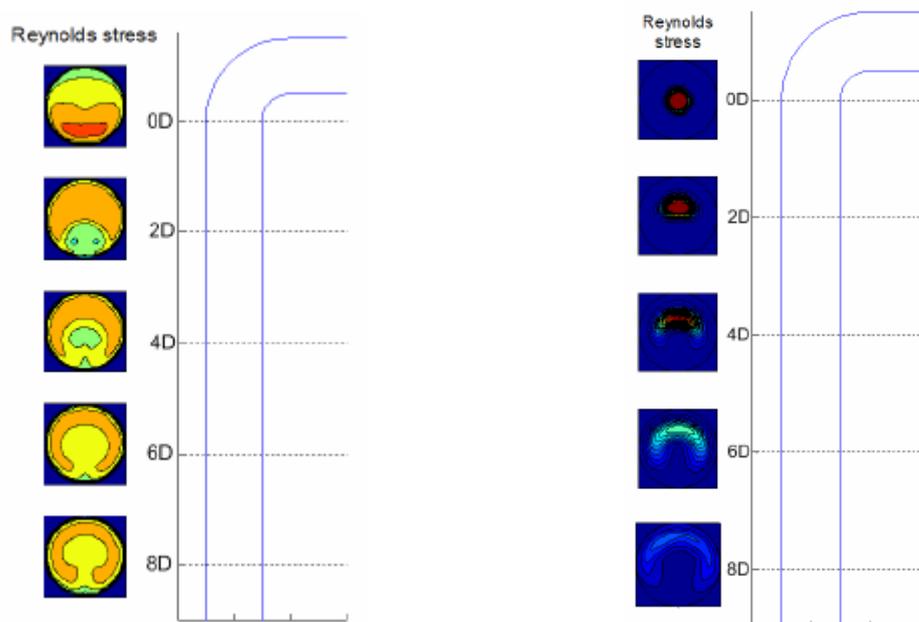


Figure 4-19 : profils radiaux de la concentration en aval du coude obtenus après une injection à 14D de l'entrée du coude

Les courbes en sortie de coude sont moins dissymétriques que celles présentées en Figure 4-18 et le profil de la concentration semble s'établir dès 5,5D en aval du coude. Par ailleurs, sur cet axe, l'allure de la distribution de la concentration est semblable : une concentration importante est observée sur les parois du conduit et une plus faible concentration au centre. Ce phénomène a été simulé par Vijayaraghavan (2006) en reproduisant tout d'abord l'écoulement après un coude à 90°, dans un conduit cylindrique, puis la distribution de la concentration sur la section.



a) Distribution de la vitesse

b) Distribution de la concentration

Figure 4-20 : images des simulations numériques de la distribution de la vitesse (a) et de la concentration (b) en différents points de la sortie de coude, proposées par Vijayaraghavan (2006)

Il est nécessaire de rappeler que la simulation numérique de Vijayaraghavan (2006) est une injection à 1D de l'entrée du coude, et aucune précision n'est donnée sur la vitesse d'injection. Les éléments sont présentés en Figure 4-20. Toutefois, ces simulations, validées expérimentalement, illustrent les observations exprimées à propos des résultats acquis dans le conduit cylindrique de BOREAL.

En comparaison, il semble que le profil de la concentration commence à se symétriser vers 11,5D dans l'autre configuration. Les Figure 4-21 et Figure 4-22 suivantes illustrent cette observation, en comparant les résultats obtenus respectivement à 5,5D et 11,5D dans les deux configurations d'injection en amont du coude.

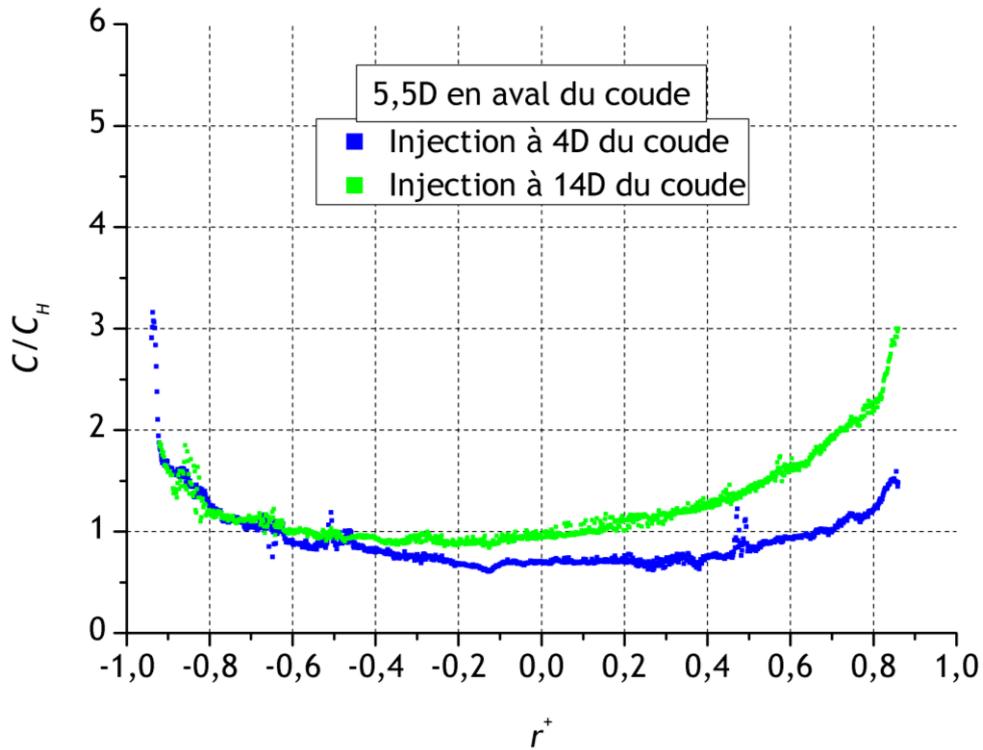


Figure 4-21 : comparaison des profils radiaux de la concentration obtenus à 5,5D en aval du coude pour des injections à 4D et 14D en amont du coude

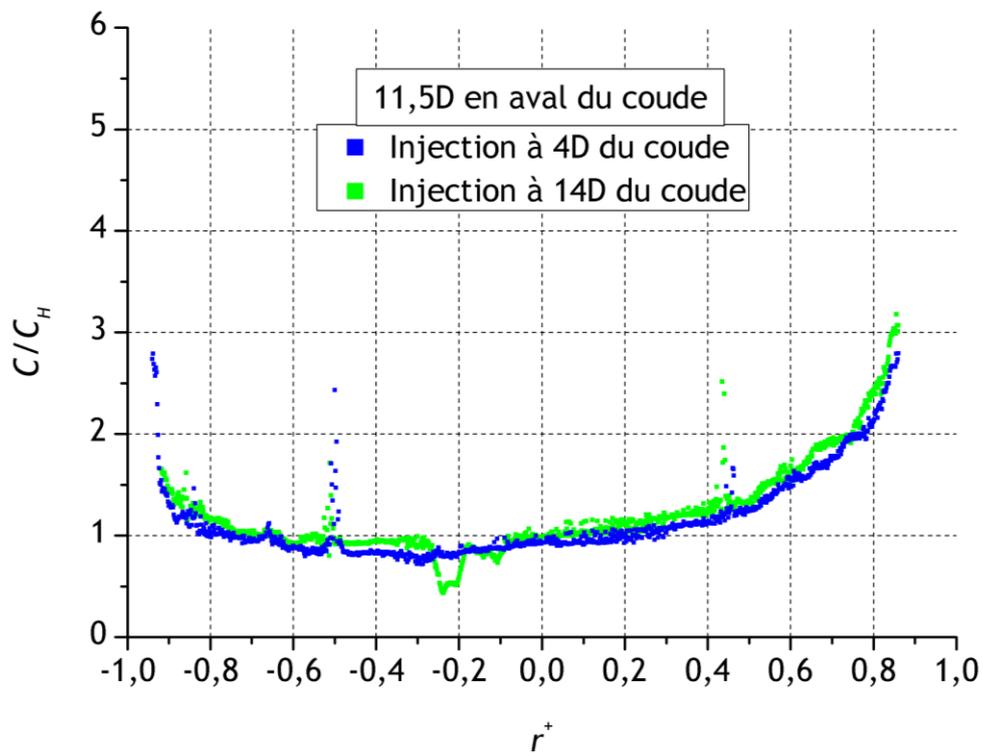


Figure 4-22 : comparaison des profils radiaux de la concentration obtenus à 11,5D en aval du coude pour des injections à 4D et 14D en amont du coude

Les profils de la concentration retrouvés selon cet axe indiquent une évolution contraire à la longueur droite. En injectant au centre d'un conduit cylindrique droit, la distribution de la concentration présente un maximum au centre et est minimale en paroi. Dans le cas présent et quelle que soit l'injection, le minimum est proche du centre du conduit et le maximum en paroi.

Ces résultats montrent donc qu'après un coude à 90°, un prélèvement de la concentration au centre du conduit minimise l'écart de mesure par rapport à la concentration homogène. Seulement l'évolution de la concentration sur cet axe est-elle si différente de l'essai de référence ?

4.6.2 Comparaison entre les campagnes de mesure dans le coude et l'essai de référence

La Figure 4-23 présente les profils axiaux de la concentration pour l'essai de référence et les essais incluant un coude. L'essai de référence est représenté en rouge, la campagne pour une injection à 4D en amont du coude en bleu, et la mesure pour une injection à 14D en amont du coude en vert. Sur le graphique, deux zones hachurées ont été indiquées afin de préciser la présence du coude, déterminant les points en amont et en aval du coude. Chaque zone est identifiée par la couleur de l'essai.

Les points de mesure sont exprimés à partir de la concentration adimensionnée par la concentration homogène en fonction de la distance adimensionnée équivalente $(z/D)_{eq}$ (-). Dans un souci de compréhension, le tableau suivant établit la correspondance entre la position réelle des points de mesure en aval du coude et leur espacement de l'injection.

Tableau 4-3 : équivalence entre les points de mesure en aval du coude et leur distance les séparant de deux positionnements de l'injection

Points de mesure en aval du coude	Distance par rapport à l'injection à 4D	Distance par rapport à l'injection à 14D
2,25D	9,85D	19,85D
3,5D	11,1D	21,1D
5,5D	13,1D	23,1D
7,5D	15,1D	25,1D
11,5D	19,1D	29,1D

Dans la première campagne d'essais, le seul point en amont du coude est à 3,5D de l'injection. Dans la seconde, trois autres points ont été choisis : 7D, 12D et 14D.

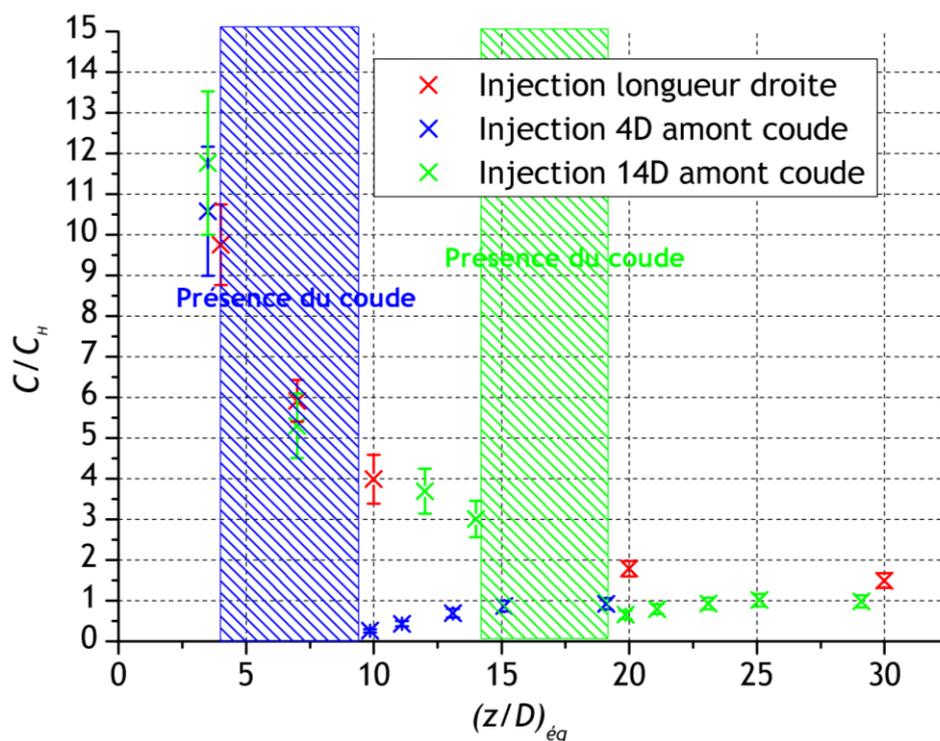


Figure 4-23 : profils axiaux de la concentration en aval du coude obtenus après des injections à 4D et 14D de l'entrée du coude, comparés avec l'essai de référence

Entre 4D et 15D équivalent, l'écart entre la concentration mesurée et la concentration homogène est plus faible pour une injection au centre à 4D en amont du coude que dans les deux autres configurations. En ne s'intéressant qu'à ce point du conduit, la disposition la plus favorable est une injection à 4D en amont du coude, d'un point de vue de la représentativité du point de prélèvement. En revanche, à partir de 20D (en champ lointain), l'évolution entre les trois configurations est très semblable.

4.7 Conclusion

Dans ce chapitre, la technique de mesure a été éprouvée par les résultats de la littérature. Les résultats concordants ont permis de déterminer un essai de référence, base à partir de laquelle tous les autres essais sont ensuite comparés. Les premiers essais ont d'abord été menés pour estimer l'impact du nombre de Reynolds sur le mélange d'un traceur injecté au centre, les travaux de la littérature se contredisant à ce sujet. Des campagnes de mesures à des nombres de Reynolds de 35 000, 50 000 et 100 000 ont validé en partie les conclusions d'Evans (1967). En champ lointain, aux environs de $20D$, le nombre de Reynolds n'a plus d'impact significatif. Il en a, cependant, en champ contraint entre $4D$ et $20D$, où les mesures avec un nombre de Reynolds plus faible que 50 000 demandent moins de distance pour tendre vers l'homogénéité. Les mesures avec un nombre de Reynolds de 100 000, par contre, semblent moins favorables que ne le supposait Evans (1967).

Ensuite, cette étude a modifié les conditions d'injection. En premier lieu, une injection en sub-isocinétisme local d'un traceur dans un écoulement avec un nombre de Reynolds de 100 000 a montré que cette configuration apparaît encore moins favorable qu'une injection en isocinétisme local dans un écoulement identique. Deuxièmement, une campagne de mesure a été conduite avec une injection orientée à contre-courant de l'écoulement turbulent. Les résultats montrent que sur les premières distances le traceur se mélange plus avec une injection à contre-courant et qu'en champ lointain, toujours aux alentours de $20D$, l'impact n'est plus significatif.

Enfin, une étude a été menée pour évaluer l'influence de la présence d'un coude en aval d'une injection. L'injection a été positionnée à deux endroits différents de l'entrée du coude et la concentration a été mesurée selon l'axe de déviation du coude. Les résultats montrent que rapprocher l'injection de l'entrée du coude entraîne le traceur vers l'extérieur du virage du coude. Plus de distance est nécessaire pour que les profils de la concentration s'établissent.

Il est important de garder à l'esprit que les résultats, ainsi que les analyses et les interprétations qui en découlent, sont spécifiques à la géométrie du coude choisie. Un coude ayant un autre rayon de courbure est susceptible de donner des résultats expérimentaux différents. D'autre part, les résultats ne sont obtenus que sur un seul rayon du conduit en aval du coude. Or, les profils de la concentration sont dissymétriques en sortie de la singularité, il n'a donc pas été possible de calculer un degré d'hétérogénéité dans cette zone de mesure. Par conséquent et dans l'état actuel, il est difficile de conclure sur l'influence d'un coude sur le mélange du traceur.

En définitive, ces résultats expérimentaux constituent une première base de données à l'intention d'études ultérieures.

Après avoir abordé le conduit cylindrique et l'étude paramétrique sur le mélange d'un traceur, le prochain chapitre s'attaque aux résultats expérimentaux obtenus dans le conduit rectangulaire.

5 RESULTATS EXPERIMENTAUX EN CONDUIT DE SECTION RECTANGULAIRE

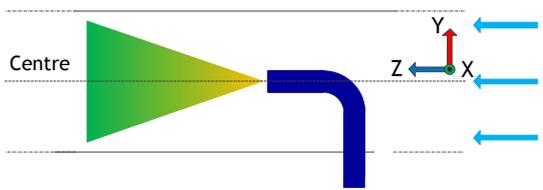
Ce chapitre présente les résultats des différentes campagnes de mesure obtenus dans le conduit rectangulaire. En premier lieu est présentée la démarche paramétrique qui consiste, dans un premier temps, à mener une campagne d'essais dans les mêmes conditions d'injection et d'écoulement que l'essai de référence du cylindre, afin de comparer les résultats par la suite. Dans un deuxième temps, les résultats expérimentaux concernant l'effet du nombre Reynolds sur le mélange sont présentés, suivis des résultats acquis dans le but d'estimer l'influence d'un coude à 90° sur ce même mélange.

5.1 Démarche paramétrique

La démarche paramétrique dans cette configuration de conduit est analogue à celle menée lors de l'étude dans le conduit cylindrique.

Les premiers essais ont été effectués dans les mêmes conditions d'injection et d'écoulement que l'essai de référence obtenu dans le cylindre : une injection au centre du conduit, en isocinétisme local et avec un écoulement d'un nombre de Reynolds de 50 000. Ensuite, le premier paramètre qui a été étudié est le nombre de Reynolds : deux autres valeurs ont été considérées (35 000 et 100 000). Les mesures ont été obtenues dans la partie droite du conduit (Tableau 5-1).

Tableau 5-1 : récapitulatif des campagnes d'essais menées dans la partie droite du conduit à section rectangulaire

Re (-)	Injection	
	Position	Vitesse (m.s ⁻¹)
35 000		$U_{max} = U_{inj}$
50 000		
100 000		

Pour des raisons de contraintes techniques, l'analogie avec le plan d'expériences dans le cylindre n'a pu s'étendre jusqu'à une injection à contre-courant de l'écoulement.

Puis, une série d'essais sur l'influence d'un coude à 90° a été réalisée dans un second temps, en changeant l'implantation de l'injection en amont du coude, à 4D² et à 10D (Tableau 5-2).

² En rappel, la désignation du paramètre « D » dans cette section du mémoire est évidemment un diamètre hydraulique.

Tableau 5-2 : récapitulatif des campagnes d'essais menées dans la partie accidentée du conduit à section rectangulaire

Re (-)	Injection	
	Position	Vitesse (m.s ⁻¹)
50 000	<p>4 D du coude</p> <p>Section de mesure en aval du coude</p> <p>Axe Z ← Axe Y ↓ Axe X</p>	$U_{max} = U_{inj}$
50 000	<p>10 D du coude</p> <p>Section de mesure en aval du coude</p> <p>Axe Z ← Axe Y ↓ Axe X</p>	$U_{max} = U_{inj}$

Dans cette étude, la configuration Laser-caméra ne change pas entre les deux grilles de mesure. Le laser est orienté selon l'axe vertical du conduit et la caméra selon l'axe horizontal. Les points de mesure le long du conduit sont à nouveau à 4D, 7D, 10D, 20D et 30D de l'injection. Sur chacune de ces positions, au moins trois points de mesure sont réalisés, afin d'obtenir le plus d'informations sur la section. De 4D à 30D, les profils de la concentration ont été mesurés à plus ou moins 5 cm du centre du conduit (Figure 5-1). Entre 4D et 10D, le système Laser-caméra n'a pas été déplacé à 10 cm de l'axe central, le signal était trop faible.

Chaque configuration a été renouvelée trois fois, dans un souci de répétabilité. Par ailleurs, la multiplication des points de mesure dans cette configuration géométrique implique de limiter le nombre de points de mesure sur une section, la réalisation d'un seul essai se déroulant sur une journée.

Puis à 20D et 30D, des mesures à plus ou moins 10 cm du centre complètent la série de mesures dans la partie droite du rectangle. De même, après le coude, les mêmes points de mesure sont retenus, réalisés selon le même schéma.

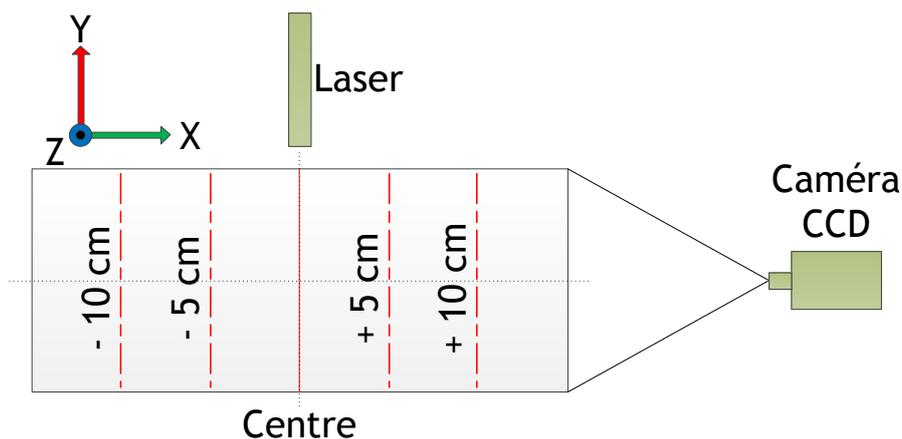


Figure 5-1 : configuration du système Laser-caméra et maillage du conduit à section rectangulaire

Avant d'effectuer une comparaison, un premier paragraphe décrit les résultats expérimentaux obtenus dans le conduit à section rectangulaire.

5.2 Présentation des résultats des expériences dans les conditions de l'essai de référence

Le premier graphique (Figure 5-2) présente les profils de la concentration adimensionnée par la concentration homogène en fonction de la distance selon l'axe y adimensionnée par la demi hauteur h (m) du conduit.

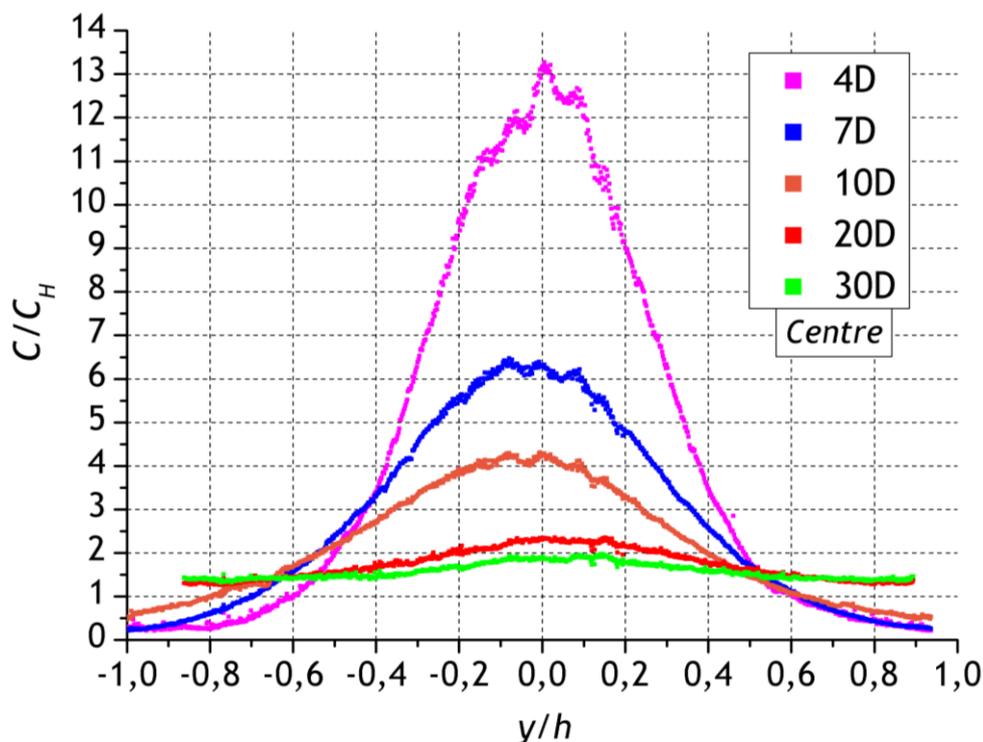


Figure 5-2 : profils de la concentration sur l'axe central du canal obtenus pour une injection au centre en isocinétisme local avec un nombre de Reynolds en conduit de 50 000

La Figure 5-2 montre que la concentration est maximale au centre du conduit et minimale sur les parois, elle s'étend sur toute la hauteur du canal rectangulaire aux alentours de 20D. Par ailleurs, les profils à 20D et 30D décrivent une distribution de la concentration plus élevée que la concentration homogène. La Figure 5-3 expose l'évolution de la concentration sur la hauteur du canal à ± 5 cm et ± 10 cm de l'axe vertical du conduit.

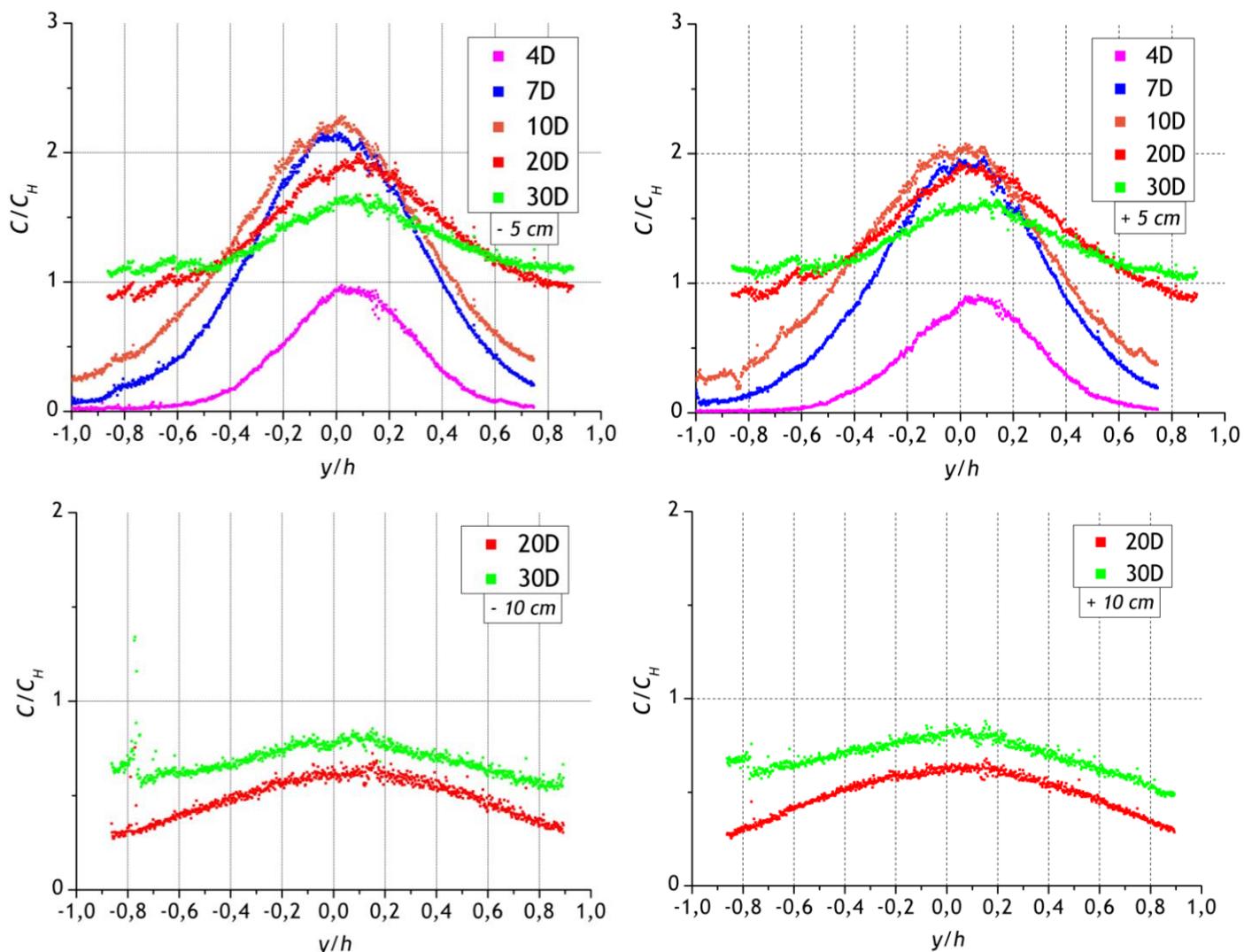


Figure 5-3 : profils de la concentration obtenus sur la hauteur du conduit à ± 5 cm et à ± 10 cm de l'axe vertical pour une valeur de nombre de Reynolds 50 000

La première observation est que les mesures de la concentration à ± 5 cm de l'axe vertical augmentent de 4D jusqu'à 10D pour ensuite diminuer à partir de 10D, signe que le traceur s'homogénéise sur la section du conduit. Deuxièmement, les mesures de la concentration à ± 10 cm de l'axe vertical montrent qu'à 30D la concentration est plus faible que la concentration homogène.

Les points de mesure obtenus à ± 5 cm et ± 10 cm de l'axe central sont similaires, traduisant une symétrie. La totalité des résultats est présentée en annexe (Erreur ! Source du renvoi introuvable.), mais pour mieux illustrer cette symétrie, la Figure 5-4 montre tous les résultats expérimentaux obtenus sur la section à 30D.

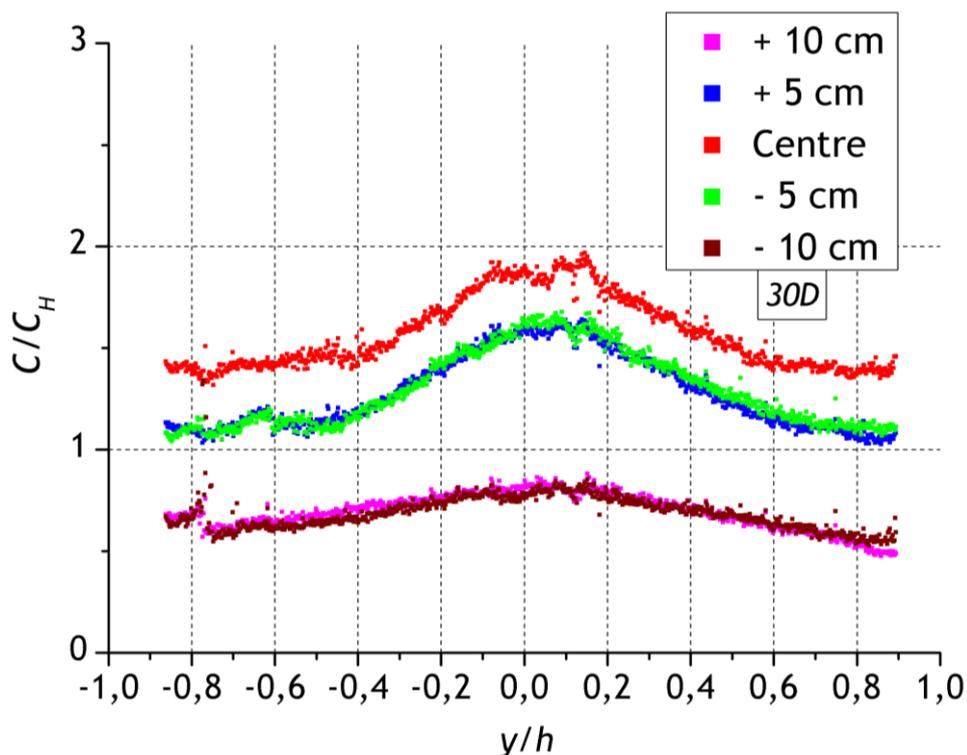


Figure 5-4 : profils de la concentration à 30D d'une injection au centre en isocinétisme local avec un nombre de Reynolds en conduit de 50 000

La Figure 5-5 illustre et synthétise la distribution surfacique de la concentration, à partir des résultats expérimentaux présentés précédemment. Ces graphiques ont été obtenus à l'aide du logiciel Mathcad. Eu égard au nombre de profils acquis sur la section, ces champs surfaciques tronqués sur les bords du canal n'ont qu'une valeur qualitative et servent à la représentation du mélange dans cette configuration de conduit.

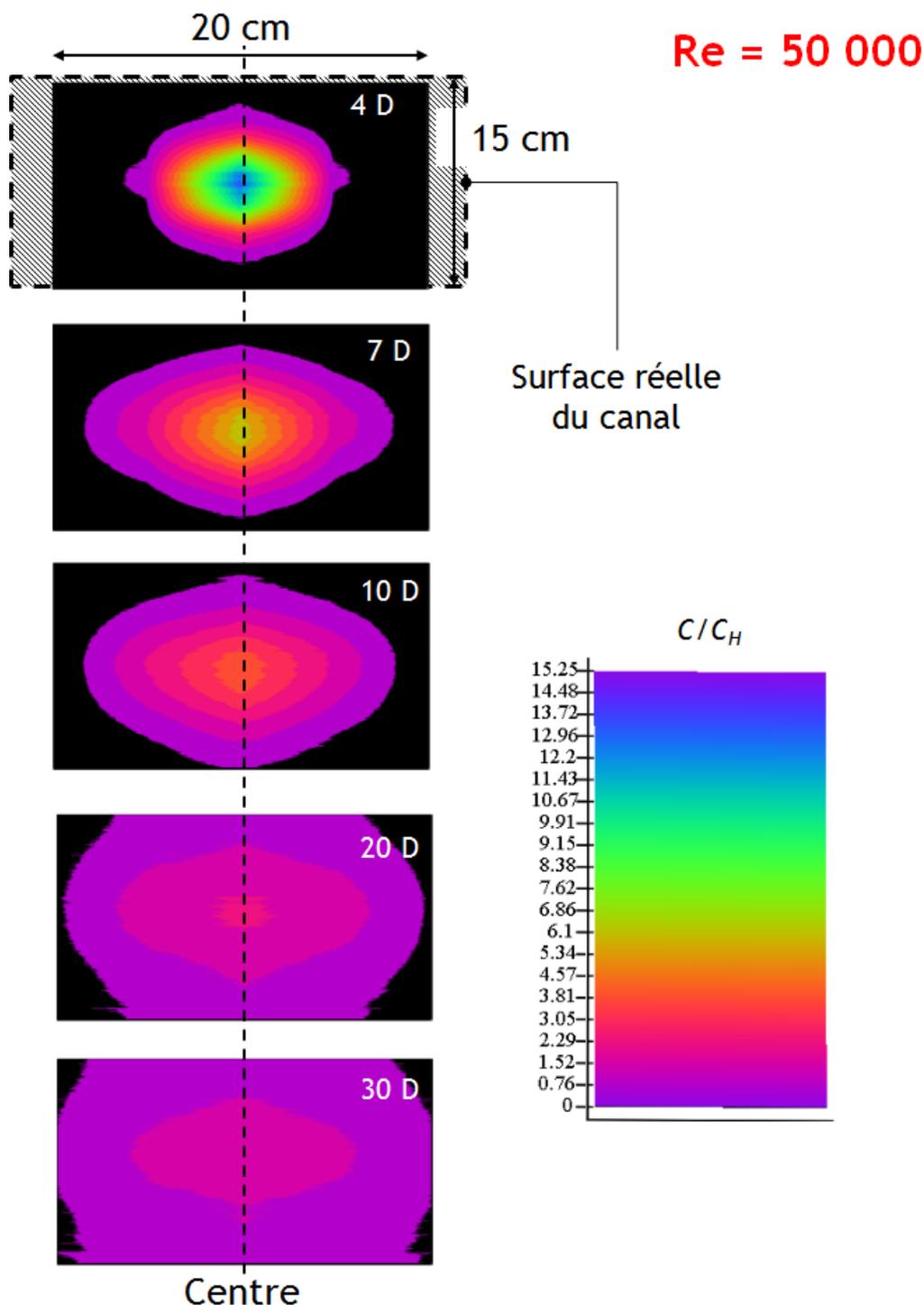


Figure 5-5 : distribution surfacique de la concentration le long du conduit pour une injection en isocinétisme local avec un nombre de Reynolds en conduit de 50 000

La répartition de la concentration sur la section du canal montre que le panache du traceur se développe dans le conduit en étant contraint en hauteur, se caractérisant par une concentration importante, alors que la migration du traceur sur toute la largeur du conduit nécessite plus de distance.

En définitive, cette campagne d'essais donne une indication intéressante sur le mélange du traceur, à 30D les profils de la concentration sont loin de l'homogénéité.

Le seul point de comparaison pertinent entre cet essai et l'essai de référence est la mesure au centre des deux conduits. La Figure 5-6 présente l'évolution de la concentration au centre des deux conduits et dans les mêmes conditions d'écoulement et d'injection.

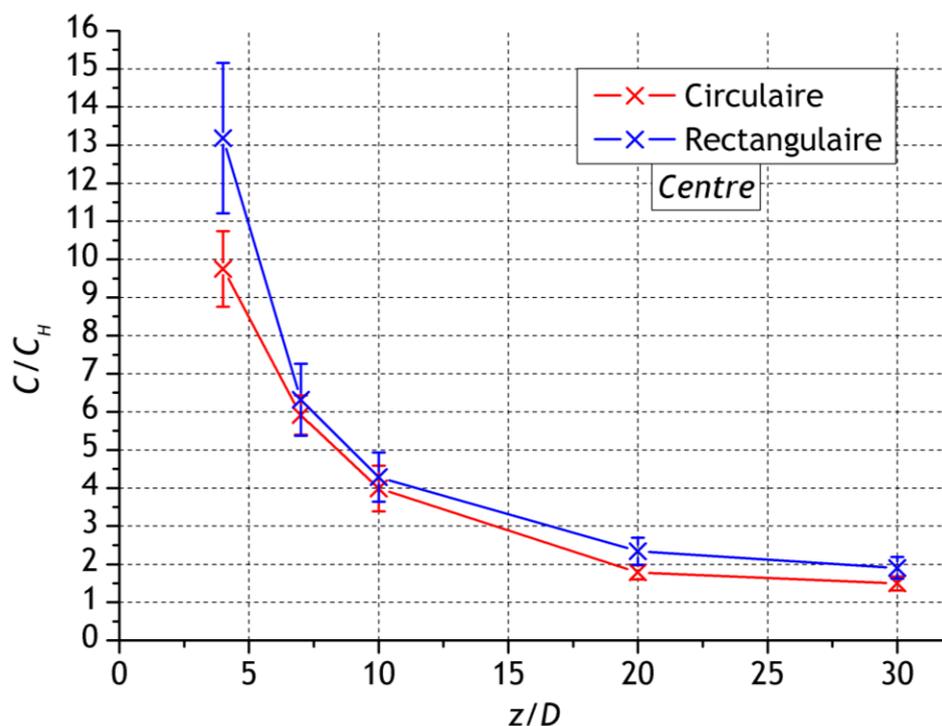


Figure 5-6 : comparaison des profils axiaux de la concentration obtenus dans les conduits cylindrique et à section rectangulaire, pour une injection au centre et en isocinétisme local dans un écoulement d'un nombre de Reynolds 50 000

La comparaison montre que l'évolution de la concentration au centre du conduit à section rectangulaire est toujours plus élevée que celle en conduit cylindrique. De plus, et eu égard aux résultats de distribution surfaciques, tout indique qu'une plus grande distance est nécessaire pour homogénéiser le traceur, aux incertitudes près.

En définitive cette configuration rectangulaire semble plus pénalisante pour mélanger le traceur que le conduit cylindrique.

5.3 Influence du nombre de Reynolds sur le mélange

Dans le conduit cylindrique, les résultats expérimentaux ont mis en évidence un effet du nombre de Reynolds sur les premières distances en aval de l'injection ; en revanche, en champ lointain, ce paramètre n'a plus d'impact significatif sur le mélange. Ce paragraphe présente la démarche analogue pour évaluer l'influence de ce paramètre dans une configuration à section rectangulaire.

La Figure 5-7 présente l'évolution axiale de la concentration obtenue pour trois valeurs de nombre de Reynolds : 35 000, 50 000 et 100 000.

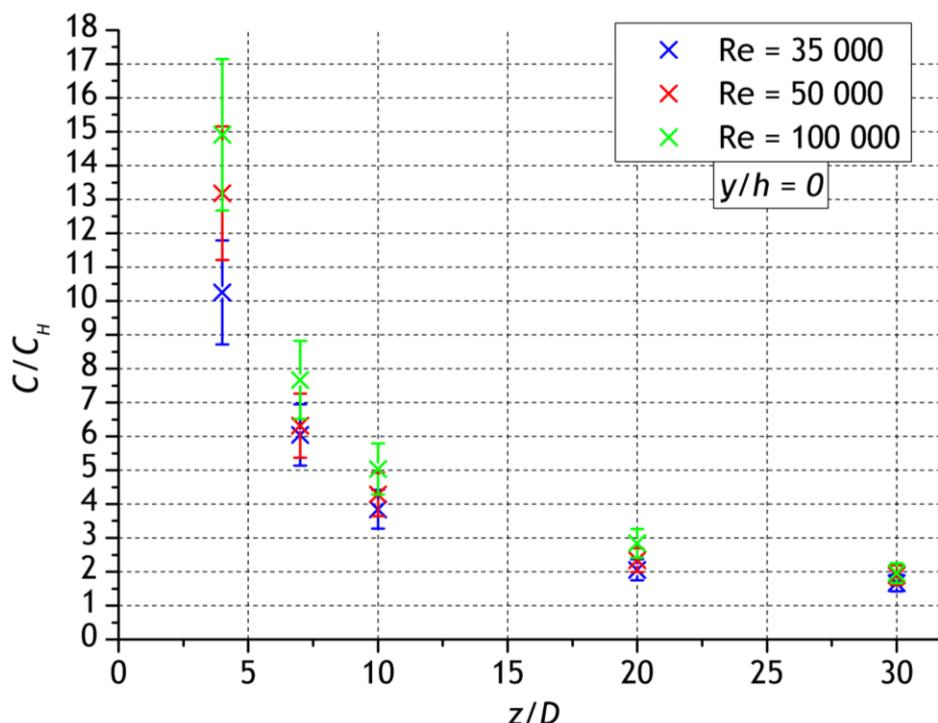


Figure 5-7 : comparaison des profils axiaux de la concentration obtenus à différents nombres de Reynolds, pour une injection au centre et en isocinétisme local

En champ lointain, aux alentours de 30D, et selon cet axe longitudinal, l'influence du nombre de Reynolds ne semble pas avoir de rôle significatif sur le mélange. Cependant, entre 4D et 20D, les mesures obtenues avec un nombre de Reynolds de 100 000 indiquent une concentration plus importante que les deux autres configurations. En revanche, entre les essais à nombres de Reynolds de 35 000 et 50 000, la différence d'évolution est moins marquée.

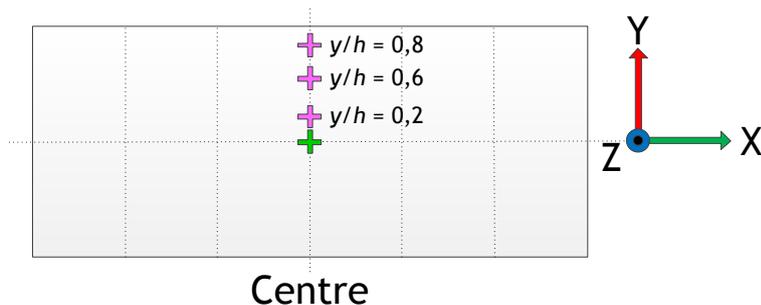


Figure 5-8 : schéma de la position des points de mesure à $y/h = 0,2, 0,6$ et $0,8$ sur la section rectangulaire

Les points de mesure à $y/h = 0,2$ (Figure 5-9), $0,6$ et $0,8$ (Figure 5-10) du centre du conduit confirment ces observations. La position de ces points dans le conduit rectangulaire est indiquée en magenta sur le schéma de la Figure 5-8.

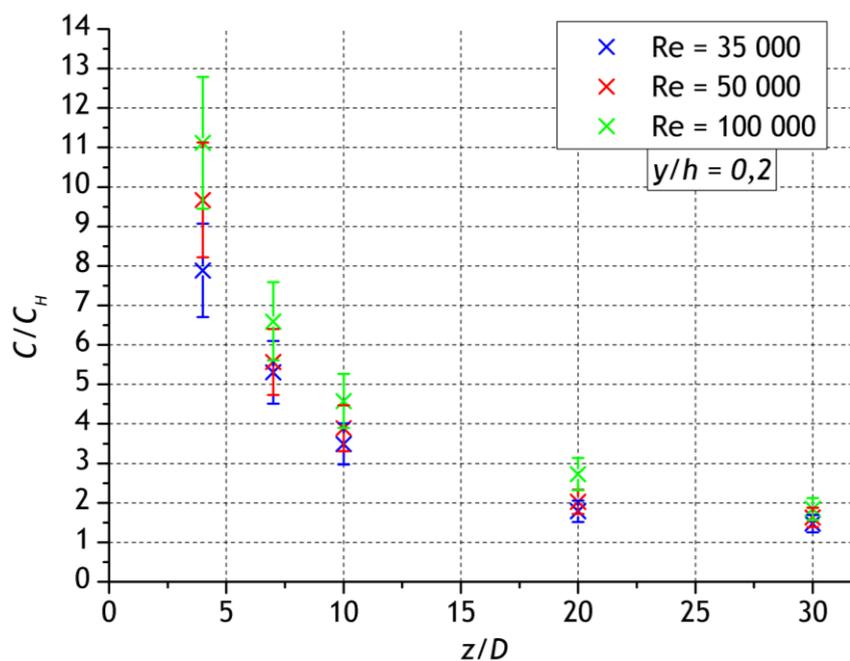


Figure 5-9 : comparaison des profils longitudinaux de la concentration obtenus à $y/h = 0,2$ à différentes valeurs de nombre de Reynolds, pour une injection au centre et en isocinétisme local

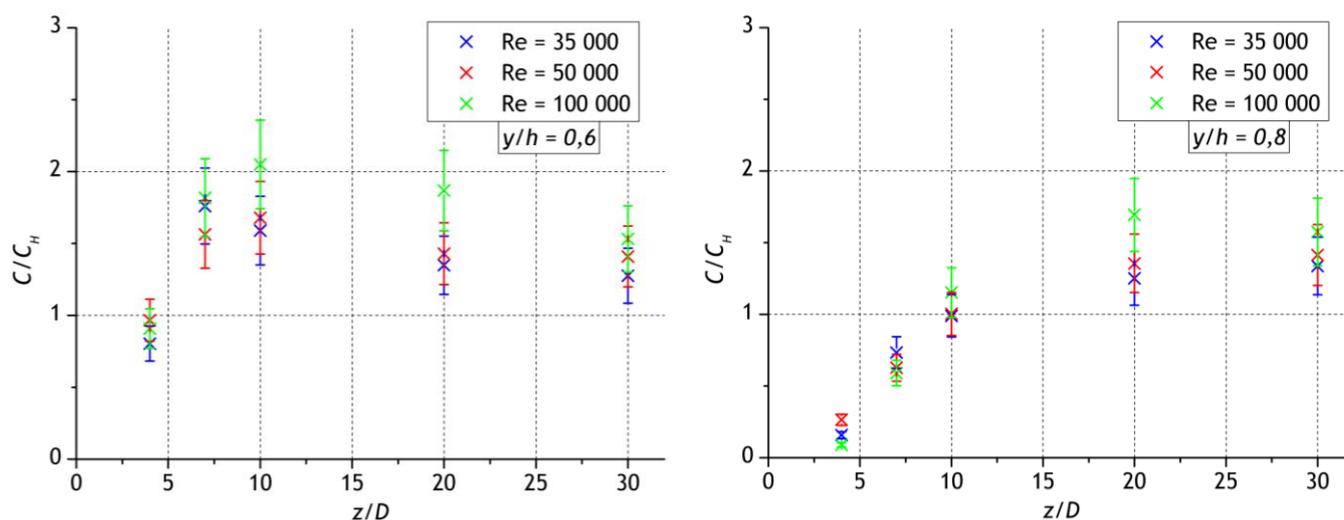


Figure 5-10 : comparaison des profils longitudinaux de la concentration obtenus à $y/h = 0,6$ et $0,8$ à différentes valeurs de nombre de Reynolds, pour une injection au centre et en isocinétisme local

Eu égard aux trois dernières figures, il apparaît que le nombre de Reynolds n'a plus d'influence manifeste à compter de $30D$, aux incertitudes près.

Les Figure 5-12 et Figure 5-13, qui présentent les profils de la concentration horizontaux, selon l'axe x adimensionné par la demi-largeur l du conduit (m), appuient cette affirmation. La position de ces points de mesure est schématisée en orange sur le dessin en Figure 5-11. Les profils se resserrent entre $20D$ et $30D$.

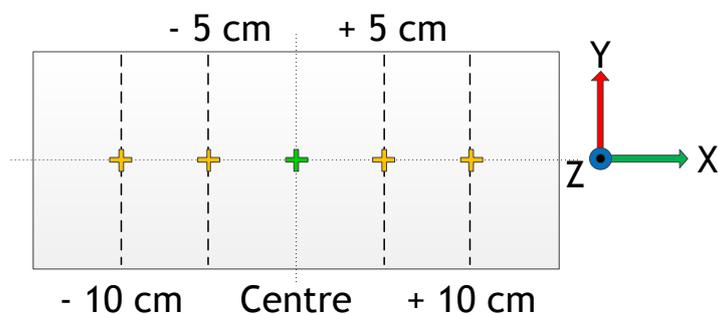


Figure 5-11: schéma de la position des points de mesure à ± 5 cm et ± 10 cm sur la section rectangulaire

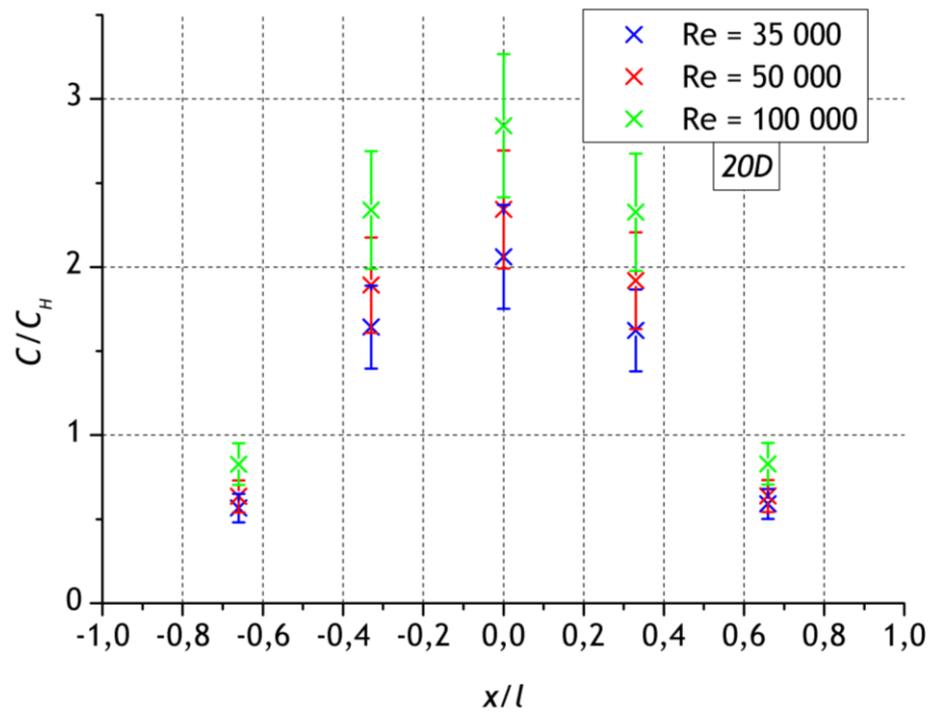


Figure 5-12 : comparaison des profils horizontaux de la concentration obtenus à 20D de l'injection et à différents nombres de Reynolds, pour une injection au centre et en isocinétisme local

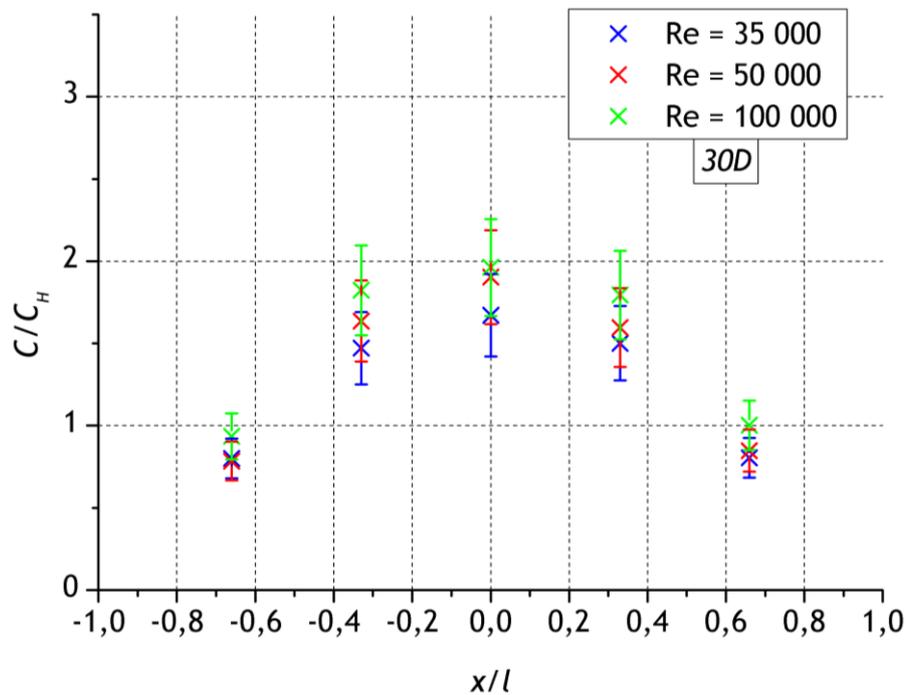


Figure 5-13 : comparaison des profils horizontaux de la concentration obtenus à 30D de l'injection et à différents nombres de Reynolds, pour une injection au centre et en isocinétisme local

5.4 Influence d'un coude à 90° en aval d'une injection

La géométrie du coude à 90° est légèrement différente de celle du coude utilisé dans le conduit cylindrique. Cette fois-ci le coude n'est pas standard, il a été usiné pour respecter les dimensions de départ du rectangle, 30 cm sur 15 cm, ainsi que l'angle de 90°. Le rayon de courbure du coude est de 30 cm, soit 1,5D.

Comme dans l'étude cylindrique, le paragraphe est également scindé en deux parties : une présentation des résultats en aval du coude, suivie d'une comparaison avec les résultats obtenus dans la partie droite du conduit.

5.4.1 Résultats expérimentaux en aval du coude

Les questions posées en chapitre 4 sur les différents paramètres potentiellement influents dans cette configuration d'essais sont identiques. Une nouvelle fois, les mesures se sont focalisées sur le positionnement de l'injection en amont du coude. La canne a été disposée au centre du conduit et placée à 4D, puis à 10D de l'entrée du coude. Le nombre de Reynolds en gaine est de 50 000.

En aval du coude, cinq sections de mesures ont été considérées à 1,75D, 3D, 5D, 7D et 11D de la sortie du coude.

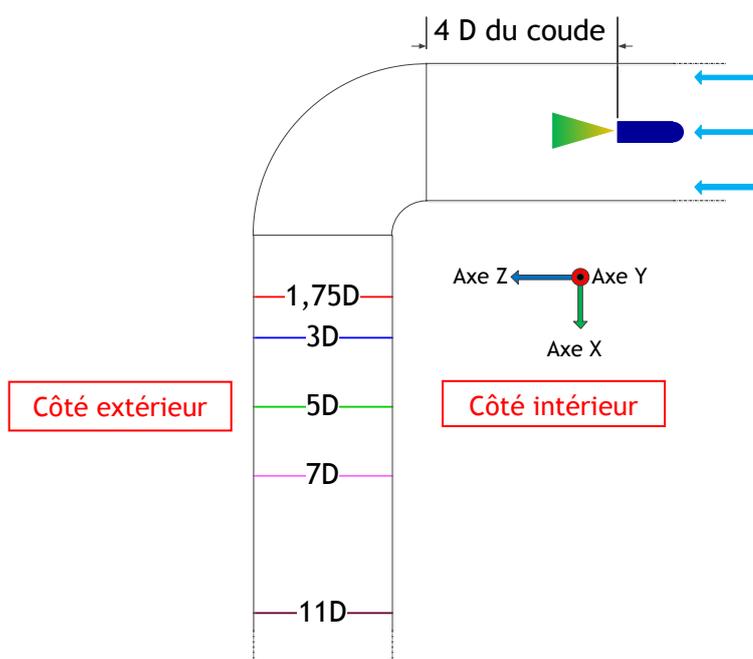


Figure 5-14 : schéma des points de mesure choisis en aval du coude à section rectangulaire

Le maillage des points de mesure est identique à celui choisi pour mesurer la concentration à 30D de l'injection en longueur droite (Figure 5-1).

Les premiers résultats expérimentaux exposés en Figure 5-15 et Figure 5-16 sont obtenus pour une injection à 4D de l'entrée du coude. Les courbes sur le premier graphique sont les profils de la concentration obtenus à 1,75D de la sortie du coude.

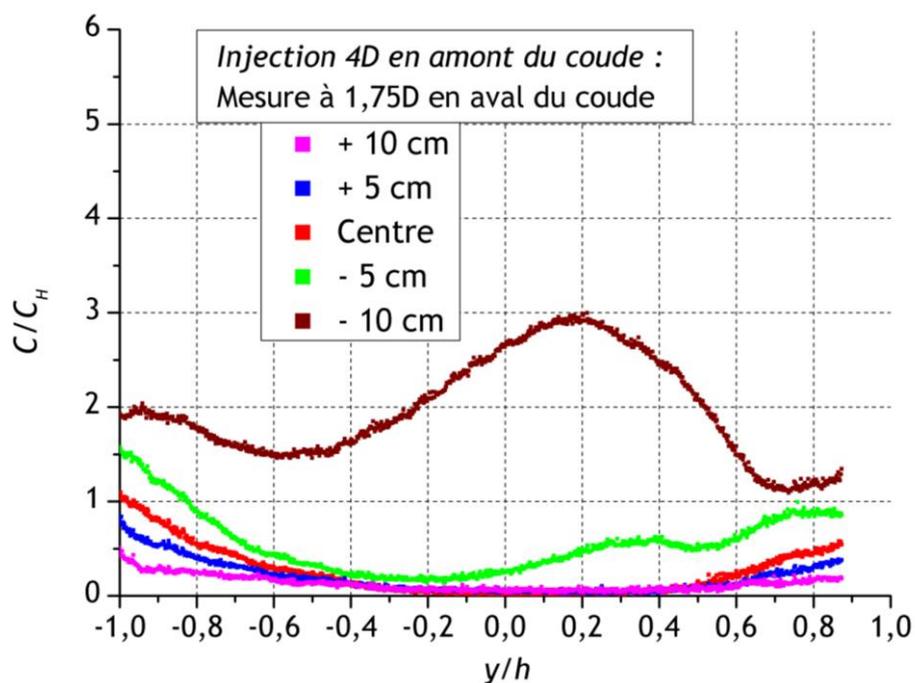


Figure 5-15 : profils de la concentration à 1,75D en aval du coude obtenus pour une injection à 4D de l'entrée du coude.

L'évolution de la concentration montre que le traceur est concentré vers l'extérieur du virage : une concentration importante est observée à -10 cm de l'axe central, alors que très peu de concentration est mesurée dès -5 cm de l'axe central du conduit. Le second graphique présente les courbes de concentration mesurées à 11D de la sortie de l'injection.

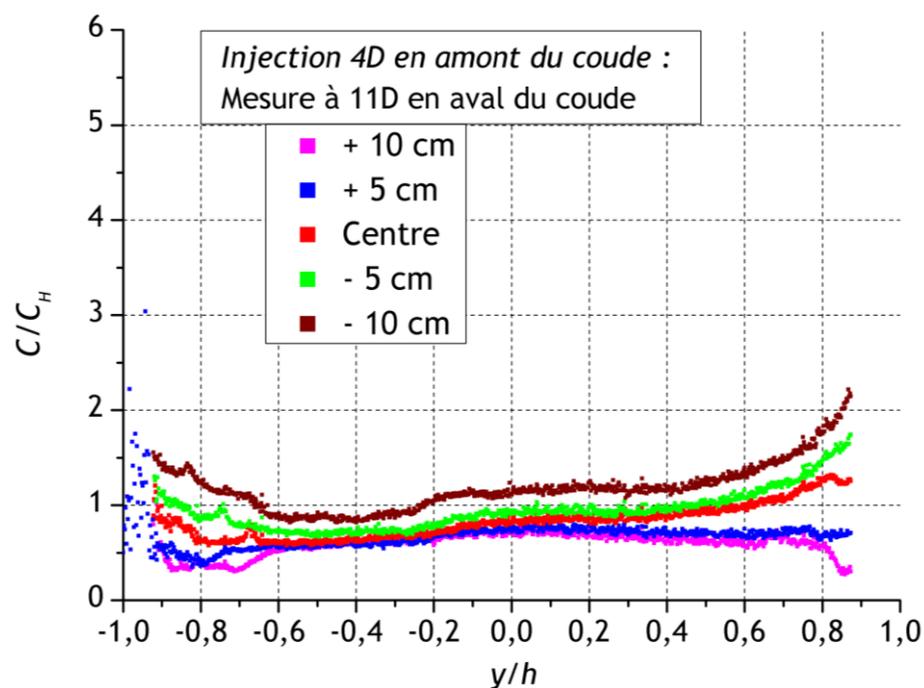


Figure 5-16 : profils de la concentration à 11D en aval du coude obtenus pour une injection à 4D de l'entrée du coude.

Les profils de la concentration montrent un rapprochement des courbes aux alentours de la concentration homogène. La Figure 5-17 présente les champs surfaciques de la concentration en chaque point de mesure en aval du coude, extrapolés à partir des cinq profils de la concentration obtenus sur une même section.

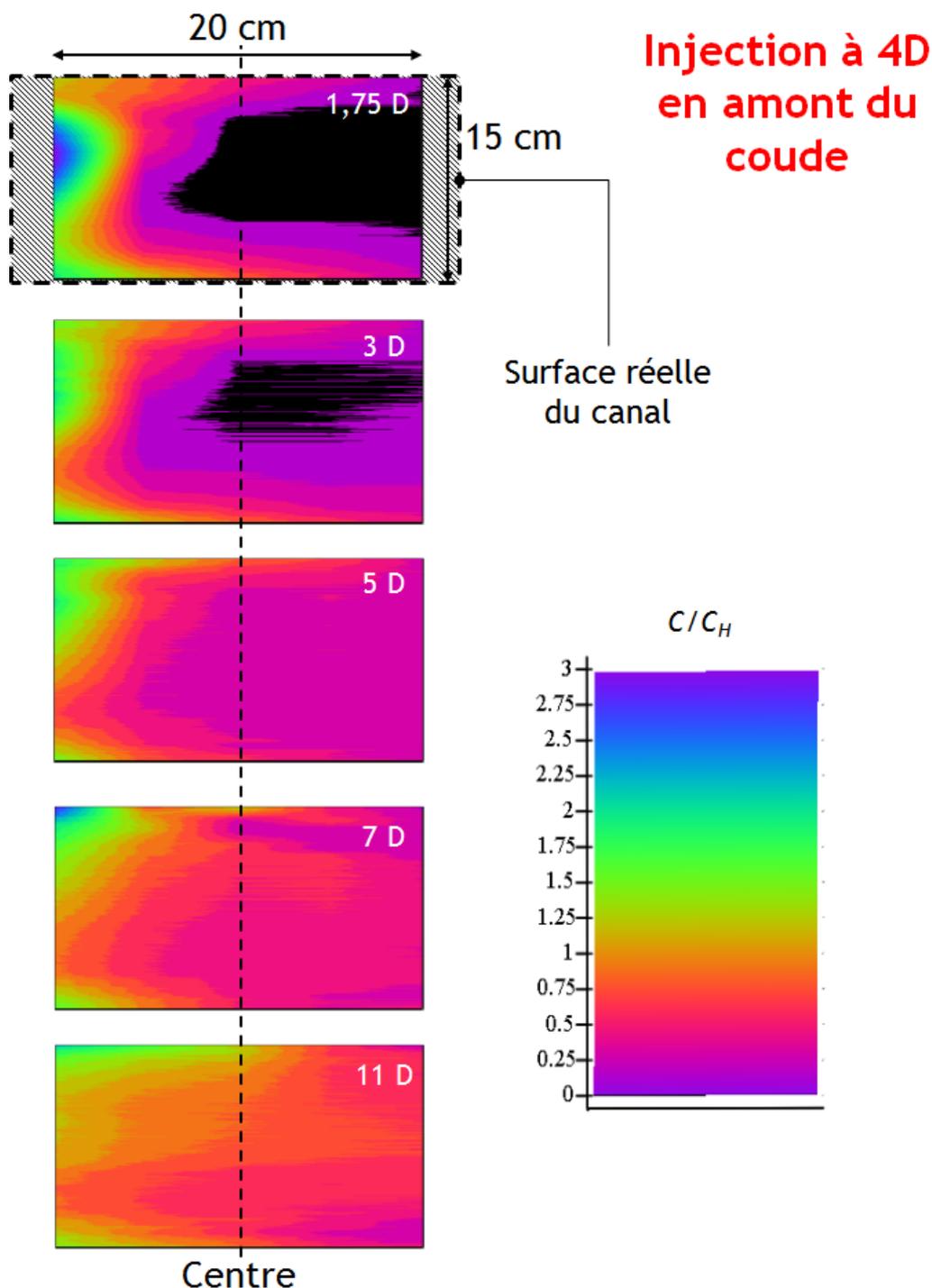


Figure 5-17 : distribution surfacique de la concentration en différents points en aval du conduit pour une injection à 4D de l'entrée du coude

Ces distributions sur la surface illustrent le gradient de concentration partant de l'extérieur du conduit vers l'intérieur. Ceux-ci montrent que la répartition de la concentration passe d'abord par les parois et ensuite par au centre du canal.

Les Figure 5-18 et Figure 5-19 affichent les résultats expérimentaux de la campagne d'essais en configuration d'injection à 10D en amont du coude. La première figure montre les courbes de mesures à 1,75D en aval du coude.

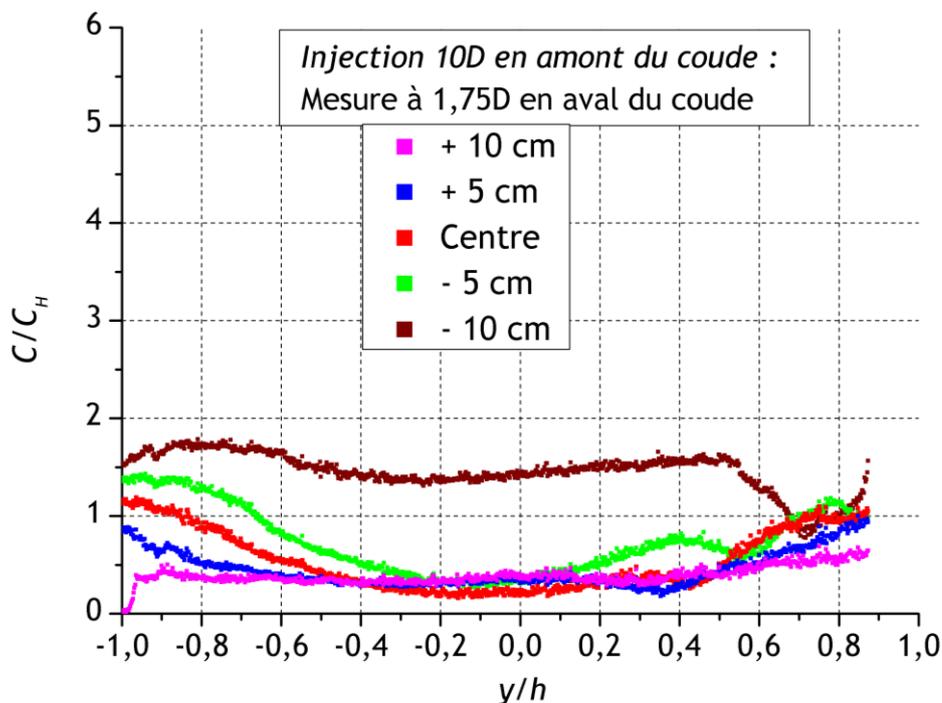


Figure 5-18 : profils de la concentration à 1,75D en aval du coude obtenus pour une injection à 10D de l'entrée du coude

A - 10 cm de l'axe vertical, en sortie du virage extérieur du coude, la concentration est plus importante qu'au niveau des autres points de la section. Les profils à + 5 cm et à + 10 cm de l'axe vertical apparaissent légèrement plus élevés au niveau du centre du conduit. Une partie du traceur semble avoir suivi les lignes de courant du virage intérieur du coude. Par ailleurs, et en cette section, les courbes de la concentration sont plus rapprochées qu'avec l'injection à 4D de l'entrée du coude.

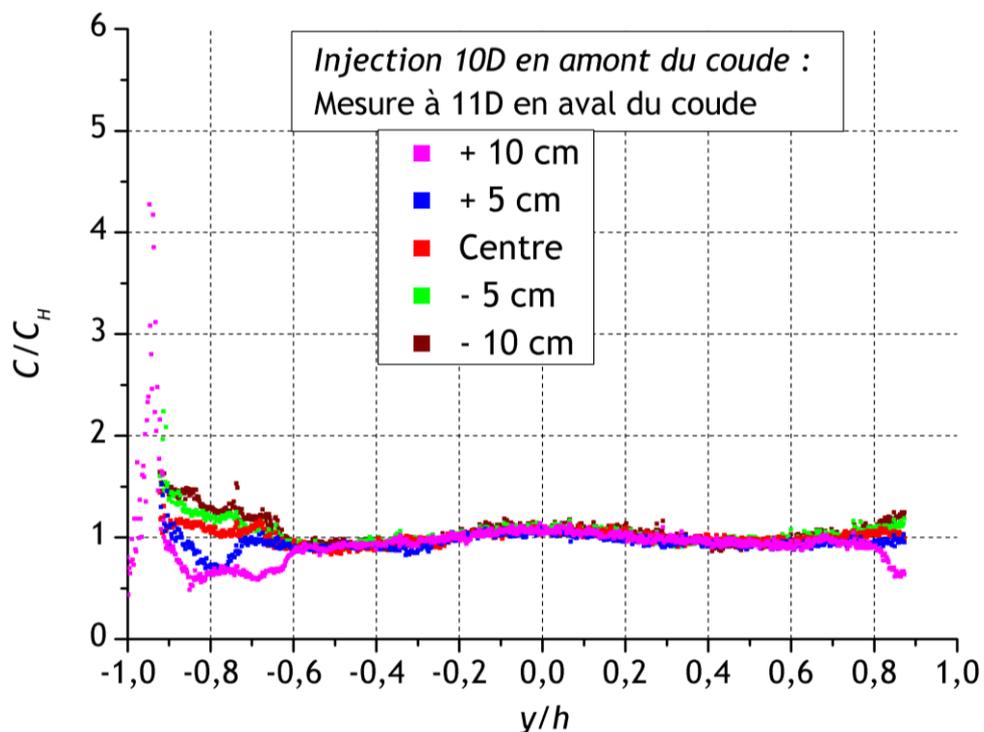


Figure 5-19 : profils de la concentration à 11D en aval du coude obtenus pour une injection à 10D de l'entrée du coude

A 11D en aval du coude et entre $y/h = -0,6$ et $0,8$, les courbes sont toutes confondues et sont au plus près de la concentration homogène. Sur les bords, les profils montrent une légère disparité s'éloignant de la concentration homogène. Par exemple, en $y/h = -0,8$, les points de mesure venant des profils à -10 cm et -5 cm de l'axe central sont plus élevés qu'à $+5$ cm et $+10$ cm.

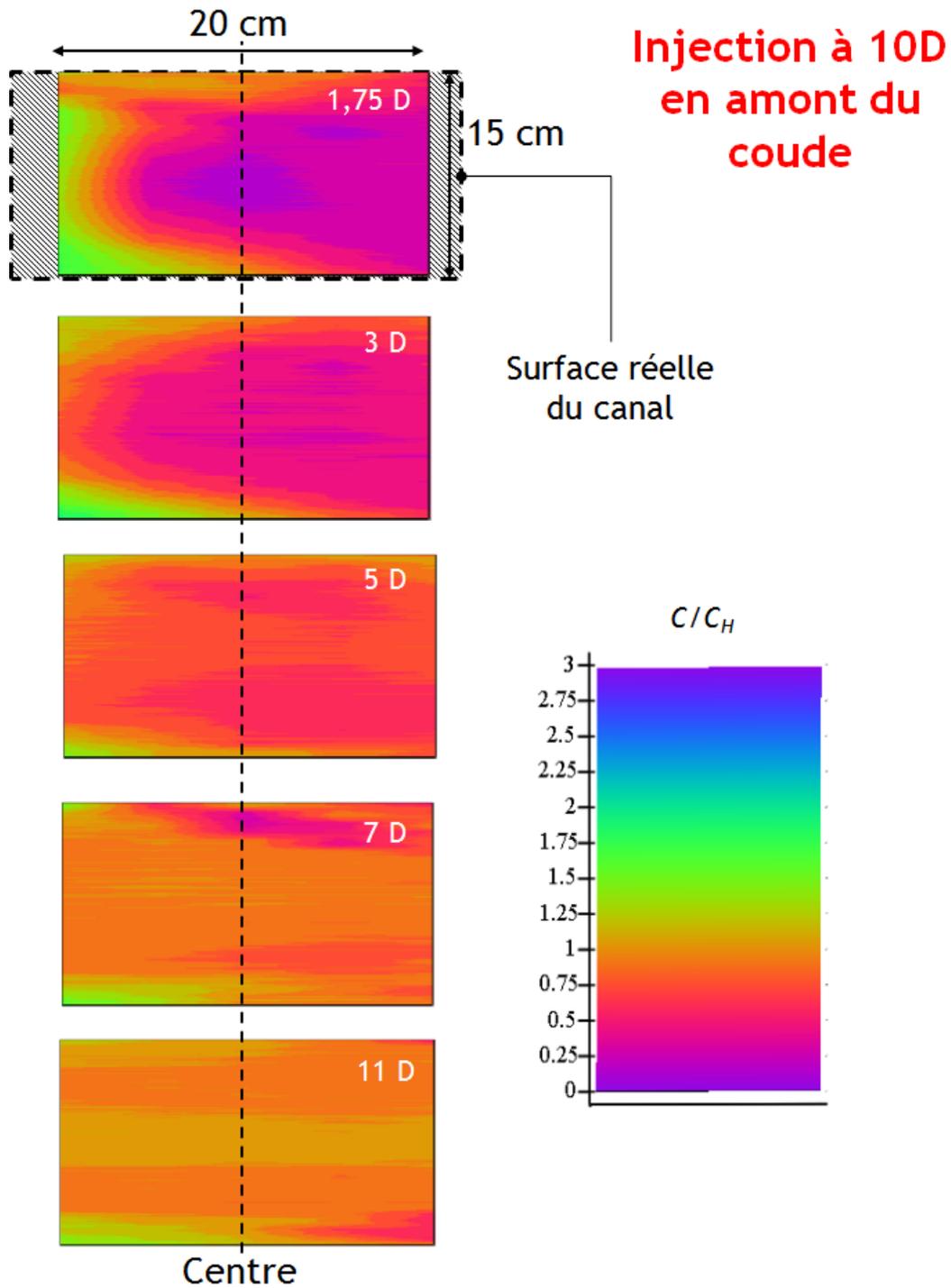


Figure 5-20 : distribution surfacique de la concentration en différents points en aval du conduit pour une injection à 10D de l'entrée du coude

La Figure 5-20 montre une évolution similaire de la distribution de la concentration au sein du conduit avec la configuration d'injection précédente. Cependant et qualitativement, les champs surfaciques décrivent une répartition moins marquée. A partir des données acquises, il est intéressant d'opérer une comparaison quantitative. Le Tableau 5-3 présente la correspondance entre les points de mesure en aval du coude et la distance équivalente à partir de l'injection du traceur.

Tableau 5-3 : équivalence entre les points de mesure en aval du coude et leur distance les séparant de deux positionnements de l'injection

Points de mesure en aval du coude	Distance par rapport à l'injection à 4D	Distance par rapport à l'injection à 10D
1,75D	6,95D	12,95D
3D	8,5D	14,5D
5D	10,5D	16,5D
7D	12,5D	18,5D
11D	16,5D	22,5D

Pour évaluer l'influence du positionnement de l'injection en amont du coude, il se dégage la position équivalente de 16,5D, soit la position de 11D en aval du coude pour la configuration d'une injection à 4D du coude et à 5D en aval du coude dans la configuration d'une injection à 10D.

Le calcul du coefficient de variation de la concentration, calculé à partir des profils verticaux de la concentration montrent que dans la première configuration le COVc vaut 33 % et dans le second cas, le COVc vaut 19 %.

Cette comparaison, à partir de données partielles, illustre et fournit une information importante : le positionnement de l'injection en amont du coude a une influence sur la répartition du traceur ; une injection trop rapprochée de la singularité semble moins avantageuse.

Le paragraphe suivant propose une comparaison entre les résultats expérimentaux obtenus en longueur droite et les deux configurations en amont du coude.

5.4.2 Comparaison avec l'essai en longueur droite

Comme dans le chapitre 4, les résultats de la concentration sont exprimés en fonction d'une distance équivalente. La Figure 5-21 synthétise l'évolution axiale de la concentration au centre du conduit des essais en longueur droite, et en injectant le traceur à 4D, puis à 10D de l'entrée du coude. Sur ce graphique, la présence du coude dans les deux configurations est matérialisée par des rectangles hachurés.

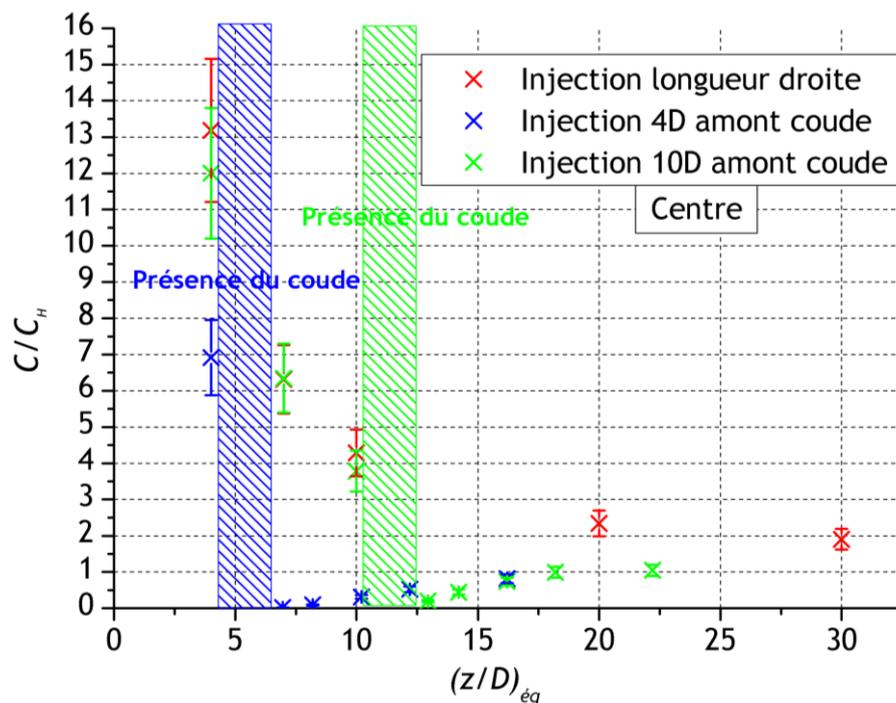


Figure 5-21 : comparaison des profils axiaux de la concentration obtenus dans la partie droite du conduit, et pour des injections à 4D et à 10D de l'entrée du coude

L'allure des courbes montre clairement qu'avec la présence de ce coude, la concentration au centre du conduit tend vers la concentration homogène sur une moindre distance que pour une longueur droite. En Figure 5-22 sont tracés les profils de la concentration selon les points définis sur la Figure 5-11, en fonction de la distance $(z/D)_{eq}$ (-). Ceux-ci confirment cette tendance.

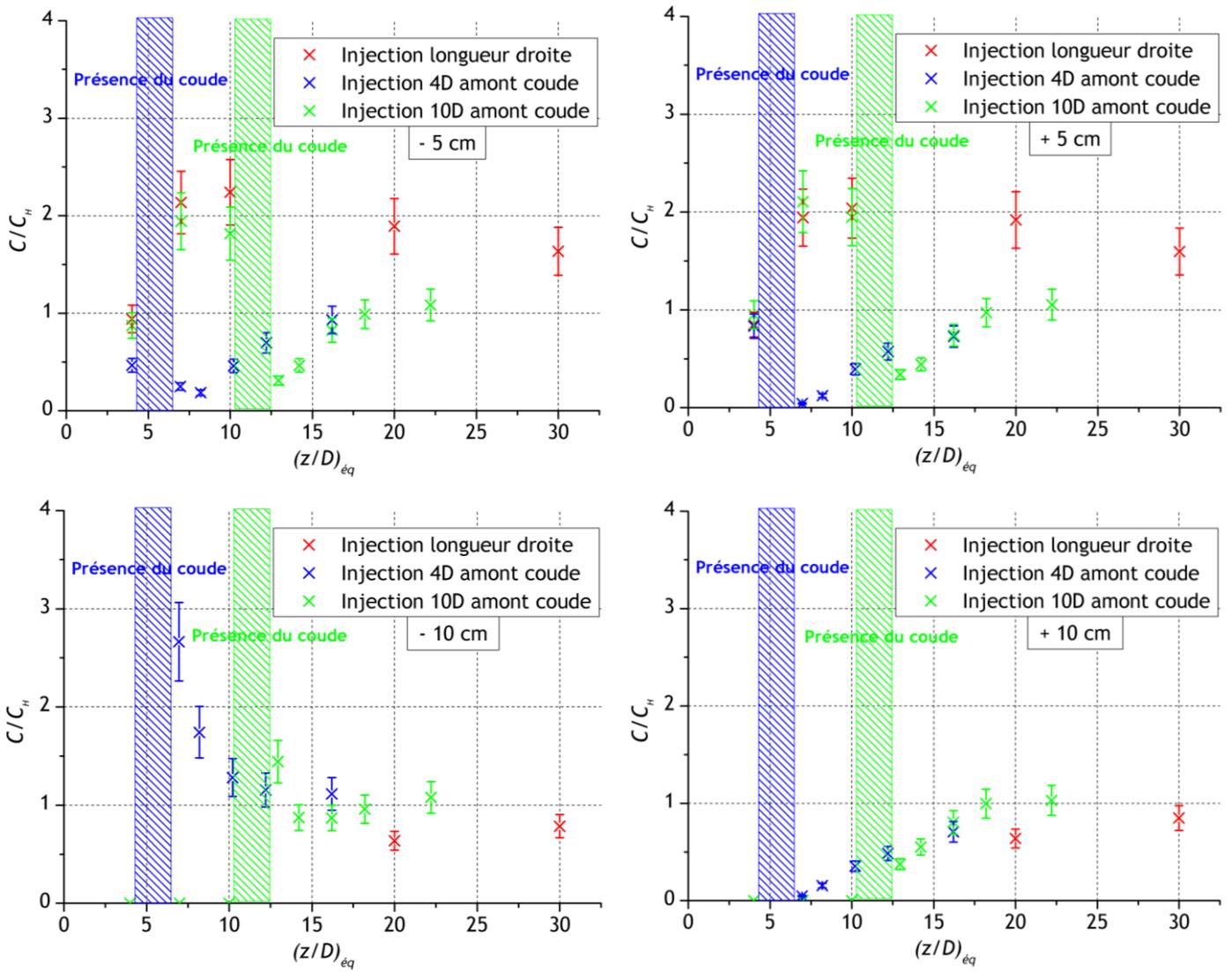


Figure 5-22 : profils de la concentration obtenus à ± 5 cm et à ± 10 cm de l'axe central des essais en longueur droite et des injections positionnées à 4D et à 10D de l'entrée du coude

La Figure 5-23 compare les champs surfaciques obtenus dans la longueur droite du canal rectangulaire et dans la configuration d'une injection à 4D en amont du coude. Sur chacun des champs est indiquée la position adimensionnée équivalente.

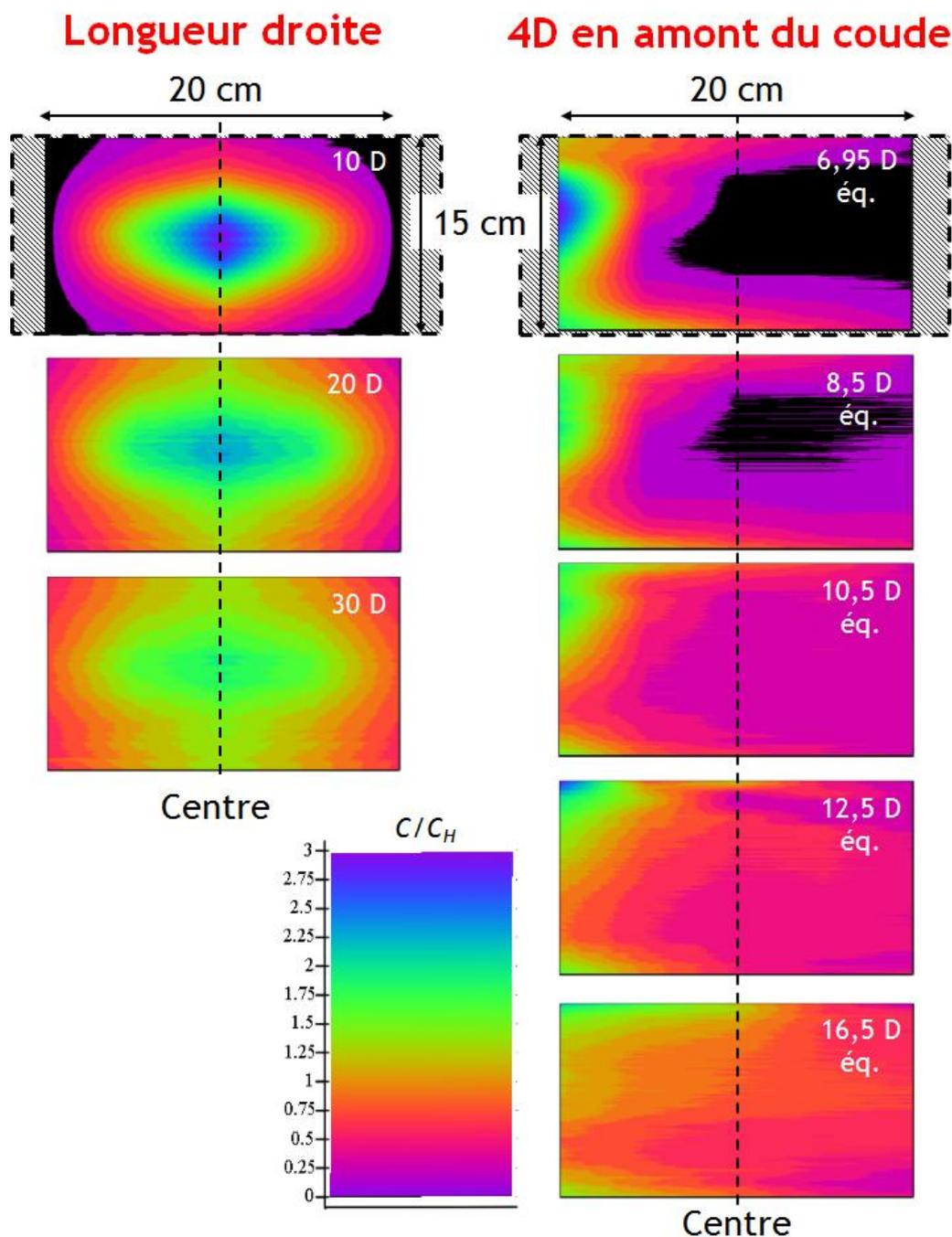


Figure 5-23 : comparaison des distributions surfaciques de la concentration obtenues dans la partie droite du canal rectangulaire, et pour l'injection à 4D de l'entrée du coude

Une première comparaison qualitative montre que dans le cas de la longueur droite, le traceur semble moins réparti sur la surface du conduit que dans l'autre cas. Un calcul du COVc dans la longueur droite à 10D et 20D de l'injection, à partir des données partielles, donne respectivement des valeurs de 66 % et 54 %. Concernant l'autre configuration, à 16,5D_{éq.}, le COVc calculé est d'environ 34 %. Cette comparaison montre qu'un coude à 90° dans un conduit à section rectangulaire est favorable au mélange.

5.5 Conclusion

En définitive, ce chapitre a présenté les essais réalisés dans le conduit à section rectangulaire. Ces résultats expérimentaux ne donnent qu'une information partielle sur la distribution de la concentration sur une section du canal rectangulaire. Cependant, ils donnent des indications très intéressantes, ne serait-ce que dans une problématique de représentativité de point de prélèvement en conduit.

Premièrement, la comparaison entre l'évolution de la concentration dans le canal et dans le conduit cylindrique, obtenue dans les mêmes configurations d'injection et d'écoulement, a montré que la géométrie rectangulaire choisie était moins favorable à la dilution du traceur. A 30D de l'injection, la concentration est encore hétérogène.

Puis, l'étude paramétrique concernant le nombre de Reynolds a démontré que cette grandeur physique avait un impact sur le mélange significatif dans les premières longueurs en aval de l'injection, et qu'aux alentours de 30D les profils horizontaux et verticaux de la concentration tendaient à se rejoindre. Malheureusement, la section de mesure droite n'étant pas assez longue pour observer pleinement ce phénomène, il est difficile de conclure définitivement.

Enfin, l'étude menée avec un coude, dimensionné spécifiquement pour BOREAL, a nettement montré l'apport de cette singularité sur le mélange du traceur, eu égard aux résultats expérimentaux obtenus en longueur droite dans des conditions de mesure identiques. De plus, les essais de positionnement de l'injection en amont du coude ont révélé qu'il est plus intéressant de ne pas trop approcher la canne d'injection près de l'entrée de ce coude. Il apparaît nécessaire que le traceur se mélange avant de suivre les lignes de courant dans le coude.

Ces résultats partiels, ne permettant pas de modéliser l'évolution de la distribution de la concentration dans ce canal, constituent une première base de données pour une étude numérique ultérieure, dans un but de modélisation avec cette géométrie. En revanche, les résultats expérimentaux obtenus dans le cylindre autorisent une modélisation semi-empirique, dont le développement est présenté dans le chapitre suivant.

6 MODELISATION DE LA LONGUEUR DE BON MELANGE

Dans ce chapitre est décrit le développement de l'outil analytique basé sur la résolution de l'équation de convection-diffusion d'un scalaire passif dans un cylindre. Dans un premier temps, l'équation de transport est résolue, puis la résolution est comparée avec les résultats expérimentaux obtenus dans le conduit cylindrique de BOREAL. Ensuite, le second paragraphe répond à la problématique de ce sujet de thèse : un modèle de longueur de bon mélange est proposé, ainsi qu'un exemple d'abaques concernant la représentativité des points de prélèvements en conduit.

6.1 Résolution analytique de l'équation de convection-diffusion d'un scalaire passif

Dans le premier chapitre de ce mémoire, l'équation de convection-diffusion d'un scalaire passif est apparue comme une base indispensable pour décrire l'évolution de la distribution de la concentration dans le conduit. L'équation de base en régime permanent est exprimée par la relation (6-1).

$$\vec{\nabla} \cdot (\vec{u}C) = \vec{\nabla} \cdot [(\mathcal{D}_m + \mathcal{D}_t) \cdot \vec{\nabla}(C)] \quad (6-1)$$

Elle se décompose en deux parties :

- Terme convectif : $\vec{\nabla} \cdot (\vec{u}C)$
- Terme diffusif : $\vec{\nabla} \cdot [(\mathcal{D}_m + \mathcal{D}_t) \cdot \vec{\nabla}(C)]$

La grandeur C est la concentration massique du traceur ($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$) en tout point du conduit, \mathbf{u} le vecteur vitesse ($\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$) de l'effluent. Le terme diffusif est composé de la diffusion moléculaire \mathcal{D}_m du traceur ($\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$) et de la diffusion turbulente \mathcal{D}_t ($\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$), provenant du choix de la modélisation au premier ordre de la turbulence, basée sur l'introduction d'une viscosité et d'une diffusivité turbulente.

6.1.1 Mise en équations et hypothèses

Tout d'abord, le terme de diffusion moléculaire est considéré comme négligeable devant la diffusion turbulente. Ensuite, l'hypothèse d'incompressibilité de l'écoulement permet de simplifier le terme convectif à partir de l'équation de continuité (6-2) :

$$\vec{\nabla} \cdot (\vec{u}) = 0 \quad (6-2)$$

L'équation (6-1) devient alors,

$$\vec{u} \vec{\nabla} \cdot (C) = \nabla^2 \cdot [\mathcal{D}_t C] \quad (6-3)$$

Ensuite, un cylindre de rayon R (m) et une source d'injection ponctuelle au centre du conduit sont considérés (Figure 6-1). La concentration C en coordonnées cylindriques s'écrit $C(r,\theta,z)$, le Laplacien s'écrit également en coordonnées cylindriques. Le débit dans le conduit est noté $Q_{éc}$ ($m^3.s^{-1}$). La composante u_z de la vitesse de l'écoulement est suffisamment importante pour négliger les composantes de la vitesse suivant r et θ .

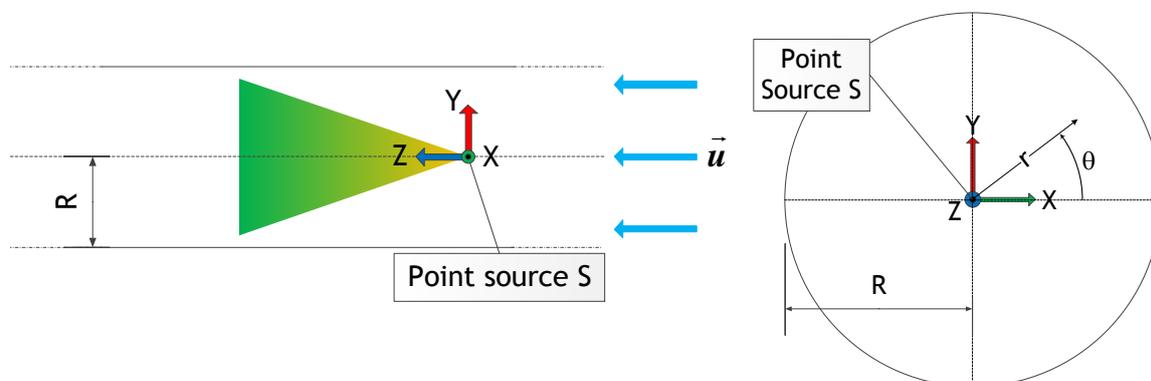


Figure 6-1 : schémas du conduit dans les plans ZY et XY

L'équation (6-3) se transforme ainsi :

$$u_z \frac{\partial C}{\partial z} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \mathfrak{D}_{t,r} \frac{\partial C}{\partial r} \right) + \frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial \theta} \left(\mathfrak{D}_{t,\theta} \frac{\partial C}{\partial \theta} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\mathfrak{D}_{t,z} \frac{\partial C}{\partial z} \right) \quad (6-4)$$

Dans l'équation (6-4), $\mathfrak{D}_{t,r}$, $\mathfrak{D}_{t,\theta}$ et $\mathfrak{D}_{t,z}$ sont respectivement les coefficients de diffusion radiale, angulaire et axiale. La vitesse u_z est suffisamment importante pour négliger la diffusion suivant l'axe z :

$$u_z \frac{\partial C}{\partial z} \gg \frac{\partial}{\partial z} \left(\mathfrak{D}_{t,z} \frac{\partial C}{\partial z} \right) \quad (6-5)$$

De plus, l'injection s'effectuant au centre du conduit, par symétrie cylindrique, il est possible de s'affranchir du terme dépendant de la composante angulaire.

L'équation de convection-diffusion se simplifie alors :

$$u_z \frac{\partial C}{\partial z} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \mathfrak{D}_{t,r} \frac{\partial C}{\partial r} \right) \quad (6-6)$$

6.1.2 Résolution analytique

Différentes méthodes existent pour résoudre l'équation (6-6). Le choix réside dans la considération des paramètres de vitesse et de diffusion turbulente. Evans (1967) et Quarmby ont choisi de résoudre l'équation en intégrant des profils réalistes de chacun des deux paramètres. Evans (1967) préfère résoudre l'équation numériquement, par la méthode des différences finies et Quarmby aborde l'équation mathématiquement en passant par un développement non-trivial, dans lequel intervient une donnée expérimentale. Quarmby a besoin d'initialiser sa solution à partir d'une mesure de concentration initiale. Evans (1967) fait de même pour obtenir sa solution « réaliste ». Ensuite, l'auteur compare cette résolution avec une solution dans laquelle des profils uniformes de vitesse et de diffusion turbulente radiale sont intégrés (Figure 1-5). La comparaison avec ses propres résultats expérimentaux montre que les deux approches sont toutes les deux acceptables. Ger et Holley (1976) choisissent également des profils uniformes de la vitesse et de la diffusion turbulente pour déterminer leur outil analytique.

Ainsi la démarche qui est adoptée dans ce travail de thèse est de considérer les paramètres u_z , égal à la vitesse débitante U_d , et $\mathcal{D}_{t,r}$ comme des constantes dans l'équation (6-6). En posant les paramètres adimensionnés (6-7), l'équation (6-6) devient :

$$z^+ = \frac{z}{R} \quad r^+ = \frac{r}{R} \quad Pe_t = \frac{RU_d}{\mathcal{D}_{t,r}} \quad (6-7)$$

$$Pe_t \frac{\partial C}{\partial z^+} = \frac{1}{r^+} \frac{\partial}{\partial r^+} \left(r^+ \frac{\partial C}{\partial r^+} \right) \quad (6-8)$$

L'adimensionnement des paramètres fait apparaître un nombre sans dimension qui exprime le rapport de la convection sur la diffusion, soit le nombre de Peclet turbulent (-), dans l'équation (6-8).

L'équation (6-8) est une égalité dont le premier terme ne dépend que de la composante axiale et le second de la composante radiale. Pour continuer la résolution, l'étape suivante est d'exprimer la concentration sous la forme d'une combinaison linéaire de solutions élémentaires à variables séparées (6-9) :

$$C(z^+, r^+) = \sum_n \sum_p \mathcal{A}_n(z^+) \mathcal{B}_p(r^+) \quad (6-9)$$

Toutes les solutions élémentaires doivent satisfaire l'équation (6-8), qui s'écrit ainsi (6-10) :

$$Pe_t \frac{\mathcal{A}'_n(z^+)}{\mathcal{A}_n(z^+)} = \frac{1}{r^+ \mathcal{B}_p(r^+)} \frac{d}{dr^+} [r^+ \mathcal{B}'_p(r^+)] \quad (6-10)$$

$\mathcal{A}'_n(z^+)$ et $\mathcal{B}'_p(r^+)$ sont des dérivées premières respectivement en fonction de z^+ et r^+ . L'expression (6-10) est une égalité de deux fonctions chacune dépendante d'une seule variable. L'égalité ne se vérifie que si chaque fonction est constante. La constante d'intégration $-a_{np}$ est arbitrairement posée.

Ce qui donne les relations (6-11) et (6-12) :

$$\left\| \frac{\mathcal{A}'_n(z^+)}{\mathcal{A}_n(z^+)} = -\frac{a_{np}}{Pe_t} \right. \quad (6-11)$$

$$\left\| \frac{1}{r^+ \mathcal{B}_p(r^+)} \frac{d}{dr^+} [r^+ \mathcal{B}'_p(r^+)] = -a_{np} \right. \quad (6-12)$$

Les équations (6-11) et (6-12) sont ensuite réécrites sous la forme d'équations différentielles canoniques, dont les solutions élémentaires sont connues.

$$\left\| \mathcal{A}'_n(z^+) + \frac{a_{np}}{Pe_t} \mathcal{A}_n(z^+) = 0 \right. \quad (6-13)$$

$$\left\| (r^+)^2 \mathcal{B}_p''(r^+) + r^+ \mathcal{B}'_p(r^+) + a_{np} (r^+)^2 \mathcal{B}_p(r^+) = 0 \right. \quad (6-14)$$

La première relation (6-13) est une équation linéaire du premier ordre et la seconde (6-14) est un cas particulier du problème de Sturm-Liouville, appelée équation de Bessel.

C'est à partir des conditions initiales et aux limites que la constante d'intégration $-a_{np}$ est déterminée, devenant la constante d'intégration a_n . Cette partie est détaillée en annexe (Erreur ! Source du renvoi introuvable.).

Au final, la résolution analytique, tenant compte des hypothèses de profils uniformes de la vitesse et de la diffusion turbulente radiale, s'écrit sous la forme de combinaisons linéaires des solutions aux équations (6-13) et (6-14) :

$$\frac{C}{C_H}(z^+, r^+) = 1 + \sum_{n=1}^{\infty} \exp\left(-\frac{a_n}{Pe_t} z^+\right) \frac{J_0(r^+ \sqrt{a_n})}{[J_0(\sqrt{a_n})]^2} \quad (6-15)$$

où C_H est la concentration homogène ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$), J_0 la fonction de Bessel du premier genre et d'ordre zéro, et les a_n sont définis tels que :

$$J_1(\sqrt{a_n}) = 0 \quad \text{et} \quad a_0 = 0 \quad (6-16)$$

avec J_1 la fonction de Bessel de premier genre et d'ordre un.

Dans l'équation (6-15), tous les paramètres sont connus, hormis la diffusion turbulente radiale $\mathcal{D}_{t,r}$. Dans le chapitre 1, cette grandeur physique a été exprimée comme le rapport de la viscosité cinématique turbulente ν_t sur le nombre de Schmidt turbulent (6-16).

$$\mathcal{D}_{t,r} = \frac{\nu_t}{Sc_t} \quad (6-17)$$

Ger et Holley (1976) définissent une viscosité turbulente uniforme sous la forme (6-18) :

$$\mathcal{D}_t = 0,071 \cdot Uf \cdot R \quad (6-18)$$

pour un nombre de Schmidt turbulent égal à un.

Les auteurs ne précisent pas de référence quant à l'élaboration de cette expression. De plus, en intégrant cette constante dans la résolution analytique (6-15) et en comparant avec les résultats expérimentaux obtenus au cours de cette étude (Figure 6-2), la résolution des auteurs surestime la dilution du traceur dans le conduit.

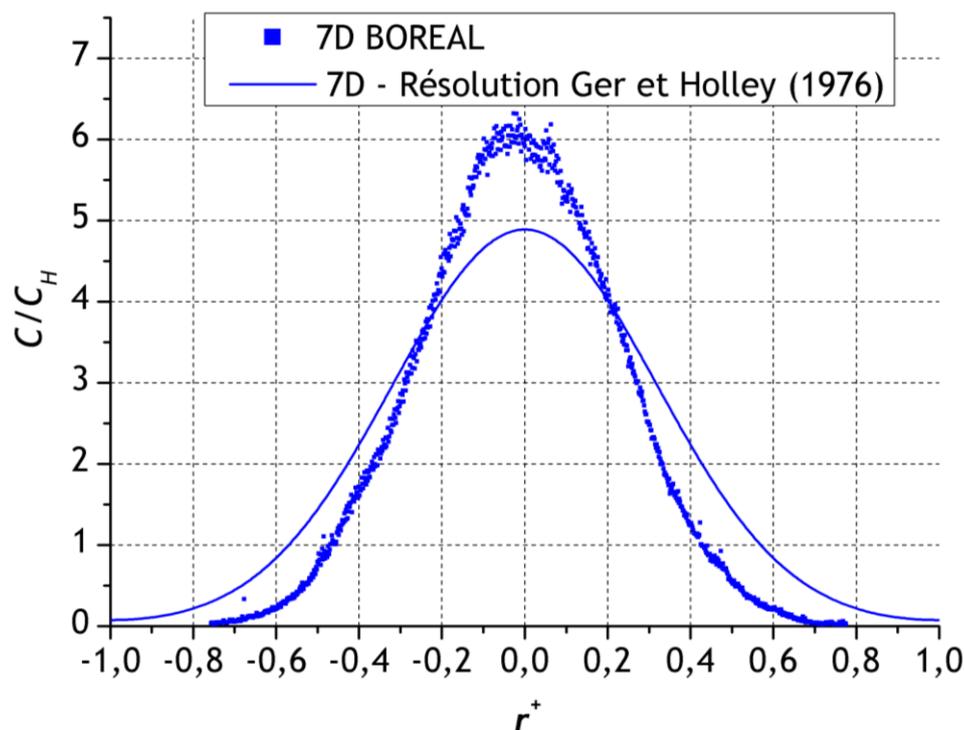


Figure 6-2 : comparaison entre la résolution analytique de Ger et Holley (1976) et les résultats radiaux de la concentration obtenus à 7D dans le conduit cylindrique de BOREAL

Ce paramètre v_t a donc été l'objet d'une étude bibliographique afin d'en connaître le comportement dans un conduit cylindrique. Le but, *in fine*, est de l'intégrer dans l'équation (6-15).

6.1.3 Modèles semi-empiriques de la viscosité turbulente dans un conduit cylindrique

A partir de l'approximation de Boussinesq, plusieurs auteurs se sont attachés à déterminer des modèles semi-empiriques de la viscosité turbulente dans un conduit cylindrique. Les auteurs les plus récurrents dans les articles portant sur la viscosité turbulente cinématique sont Reichardt et Hinze. Reichardt est l'un des premiers à avoir proposé un travail complet en élaborant une équation semi-empirique, accompagné par des campagnes de mesures. Concernant l'étude de Hinze, celui-ci prédit à partir des études expérimentales de Nunner (1956) et Laufer (1954) que la viscosité cinématique turbulente, adimensionnée par la vitesse de frottement Uf et le rayon du conduit R , doit tendre vers la valeur de 0,07 au centre du conduit. Expérimentalement, Quarmby et al. (1969) se sont également intéressés à ce sujet et ont déterminé la viscosité turbulente dans leur banc expérimental à différentes valeurs de nombre de Reynolds.

La Figure 6-3 présente les différents travaux expérimentaux de Nunner (1956), Laufer (1954), Reichardt et Quarmby à différents nombres de Reynolds. Les résultats sont exprimés en fonction du rayon adimensionné r^+ . Sur cette même figure, sont comparés aux résultats les modèles semi-empiriques de Reichardt (1951), Van Driest (1956), Mizushima (1969) et Guo (2003), présentés dans le Tableau 6-1.

Tableau 6-1 : différents profils de viscosité turbulente dans la région centrale d'un conduit cylindrique

Auteurs	Expressions		Intervalle ³ de validité r^+
Reichardt (1951)	$\frac{v_t}{Ruf} = \frac{\kappa}{6} \left[1 - (r^+)^2 \right] \cdot \left[1 + 2(r^+)^2 \right]$	$\kappa = 0,40$	$0 \leq r^+ \leq 0,995$
Van Driest (1956)	$\frac{v_t}{Ruf} = 2\kappa(1 - r^+)(r^+)^{1/2}$	$\kappa = 0,4$	$0 \leq r^+ \leq 0,97$
Mizushima (1969)	$\frac{v_t}{Ruf} = 0,07$		$0 \leq r^+ \leq 0,77$
Guo (2003)	$\frac{v_t}{Ruf} = \frac{r^+}{\frac{\sqrt{3}e}{2} \left(\frac{1}{1 - r^+} - (1 - r^+)^2 \right) + \pi \sin(\pi(1 - r^+))}$		N/A

avec κ la constante de Von Karman.

Dans les articles cités, il existe plusieurs raisonnements pour exprimer la viscosité turbulente dans le cœur du tube. Reichardt décide de mener des mesures de fluctuation de la vitesse, afin de quantifier la viscosité turbulente d'un écoulement. Malheureusement, dans son article, il ne précise pas le nombre de Reynolds associé à chacune de ses expériences. A partir de ces données, il détermine la relation empirique présentée dans le Tableau 6-1 qui sera reprise et citée dans bon nombre d'articles. Quant à Guo, il déduit la viscosité turbulente à partir de la loi déficitaire du profil de la vitesse, obtenue analytiquement.

³ Cet intervalle de validité, à titre d'exemple, est déterminé pour un rayon $R = 0,5$ cm et pour un nombre de Reynolds de 100 000

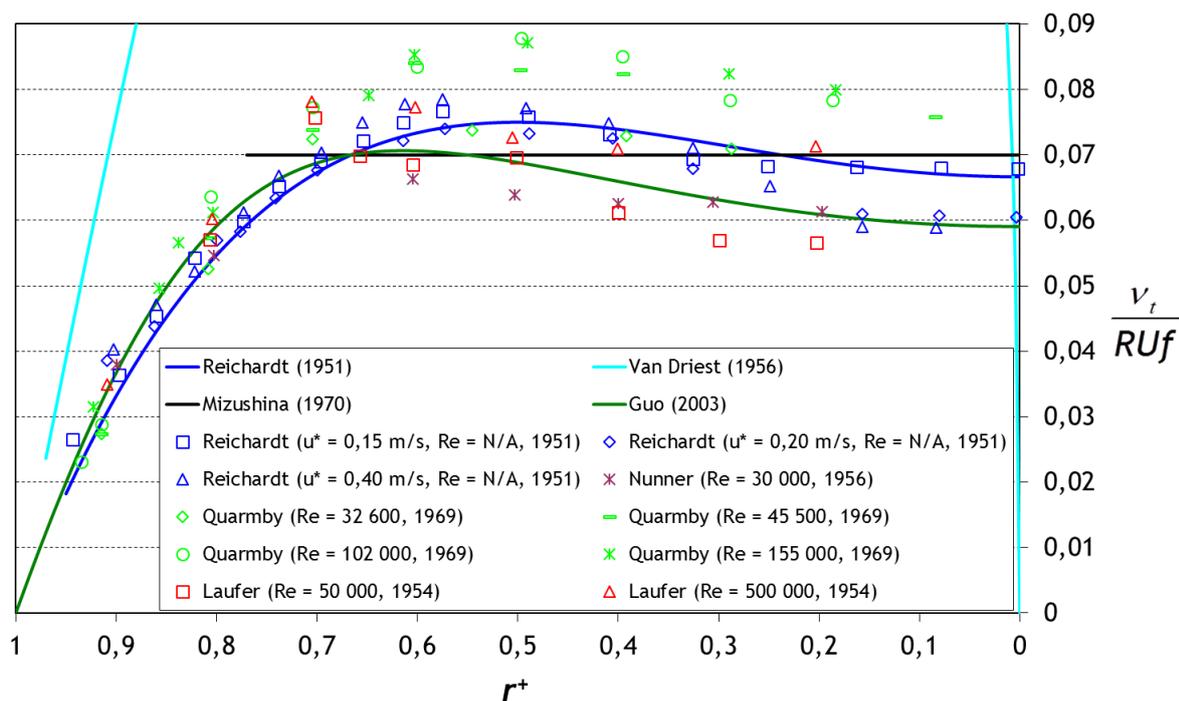


Figure 6-3 : synthèse des travaux expérimentaux et de modélisation de la viscosité turbulente dans un conduit cylindrique

Les points de mesure de la littérature affichent clairement une tendance du profil de la viscosité turbulente : la viscosité tend vers zéro en paroi, passe par un maximum autour de $r^+ = 0,6$ et diminue ensuite vers une valeur constante au centre du conduit. Il s'avère effectivement que les résultats tendent vers 0,07, même si le nombre de Reynolds semble avoir une légère influence dans la partie entre $r^+ = 0,5$ et 0.

La Figure 6-3 montre que le modèle semi-empirique de Van Driest (1956) n'est pas du tout en accord avec les données expérimentales. Si Mizushina et al. (1969) se contentent d'appliquer le critère de Hinze pour leur modèle (dans le cœur de l'écoulement), Guo (2003) obtient une distribution de viscosité turbulente en bonne concordance avec les résultats expérimentaux.

Ainsi, il apparaît que la référence de Ger et Holley (1976) pour déterminer un profil uniforme de la viscosité turbulente est Mizushina (1969). Cependant, le domaine de validité de ce modèle ne s'étend que sur les trois quarts du rayon du conduit et comme la viscosité turbulente est plus faible aux abords de la paroi, le risque est de surestimer l'influence de ce paramètre dans la résolution de l'équation de convection-diffusion.

Eu égard à la comparaison entre les modèles semi-empiriques et les résultats expérimentaux, le travail de Guo est retenu pour appréhender le paramètre de la viscosité turbulente. Pour obtenir un profil uniforme de la diffusion turbulente, le modèle de Guo est moyenné sur le rayon du conduit (6-19) :

$$\mathcal{D}_{r,t} = \frac{RUf}{Sc_t} \int_0^1 v_t(r^+) dr^+ \quad (6-19)$$

$$\mathcal{D}_{r,t} = \frac{0,058 \cdot Uf \cdot R}{Sc_t} \quad (6-20)$$

Cette grandeur est donc injectée dans la résolution analytique (6-15), dans le nombre de Peclet turbulent. La vitesse de frottement Uf est définie comme dans le chapitre 1, c'est-à-dire dépendante du coefficient de perte de charge.

L'outil analytique est enfin finalisé (6-21). La Figure 6-4 montre l'évolution longitudinale de la concentration en différents points du rayon du conduit, avec un nombre de Reynolds de 50 000.

$$\frac{C}{C_H}(z^+, r^+) = 1 + \sum_{n=1}^{\infty} \exp\left(-\frac{0,058}{Sc_t} \cdot a_n \cdot \sqrt{\frac{\Lambda}{8}} \cdot z^+\right) \frac{J_0(r^+ \sqrt{a_n})}{[J_0(\sqrt{a_n})]^2} \quad (6-21)$$

avec Λ le coefficient de perte de charge (-).

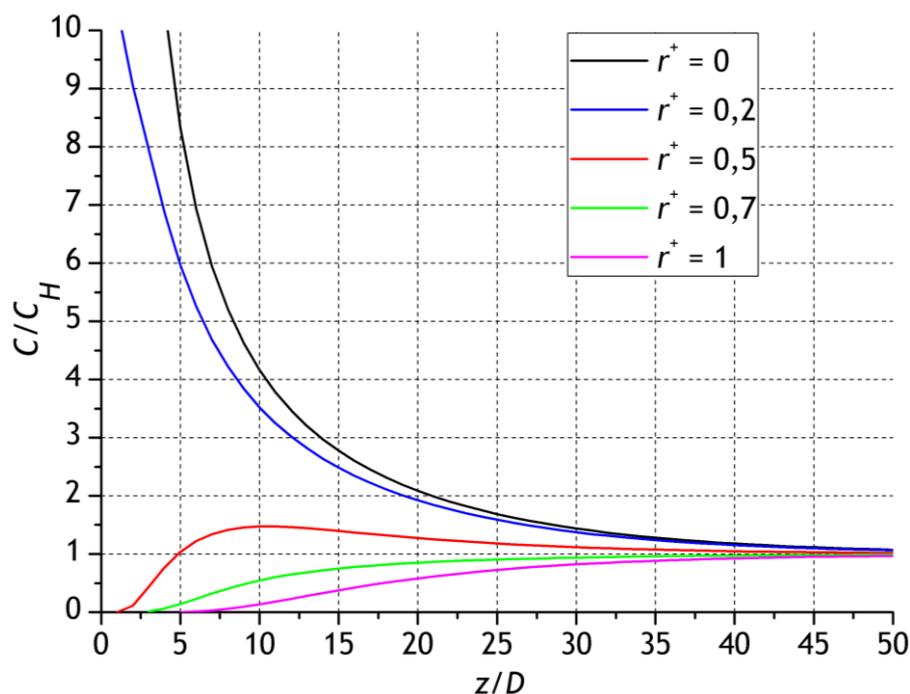


Figure 6-4 : évolution longitudinale du modèle analytique pour une valeur de nombre de Reynolds 50 000

Qualitativement, la Figure 6-4 illustre que l'évolution longitudinale du modèle analytique commence à tendre vers l'homogénéité à partir de 30D.

Le paragraphe suivant compare ce modèle avec les résultats expérimentaux obtenus dans le conduit cylindrique de BOREAL.

6.1.4 Validation de la résolution analytique avec l'essai de référence

Dans l'outil analytique, les seuls paramètres à renseigner sont le coefficient de perte de charge et le nombre de Schmidt turbulent. Concernant le coefficient de perte de charge, la qualification aéraulique a mis en valeur qu'il était satisfaisant d'utiliser les modèles de Blasius et de Colebrook pour décrire l'évolution de cette grandeur dans le conduit cylindrique de BOREAL.

La résolution analytique (6-21) est donc comparée avec l'essai de référence, soit un écoulement turbulent d'un nombre de Reynolds de 50 000 (Figure 6-5). Le nombre de Schmidt turbulent est fixé à un.

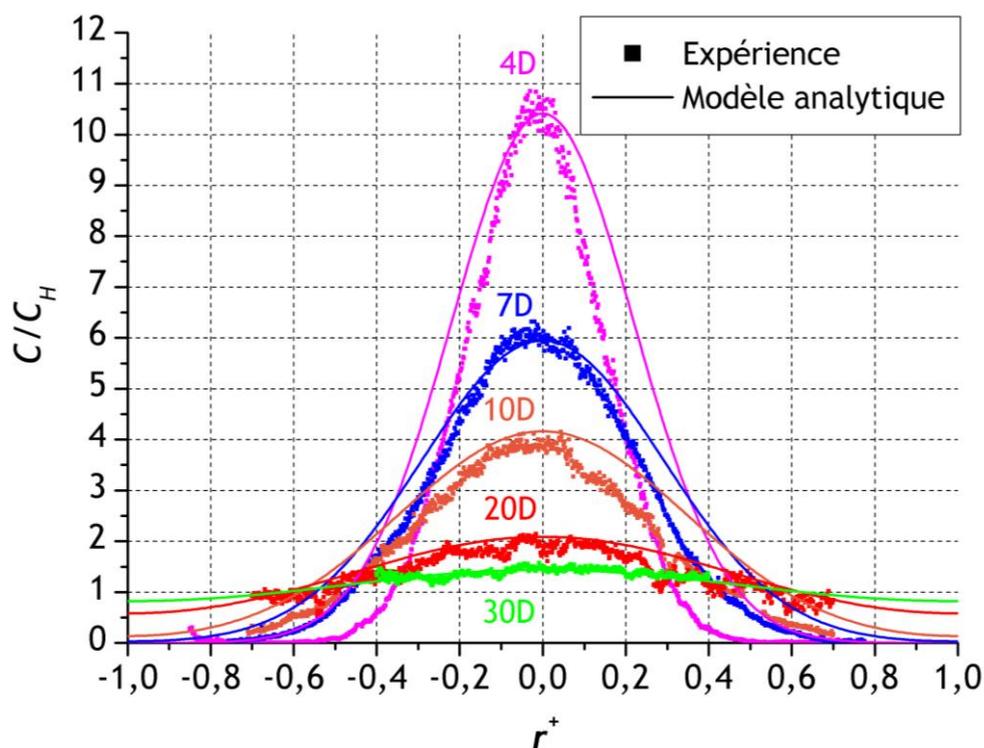


Figure 6-5 : comparaison entre les résultats radiaux de la concentration de l'essai de référence et le modèle analytique ($Sc_t = 1$)

La Figure 6-5 montre une bonne concordance entre les résultats expérimentaux de l'essai de référence et la résolution analytique (6-21) développée au cours de ce travail. Au centre du conduit, les profils sont confondus, et lorsque les courbes s'écartent du centre, la résolution analytique enveloppe les résultats expérimentaux. Cette observation s'explique par les deux hypothèses simplificatrices émises lors du développement, soit la considération d'un point source comme injection et des profils uniformes de la vitesse et de la diffusion turbulente.

Fort de cette première validation, la résolution analytique a également été confrontée avec les autres essais à nombres de Reynolds 35 000 et 100 000. Les Figure 6-6 et Figure 6-7 présentent les deux comparaisons avec un nombre de Schmidt turbulent de 1 intégré dans la solution analytique.

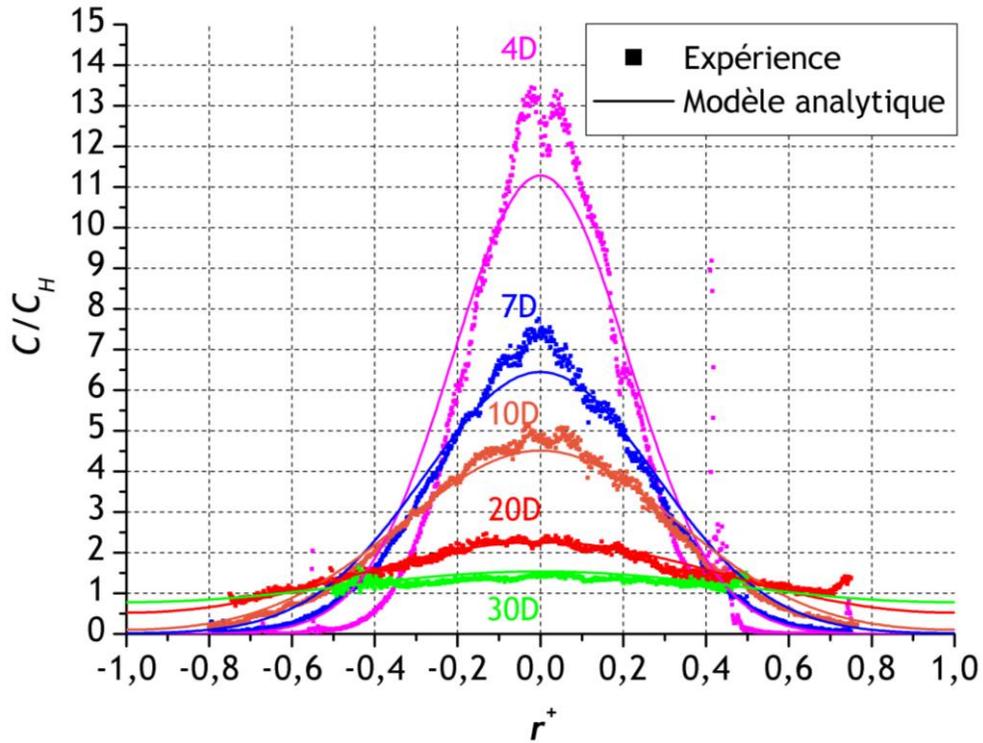


Figure 6-6 : comparaison entre les résultats radiaux de la concentration de l'essai avec un nombre de Reynolds 100 000 et le modèle analytique ($Sc_t = 1$)

La Figure 6-6 montre une bonne concordance entre le modèle analytique et les profils radiaux de la concentration adimensionnée obtenus pour un nombre de Reynolds de 100 000.

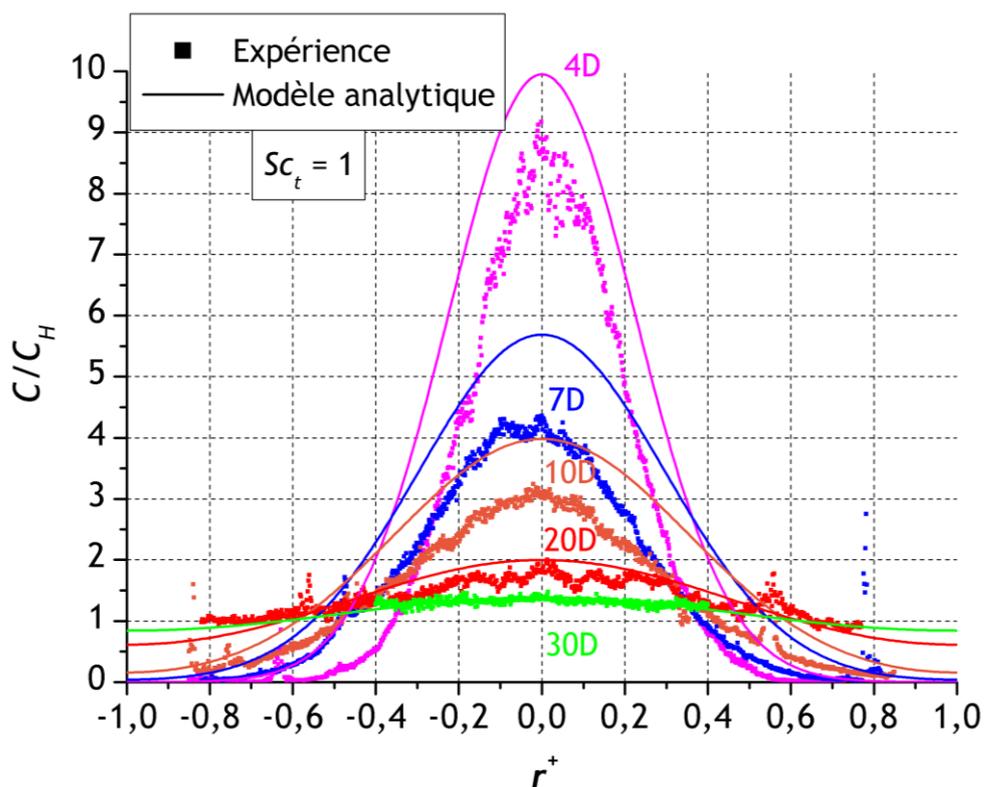


Figure 6-7 : comparaison entre les résultats radiaux de la concentration de l'essai avec un nombre de Reynolds 35 000 et le modèle analytique ($Sc_t = 1$)

La Figure 6-7 met en évidence les observations d'Evans (1967) concernant l'influence du nombre de Schmidt turbulent sur l'évolution de la concentration dans le conduit cylindrique. Il apparaît clairement qu'il est nécessaire de considérer un nombre de Schmidt turbulent plus faible. Un nombre de Schmidt turbulent de 0,8 semble le plus approprié pour un écoulement d'une valeur de nombre de Reynolds de 35 000 (Figure 6-8).

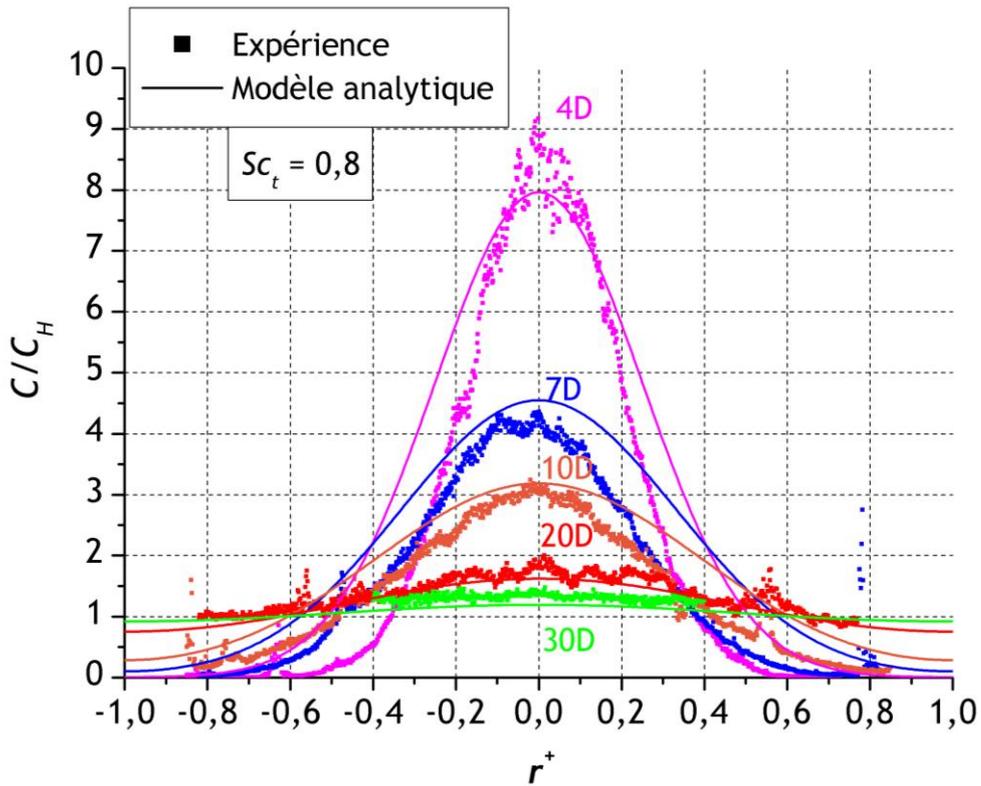


Figure 6-8 : comparaison entre les résultats radiaux de la concentration de l'essai avec un nombre de Reynolds 35 000 et le modèle analytique ($Sc_t = 0,8$)

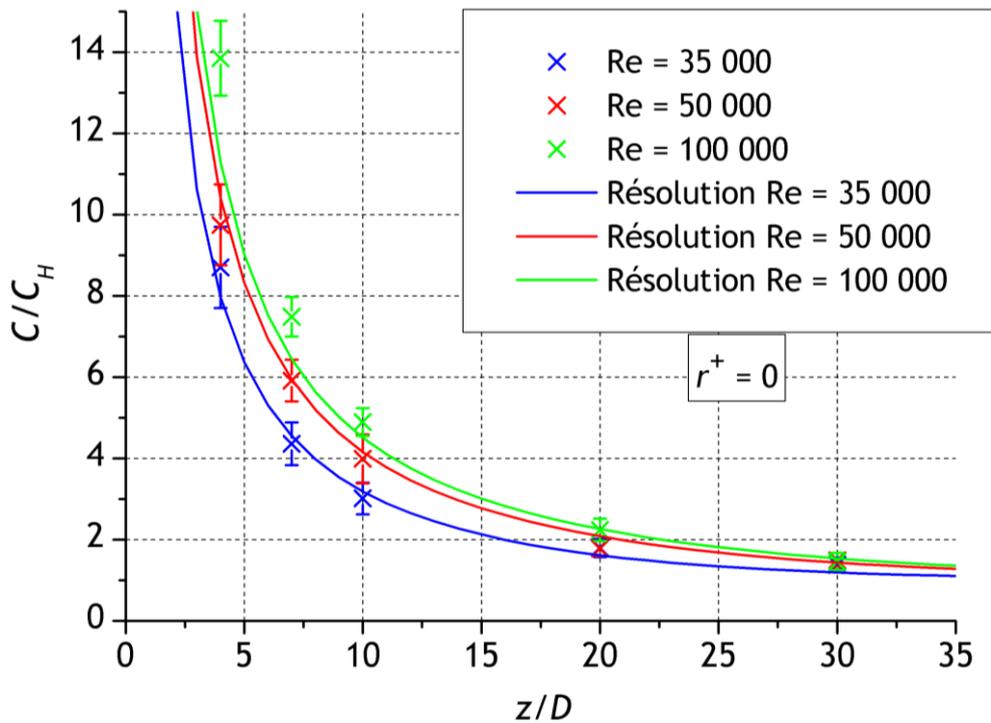


Figure 6-9 : comparaison entre les résultats longitudinaux au centre du conduit cylindrique obtenus à différentes valeurs de nombre de Reynolds et la résolution analytique (6-21)

La Figure 6-9 montre la bonne concordance entre le modèle analytique et l'évolution axiale de la concentration adimensionnée obtenus pour les trois nombres de Reynolds.

La confrontation des résultats expérimentaux avec la résolution analytique est plutôt bonne. La solution analytique enveloppe les résultats expérimentaux. Par ailleurs, la nécessité de faire varier le nombre de Schmidt turbulent pour des valeurs de nombre de Reynolds plus faibles que 50 000, comme l'a suggéré Evans (1967), devient évidente. Ce paramètre mériterait une étude ultérieure plus approfondie.

La résolution de l'équation de convection-diffusion a permis de développer un outil analytique, validé par l'étude expérimentale réalisée dans le conduit cylindrique. Elle constitue la base principale pour répondre à la problématique posée au début de ce mémoire.

6.2 Réponse à la problématique

La problématique s'articule en deux points, la longueur de bon mélange et la représentativité des points en conduit. Estimer une longueur de bon mélange est intéressant dans le cadre d'installations où le point de piquage en gaine de ventilation est à définir. Le souci de la représentativité du point de prélèvement s'inscrit dans le contexte où le point de piquage existe, qu'il respecte la longueur de bon mélange ou non.

Le schéma suivant (Figure 6-10) décortique la problématique dans le conduit. Tout d'abord, la zone après l'injection, le champ proche, ne concerne pas la problématique. En vert, le champ lointain où la problématique s'applique exclusivement. Entre le champ proche et le champ lointain, il est important de considérer une distance insuffisante pour aborder une problématique de longueur de bon mélange, mais des mesures de concentration peuvent être entreprises dans cette portion de conduit, le champ contraint. La problématique de la représentativité des points de prélèvement en conduit s'applique dans ce champ contraint et dans le champ lointain.

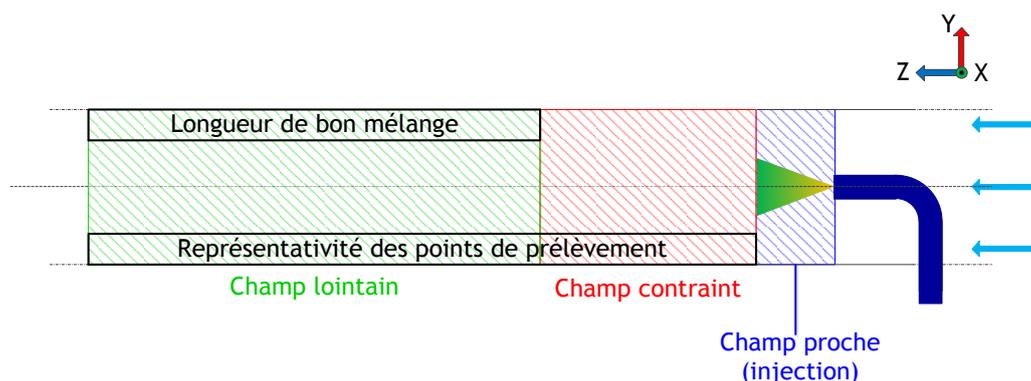


Figure 6-10 : schéma d'application de la problématique

Dans un premier temps, la difficulté est de retourner l'outil analytique pour obtenir une expression de longueur de bon mélange en fonction d'un paramètre lié à la concentration.

6.2.1 Modèle de longueur de bon mélange

L'équation (6-21) est écrite sous la forme d'une somme de n termes, avec n tendant vers l'infini. Il n'est donc pas possible de retourner le modèle analytique en l'état. Comment retourner cette équation en s'affranchissant de la somme des n termes ? La question se pose donc sur l'influence du nombre de termes de la somme, sur la description de la distribution de la concentration dans le conduit. Considérant, par exemple, la résolution dans le cadre de l'essai de référence, la Figure 6-11 donne une idée sur l'influence du nombre de termes.

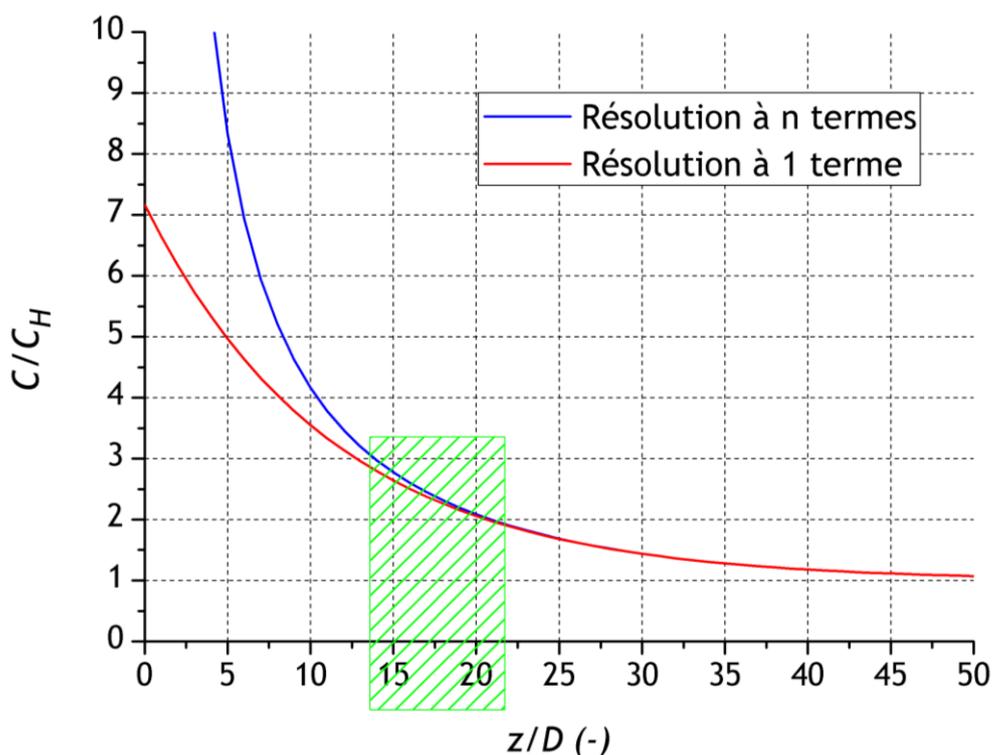


Figure 6-11 : comparaison entre les évolutions de la résolution analytique à n termes et 1 terme au centre du conduit cylindrique, dans les conditions de l'essai de référence

La Figure 6-11 montre que les deux courbes se rejoignent entre 15D et 20D (zone hachurée en vert). Plus précisément, quel est l'écart entre les deux évolutions ?

La Figure 6-12 affiche l'écart de prédiction de la concentration entre la résolution à n termes et à 1 terme (6-22), en paroi et au centre du conduit.

$$Ecart (\%) = \left| \frac{\text{Résolution 1 terme}}{\text{Résolution n termes}} - 1 \right| \cdot 100 \quad (6-22)$$

Le calcul de l'écart a été défini dans un intervalle de nombre de Reynolds entre 50 000 et 100 000, où le nombre de Schmidt turbulent est considéré toujours unitaire.

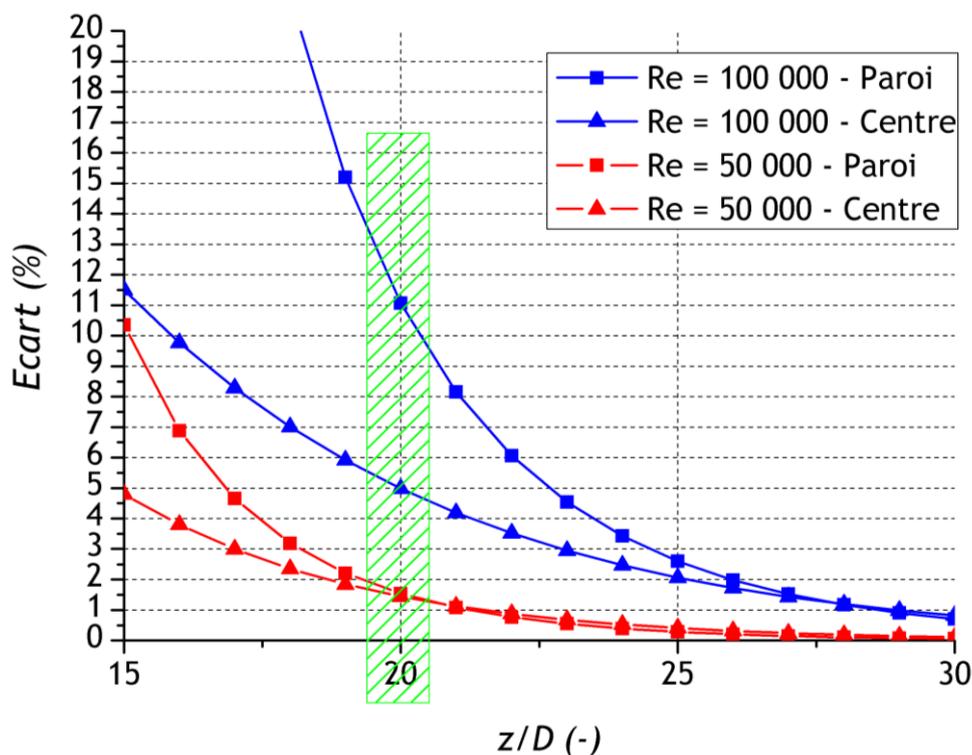


Figure 6-12 : évolution de l'écart de la résolution analytique entre n termes et 1 terme au centre et en paroi du conduit cylindrique, pour des nombres de Reynolds à 50 000 et 100 000

A 20D, il apparaît que la considération d'un seul terme dans la résolution engendre une erreur inférieure à 10 %, hormis l'évolution de la concentration en paroi pour un nombre de Reynolds de 100 000, où l'erreur est de l'ordre de 15 %. Eu égard à ces résultats, il est satisfaisant de ne considérer qu'un seul terme dans la somme de la résolution analytique à partir de 20D, dans un intervalle de nombres de Reynolds entre 50 000 et 100 000.

La résolution analytique peut donc s'exprimer sous la forme suivante (6-23) :

$$\frac{C}{C_H}(z^+, r^+) = 1 + \exp\left(-2 \cdot a_1 \cdot 0,0584 \cdot \sqrt{\frac{\Lambda}{8}} \cdot \frac{L}{D}\right) \frac{J_0(r^+ \sqrt{a_1})}{[J_0(\sqrt{a_1})]^2} \quad (6-23)$$

$$\text{avec } z^+ = 2 \cdot \frac{L}{D}$$

où a_1 est la seconde racine de la fonction de Bessel J_0 et L la longueur de bon mélange (m).

Maintenant, la résolution analytique simplifiée (6-23) peut être appliquée à la problématique de la longueur de bon mélange. Le coefficient de variation, introduit par les auteurs de la littérature, est un bon indicateur sur l'évolution de l'écart, sur la section, de la distribution de la concentration par rapport à la concentration homogène. La relation (6-23) est donc transformée pour intégrer le COV_c , à partir de l'équation (1-7) du chapitre 1.

$$COV_c = \frac{\sqrt{2}}{[J_0(\sqrt{a_1})]^2} \exp\left(-1,175 \cdot \sqrt{\frac{\Lambda}{8}} \cdot \frac{L}{D}\right) \sqrt{\int_0^1 r^+ [J_0(r^+ \sqrt{a_1})]^2 dr^+} \quad (6-24)$$

La valeur de l'intégrale se calcule et vaut 0,0812, et le premier facteur de l'expression vaut 8,718. En retournant l'équation (6-24), le modèle de la longueur de bon mélange est obtenu (6-25). Le coefficient de variation est défini en pourcentage.

$$\frac{L}{D}(COV_c(\%)) = 0,58 \cdot Sc_t \sqrt{\frac{8}{\Lambda(Re)}} \cdot \left[\ln\left(\frac{248}{COV_c(\%)}\right) \right] \quad (6-25)$$

avec $Sc_t = 1$ pour $Re > 5 \cdot 10^4$

Pour généraliser ce modèle à des valeurs de nombre de Reynolds plus faibles, il est nécessaire d'approfondir le lien entre le nombre de Reynolds et le nombre de Schmidt turbulent. Cette relation est ensuite comparée avec les modèles de Ger et Holley (1976) et Gupta (1999) (Figure 6-13).

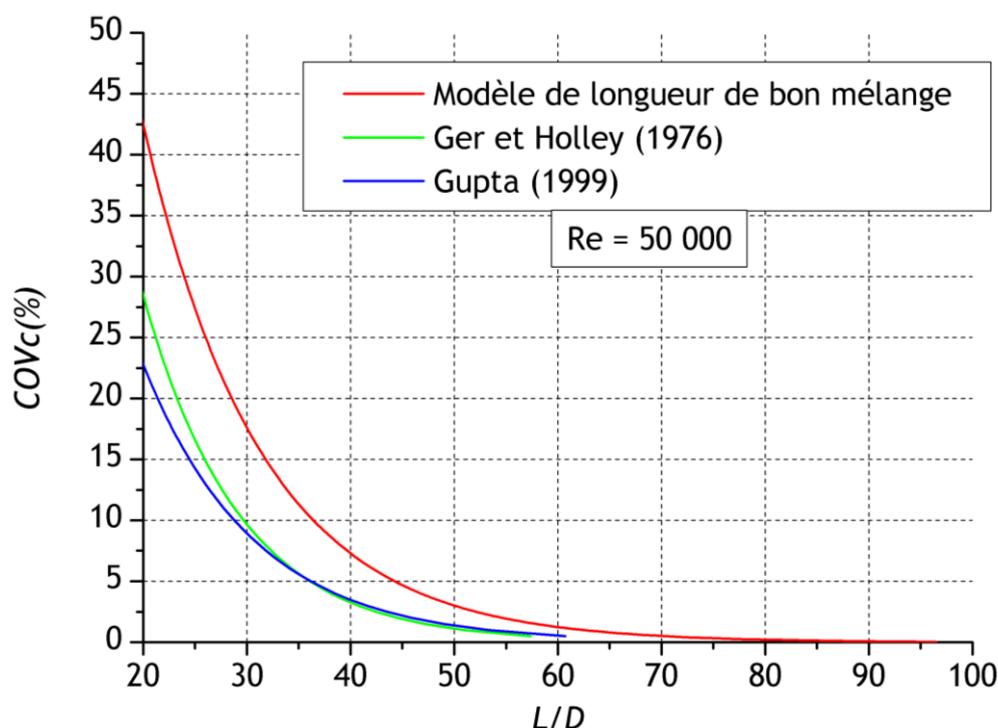


Figure 6-13 : comparaison de l'évolution de la longueur de bon mélange avec les modèles de Ger et Holley (1976) et Gupta (1999) pour un nombre de Reynolds de 50 000

Le modèle de longueur de bon mélange proposé se montre plus sévère entre 20D et 40D que la proposition des deux autres auteurs. En revanche, les modèles se rejoignent aux alentours de 50D.

En pratique, pour une injection au centre du conduit avec un nombre de Reynolds égal à 50 000, le modèle de longueur de bon mélange montre que si un COV_c de 5 % est considéré pour implanter un point de piquage, lors du dimensionnement d'une installation neuve, la longueur de bon mélange équivalente est de 45D (pour une gaine parfaitement lisse et avec un profil de la vitesse parfaitement établi avant l'injection). Par exemple, pour une gaine de ventilation d'un diamètre de 0,5 m, la longueur effective est de 22,5 m.

En champ lointain, un modèle de longueur de bon mélange a été développé pour donner une idée de l'écart global de la concentration sur la section par rapport à la concentration homogène au niveau d'un point de piquage. Cependant, la procédure de mesure d'efficacité de filtre est souvent restreinte à un seul prélèvement de la concentration, usuellement positionné au centre du conduit. Il est donc important d'évaluer la représentativité de ce point de prélèvement.

6.2.2 Application de la résolution analytique à la représentativité des points de prélèvement en conduit

La force de l'outil analytique réside dans la possibilité de prédire la distribution de la concentration en chaque point du conduit cylindrique. En champ lointain, à partir de 20D, il est possible de déterminer l'écart entre la mesure en un point au centre du conduit par rapport à la concentration homogène. En introduisant la variable $\sigma_{\text{écart}}$ qui traduit le niveau d'hétérogénéité de la concentration dans le conduit, la relation (6-26) est écrite à partir de l'équation (6-23).

$$\frac{L}{D}(\sigma_{\text{écart}}(\%)) = 0,58 \sqrt{\frac{8}{A(\text{Re})}} \cdot \left[\ln \left(\frac{617,28}{\sigma_{\text{écart}}(\%)} \right) \right] \quad (6-26)$$

$$\text{avec } \sigma_{\text{écart}} = \frac{C}{C_H}(z^+, r_{\text{fixe}}^+) - 1$$

La Figure 6-14 présente la comparaison de l'évolution de l'écart entre la concentration et la concentration homogène, sur la section et en un point, avec le modèle de longueur de bon mélange et la première corrélation (1-1) de la norme NFX 10-141 (1982), qui fait intervenir des profils uniformes de la vitesse et de la diffusion turbulente.

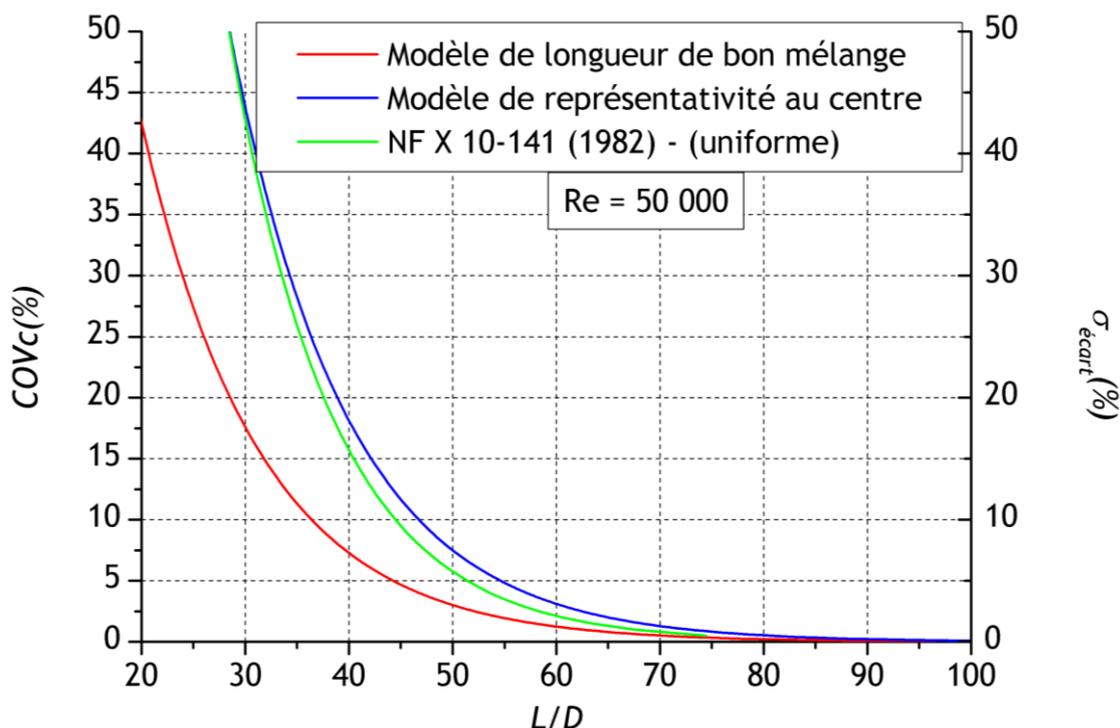


Figure 6-14 : comparaison entre l'évolution du modèle de longueur de bon mélange, l'évolution du modèle de représentativité d'un point de prélèvement au centre du conduit et la première corrélation (1-1) de la norme NF X 10-141 (1982) pour un nombre de Reynolds de 50 000 et une injection axisymétrique

Premièrement, ce graphique met en évidence la différence entre les deux problématiques, la longueur de bon mélange et la représentativité des points de prélèvement. En imaginant un point de prélèvement à 30D de l'injection, une mesure de la concentration au centre du conduit est de l'ordre de 45 % d'écart par rapport à la concentration homogène, alors que le modèle de longueur de bon mélange donne un écart global inférieur à 20 %. Deuxièmement, la comparaison entre les deux modèles et l'équation (1-1) de la norme montre que celle-ci ne peut être considérée comme un modèle de longueur de bon mélange. Toutefois, en émettant l'hypothèse que le paramètre X s'apparente à un écart de la concentration par rapport à la concentration homogène, cette équation a une évolution similaire au modèle de représentativité.

Cependant, une configuration courante dans les installations existantes est un point de prélèvement disposé dans un champ contraint, entre 4D et 20D. Dans ce cas, la problématique de longueur de bon mélange se réduit à la représentativité du point de prélèvement. Pour y répondre, il est nécessaire de garder la forme complète de la solution analytique. Il est possible dans un premier temps de coder la solution ou de passer par des abaques. Par exemple, la Figure 6-15 montre l'évolution de $\sigma_{\text{écart}}(\%)$ en différentes positions radiales le long du conduit cylindrique.

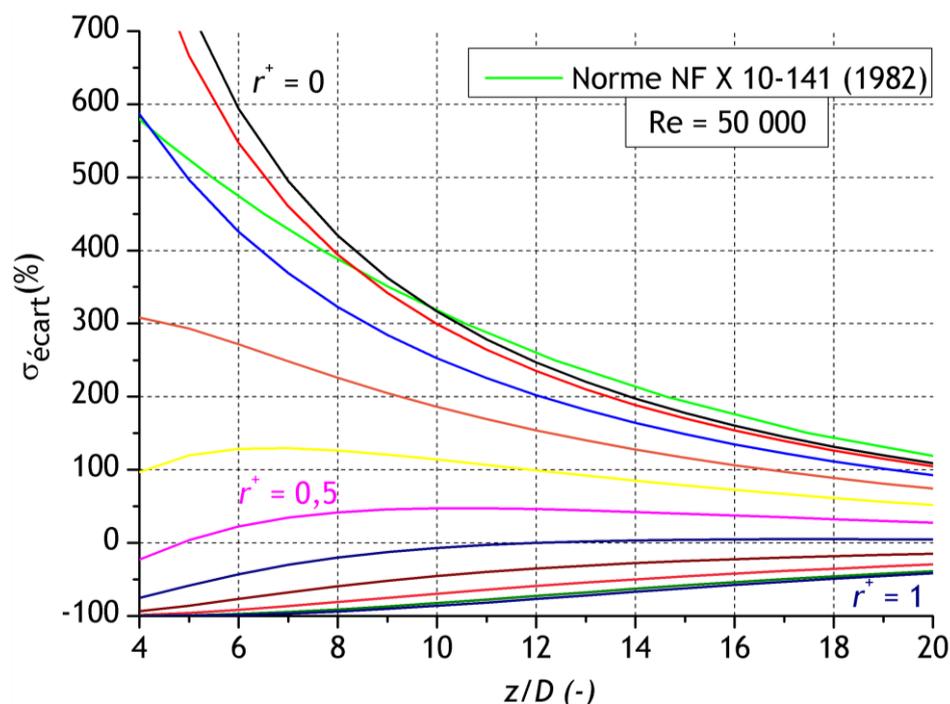


Figure 6-15 : évolution de l'écart entre la concentration et la concentration homogène en différents points radiaux du conduit cylindrique, pour un nombre de Reynolds de 50 000 et une injection axisymétrique

Le comportement de ces courbes montre que, dans le cas d'une injection au centre du conduit, l'écart entre la mesure de la concentration au centre et la concentration homogène est le plus important. De plus, il apparaît une position sur le rayon du conduit où cet écart est minimisé aux alentours de $r^+ = 0,6$. Il existe, donc, une position optimale où l'écart par rapport à la concentration homogène est minimum, dans le cas d'une injection axisymétrique.

Concrètement, pour un point de piquage positionné à 7D de l'injection, si la concentration est mesurée au centre du conduit, l'écart est d'environ 500 %. En revanche, dans une mesure de la concentration à $r^+ = 0,6$, l'écart est d'environ 25 %.

A nouveau, il est important de garder à l'esprit les hypothèses émises quant à l'élaboration du modèle analytique : les profils de la vitesse et de la viscosité turbulente sont uniformes et parfaitement établis en amont de l'injection, et le conduit est parfaitement lisse. De plus, le nombre de Schmidt turbulent joue un rôle sur le mélange du traceur pour des valeurs de nombre de Reynolds plus faibles que 50 000, d'autant plus dans le domaine du champ contraint, eu égard aux résultats expérimentaux obtenus au cours de ce travail.

6.3 Conclusion

Ce chapitre répond à la problématique de la longueur de bon mélange et de la représentativité des points de prélèvements en conduit cylindrique. Un outil analytique a été développé à partir de l'équation de convection-diffusion et a été validé par les résultats expérimentaux acquis dans la partie cylindrique droite du banc expérimental BOREAL.

En champ lointain de l'injection, un modèle de longueur de bon mélange a donc été proposé, intégrant la notion de coefficient de variation de la concentration sur la section du conduit, pertinent lors de la détermination d'un point de piquage en conduit. Une nuance a été apportée par rapport à ce modèle dans le cadre de la représentativité des points de prélèvement. L'outil analytique a été modifié afin de déterminer l'écart de la mesure ponctuelle de la concentration par rapport à la concentration homogène.

Enfin, dans le champ contraint, l'outil analytique répond également à la problématique de la représentativité des points de prélèvement, en formulant la solution sous forme d'abaques.

CONCLUSION

Ce travail de recherche répond à une problématique liée à la surveillance des rejets gazeux des installations nucléaires dans l'environnement, qui s'appuie sur des mesures de concentrations de contaminant en sortie de cheminée, et sur des contrôles périodiques de l'efficacité des filtres THE par l'injection d'un traceur particulaire (uranine) dans les conduits de ventilation du dernier niveau de filtration.

La problématique posée au début de cette thèse portait sur l'évaluation de la longueur de bon mélange, c'est-à-dire la distance nécessaire pour que la distribution de la concentration d'un scalaire de l'écoulement s'homogénéise sur toute la section d'un conduit. La question induite se pose sur la représentativité des points de prélèvement présents, ou à déterminer, dans les conduits de ventilation. Cette étude s'est intéressée à la distance entre l'injection ponctuelle d'un traceur particulaire et le point de prélèvement en amont du filtre à tester. Des normes proposent des préconisations tenant compte des paramètres de l'écoulement, mais la détermination de leur critère de longueur de bon mélange est discutable, mettant en doute leur fiabilité.

Un état de l'art a permis d'identifier les différentes conceptions de la longueur de bon mélange, ainsi que les études abordant la dispersion d'un traceur dans un écoulement turbulent en conduit. Premièrement, les modèles semi-empiriques recensés s'appliquent dans le cas d'un conduit cylindrique droit et font intervenir la notion de coefficient de variation de la concentration, qui traduit l'écart de la distribution de la concentration sur la section par rapport à la concentration homogène. Seulement, dans le cadre académique d'une injection au centre d'un conduit cylindrique, les modèles proposés sont contestables, notamment sur leur validation expérimentale. Toutefois, le développement de l'un de ces modèles se base sur l'équation de convection-diffusion d'un scalaire passif dans un écoulement turbulent cylindrique. Cette méthode intéressante de modélisation a donc été choisie pour répondre à la problématique.

Concernant l'homogénéisation d'un traceur dans un conduit cylindrique, l'analyse bibliographique a mis en valeur une série d'études s'attachant à évaluer l'impact des paramètres d'écoulement et d'injection sur le mélange. Tout d'abord, les diverses études sur l'influence du nombre de Reynolds ne sont pas apparues claires ; une tendance se dégage toutefois sur l'impact de ce paramètre sur les premières distances en aval de l'injection : plus le nombre de Reynolds est faible et plus le mélange du traceur est favorisé. D'autres études ont montré l'influence des conditions d'injection du traceur dans l'écoulement. Il apparaît dans toutes ces études que l'injection optimale d'une source ponctuelle doit se trouver au centre du conduit cylindrique et dans le sens de l'écoulement. Dans ces travaux, peu d'auteurs renseignent les conditions de vitesse de l'injection. Ce paramètre semble le seul à ne pas avoir été évalué, avec une injection à contre-courant de l'écoulement. D'autres auteurs ont montré que l'intensité turbulente a une influence notable sur le mélange, lorsque ce paramètre augmente. Ce paramètre est inhérent à l'écoulement ; pour le modifier, les auteurs proposent des dispositifs, comme une grille en amont de l'injection.

Enfin, peu d'études ont été identifiées sur l'effet de configurations géométriques plus représentatives des réseaux de ventilation (section rectangulaire ou singularités, par exemple un coude) sur le mélange. Apparemment, un coude favorise le mélange. Cependant, les conditions d'injection sont bien spécifiques pour en déduire une observation universelle (obstacle en amont de la source, elle-même à 1D en amont de l'entrée du coude).

Pour répondre à la problématique, le banc expérimental BOREAL (Banc Optique pour la Réalisation d'Etudes Appliquées aux Longueurs de bon mélange) a été dimensionné à partir de pré-calculs numériques, afin de générer des écoulements représentatifs des installations. Ce banc peut accueillir deux types de conduit : cylindrique et à section rectangulaire, dont les diamètres hydrauliques sont identiques. Dans les deux géométries, la configuration du conduit se décompose en trois parties : une longueur d'entrée pour établir le profil de la vitesse, une portion droite pour les mesures de concentration et un coude. Les conduits sont de nature transparente afin d'intégrer une technique de mesure optique. Cette méthode non-intrusive est basée sur la capacité des particules à diffuser la lumière en passant au travers d'une source lumineuse. Des particules d'huile, traceur de l'écoulement, sont donc injectées. Un faisceau laser est disposé sur la hauteur du conduit et les intensités lumineuses émises après le passage des particules sont captées par une caméra CCD. Ce système de mesure a ensuite été étalonné pour lier les niveaux de gris sur les images acquises avec le niveau de concentration. Avec cette méthode, de faibles niveaux de la concentration ont pu être mesurés.

Après la qualification aéraulique du banc, les premières mesures de la concentration ont été menées dans le conduit cylindrique et un essai de référence a été défini : une injection au centre et en isocinétisme local, avec un de nombre de Reynolds égal à 50 000. L'étude paramétrique a abordé, en premier lieu, l'influence du nombre de Reynolds sur l'homogénéisation du traceur. Entre 4D et 20D, cette influence est significative : plus le nombre de Reynolds est élevé et plus la distribution de la concentration est élevée. Puis, en champ lointain, ce paramètre n'a plus d'incidence. Ce qui confirme les observations d'Evans (1967). Ensuite, des essais pour une injection au centre et en sub-isocinétisme local ont été effectués, et ces mesures semblent montrer que cette configuration est pénalisante pour le mélange. En revanche, une injection au centre, en isocinétisme local et à contre-courant de l'écoulement favorise l'homogénéisation. Concernant l'évaluation de l'influence de la présence d'un coude dans un régime établi, la démarche paramétrique s'est restreinte à la position de l'injection en amont du coude. Aucune conclusion définitive n'a pu être tirée sur l'effet du coude sur le mélange. En effet, la configuration expérimentale ne permettait pas de mesurer un degré d'hétérogénéité sur toute la section en aval du coude.

Les mesures dans le conduit à section rectangulaire ont mis en évidence que cette géométrie est plus pénalisante pour l'homogénéisation du traceur que dans le conduit cylindrique. Une étude sur l'influence du nombre de Reynolds, en longueur droite, montre également, à l'instar du conduit cylindrique, que plus ce paramètre est élevé et plus l'écoulement est pénalisant pour le mélange. En revanche, l'étude sur l'influence du coude en aval d'une injection a mis en évidence un effet significatif sur le mélange. Cependant, le positionnement de l'injection est important : une injection à 4D en amont du coude est moins favorable au mélange du traceur qu'une injection à 10D en amont. A partir d'une certaine distance, le rapprochement de l'injection du coude semble rejeter la concentration du traceur vers l'extérieur du virage du coude, ce qui demande ensuite plus de distance pour homogénéiser le traceur.

Il est important de rappeler que les résultats expérimentaux dans ces deux configurations de conduit sont partiels, en particulier dans le cas de la section rectangulaire. Le but de ces résultats expérimentaux est d'alimenter par la suite une base de données afin de qualifier un code de calcul numérique. L'objectif ultérieur à cette thèse est de proposer un modèle de longueur de bon mélange dans la configuration d'un canal droit, puis de prospecter l'influence de configurations de réseaux de ventilation susceptibles d'être rencontrées dans les installations nucléaires.

Cette étude propose enfin un modèle de longueur de bon mélange dans un conduit cylindrique, sur la base de la résolution de l'équation de convection-diffusion. Le développement analytique a été validé à partir des campagnes expérimentales, présentées ci-avant. Ce modèle tient compte d'un coefficient de variation de la concentration sur la section. Il est intéressant pour déterminer la position d'un point de piquage en conduit.

Cet outil a également permis de répondre à la problématique de la représentativité des points de prélèvement en conduit, en introduisant un paramètre traduisant l'écart de la concentration en un point du conduit par rapport à la concentration homogène. En champ lointain, un modèle a été déduit de la résolution analytique, et des abaques ont été déterminés pour le champ contraint, la distance entre l'injection et le champ lointain.

Toutefois, les relations proposées reposent sur l'hypothèse que l'écoulement est parfaitement établi en amont de l'injection du traceur, et pour une paroi lisse. De plus, les expressions intègrent le nombre de Schmidt turbulent. Les travaux de la littérature et les résultats expérimentaux présentés dans ce mémoire montrent un lien entre ce paramètre et le nombre de Reynolds : lorsque le nombre de Reynolds diminue, le nombre de Schmidt turbulent diminue, favorisant ainsi le mélange. Une autre piste serait de substituer ce paramètre par l'intensité turbulente, qui semble plus aisée à appréhender.

En perspective à ce travail de recherche, tout d'abord, il est nécessaire d'optimiser la technique de mesure. Au cours des campagnes d'essais, un effet d'atténuation du signal lumineux capté par la caméra CCD a été observé. Pour pallier ce biais de mesure, une loi de type Beer-Lambert, avec un coefficient d'atténuation constant, a été intégré au post-traitement des images pour redresser le signal. Cet ajustement imparfait demande à être quantifié de manière plus précise, en considérant un coefficient d'atténuation en fonction de la concentration, et donc du niveau de gris. Une autre perspective, déjà évoquée, est de proposer un modèle de longueur de bon mélange dans le cas d'un conduit à section rectangulaire droit, et d'étudier l'influence de géométries plus représentatives des réseaux de ventilation sur l'homogénéisation du traceur. Enfin, la problématique s'est restreinte à la distance entre le point d'injection et un point de mesure en conduit, applicable dans le cas du point de prélèvement en amont du filtre, dans le contexte de la mesure de l'efficacité d'un filtre. Mais, les mêmes questions se posent sur la partie en aval du filtre et en sortie de cheminée, après que deux effluents se rencontrent en gaine. Plus globalement, la question de l'influence du type d'écoulement en amont de l'injection reste à étudier, notamment en sortie d'une singularité ou d'un caisson de filtre. L'influence d'autres conditions d'injection reste également à étudier, notamment l'injection en super-isocinétisme local ou l'injection perpendiculaire au centre. Enfin, la rugosité en paroi est un paramètre susceptible d'influencer l'homogénéisation du traceur en conduit, constituant ainsi un autre axe d'études.

RÉFÉRENCES

- ABRAMOWITZ, M., STEGUN, I.A., Handbook of Mathematical Functions, New Edition (1965)
- AFNOR, Méthode de mesure d'efficacité des filtres au moyen d'un aérosol d'uranine, NF X 44-011 (1972)
- AFNOR, Mesurage de débit de gaz dans les conduites fermées - Méthodes par traceurs, NF X 10-141 (1982)
- AFNOR, Distribution et diffusion de l'air - Technique de mesure du débit d'air dans un conduit aéraulique, NF X 10-231 (1984)
- AFNOR, Échantillonnage des substances radioactives contenues dans l'air dans les conduits et émissaires de rejet des installations nucléaires, NF ISO 2889 (2010)
- ANAND, M., MCFARLAND, A.R., RAJAGOPAL, K.R., Gas mixing for achieving suitable conditions for single point aerosol sampling in a straight tube : experimental and numerical results, Health Physics vol. 84(1), pp 82-91 (2003)
- ANSELMET, F., TERNAT, F., AMIELH, M., BOIRON, O., BOYER, P., PIETRI, L., Axial development of the mean flow in the entrance region of turbulent pipe and duct flows, C. R. Mécanique 337, pp 573-584 (2009)
- ANSI (1969), American National Standard Guide to Sampling Airborne Radioactive Materials in Nuclear Facilities, N13.1-1969 (1969)
- CLAYTON, C.G., BALL, A.M., SPACKMAN, R., Dispersion and mixing during turbulent flow water in a circular pipe, AERE-R 5569, Isotope Division, Wantage Research Laboratory, Wantage, Berkshire, UK (1968)
- COMOLET, R., Mécanique expérimentale des fluides - Tome 2 : Dynamique des fluides réels, turbomachines, Masson, 4^e édition (1994)
- EVANS, G.V., A study of diffusion in turbulent pipe flow, Journal of Basic Engineering, American Society of mechanical Engineers, Paper 66-FE-A (1968)
- FILMER, R.W., YEVDJEVICH, V., Experimental results of dye diffusion in large pipelines, Proceedings, 12th Congress of the International Association for Hydraulic Research, Vol. 4, pp 115-123 (1967)
- GER, A.M., HOLLEY, E.R., Turbulent jets in crossing pipe flow, Report n°30, Hydraulic Engineering Series, Civil Engineering Department, University of Illinois, Champaign-Urbana, Ill. (1974)
- GER, A.M., HOLLEY, E.R., Comparison of single-point injections in pipe flow, Journal of the Hydraulics Division, pp 731-745 (1976)
- GUO, J., JULIEN, P.Y., Modified log-wake law for turbulent flow in smooth pipes, Journal of Hydraulic Research, vol. 41(5), pp 493-501 (2003)

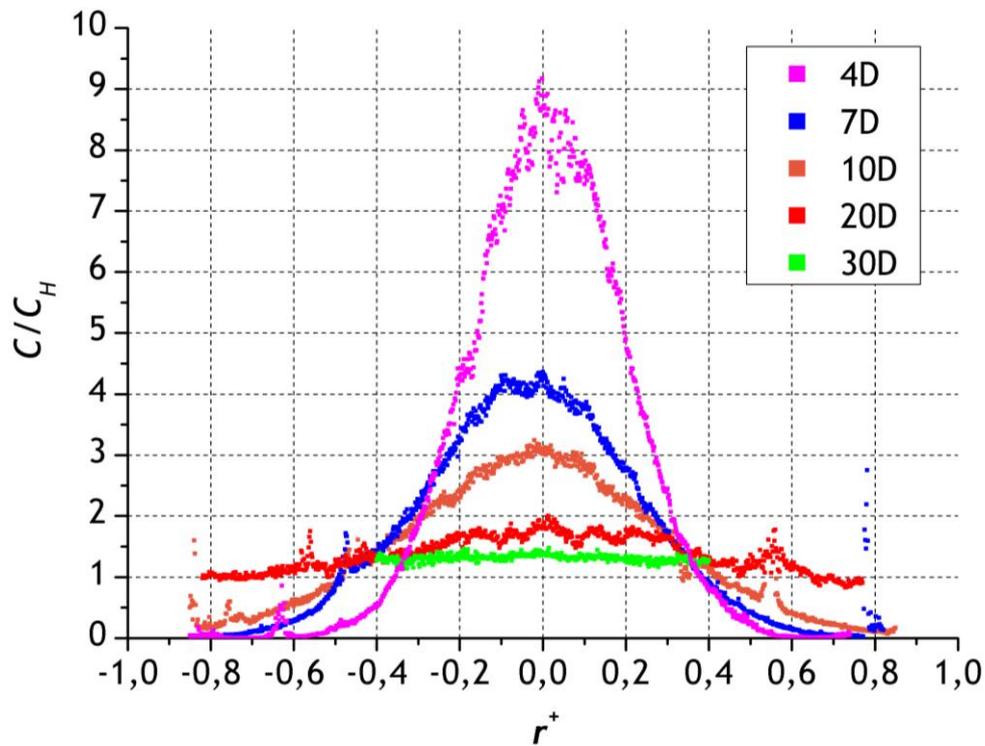
- GUPTA, R., Turbulent mixing and deposition studies for single point aerosol sampling, Dissertation, Texas A&M University (1999)
- HINZE, J.O., Turbulence, McGraw-Hill, 2^e édition (1975)
- IDEL'CIK, I.E., Mémento des pertes de charge, Eyrolles édition/Paris, 1^{er} édition (1979)
- JORDAN, D.W., A theoretical study of the diffusion of tracer gas in an airway, Quarterly Journal of Mechanics and Applied Mathematics, London, England, Vol.14, Part 2, pp 203-222 (1960)
- LAUFER, J., The structure of turbulence in fully developed pipe flow, NACA Report 1174 (1954)
- MIZUSHINA, T., OGINO, F., Eddy viscosity and universal velocity profile in turbulent flow in a straight pipe, Journal of Chemical Engineering of Japan, vol. 3(2), pp 166-170 (1970)
- NIKURADSE, J., Gesetzmässigkeit der turbulenten Strömung in glatten Röhren, VDI-Forschungsheft, No. 356 (Translated in NACA TT F-10, 359 1966) (1932)
- NUNNER, W., Wärmeübergang und Druckverlust in rauhen Röhren, VDI-Forschungsheft, pp 455 (1956)
- QUARMBY, A., ANAND, R.K., Axisymmetric turbulent mass transfer in a circular tube, Journal of Fluid Mechanics, vol. 38(3), pp 433-455 (1969)
- QUARMBY, A., ANAND, R.K., Non-axisymmetric turbulent mass transfer in a circular tube, Journal of Fluid Mechanics, vol. 38(3), pp 457-472 (1969)
- REICHARDT, H., Heat transfer through turbulent friction layers, NACA TM 10 0007 (1943)
- REICHARDT, H., Vollständige Darstellung der turbulenten Geschwindigkeitsverteilung in glatten Leitungen, Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik (ZAMM), vol. 31(7), pp 20-219 (1951)
- SEO, Y., McFARLAND, A.R., ORTIZ, A.C., O'NEAL, D.L., Mixing in a square and a rectangular duct regarding selection of locations for extractive sampling of gaseous contaminant, Health Physics, Vol.91(1), pp 47-57 (2006)
- TAYLOR, G.I., The dispersion of Matter in turbulent flow through a pipe, Proceedings of the Royal Society, London, England, Series A, Vol. 223, p 446 (1954)
- U.S. EPA, Method 1 - Sample and velocity traverses for stationary sources, 40CFR60, Appendix A (2001)
- VAN DRIEST, E.R., On turbulent flow near a wall, Journal of the Aeronautical Sciences, vol. 23 (11), pp 1007-1011, 1036 (1956)
- VAUQUELIN, O., Etude théorique de la diffusion et du lavage par la pluie de particules pesantes rejetées de façon continue dans l'atmosphère - Application de l'analyse d'images video aux problèmes de diffusion, Thèse, Institut Mécanique des Fluides de Marseille (1992)
- VIJAYARAGHAVAN, V.K., Numerical modeling of species transport in turbulent flow and experimental study on aerosol sampling, Dissertation, Texas A&M University (2006)

VON KARMAN, T., Turbulence and skin friction, Journal of the Aeronautical Sciences, vol. 1(1), pp 1-20 (1934)

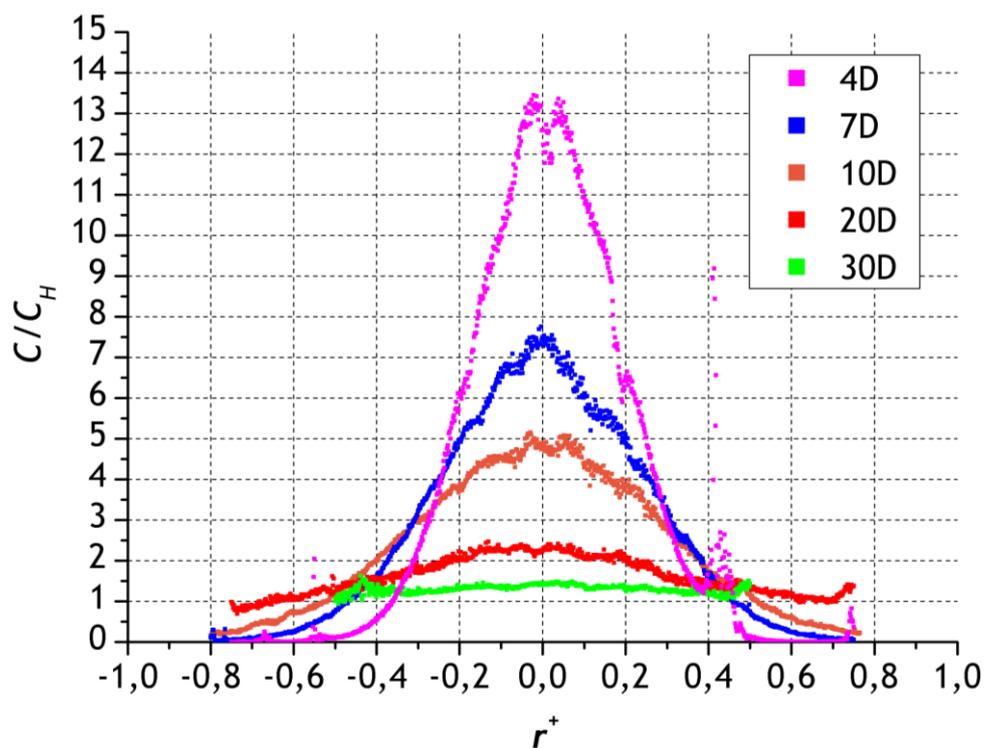
ANNEXES

Annexe 1. Profils radiaux de la concentration acquis dans le conduit cylindrique

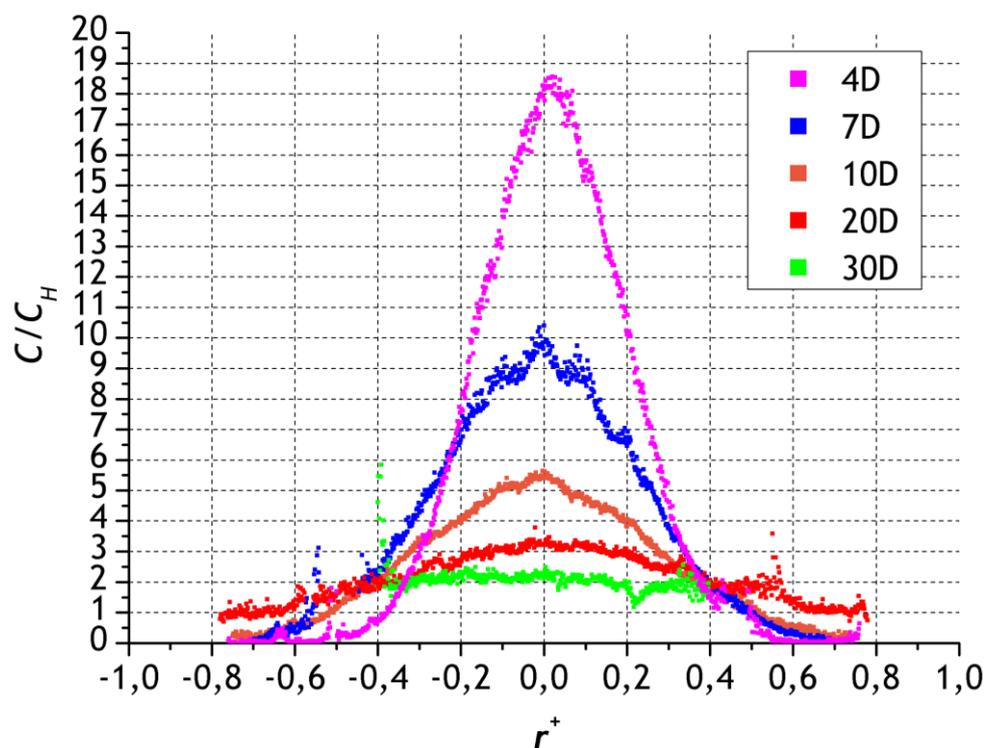
Cette annexe présente les résultats expérimentaux obtenus sur le diamètre du conduit cylindrique.



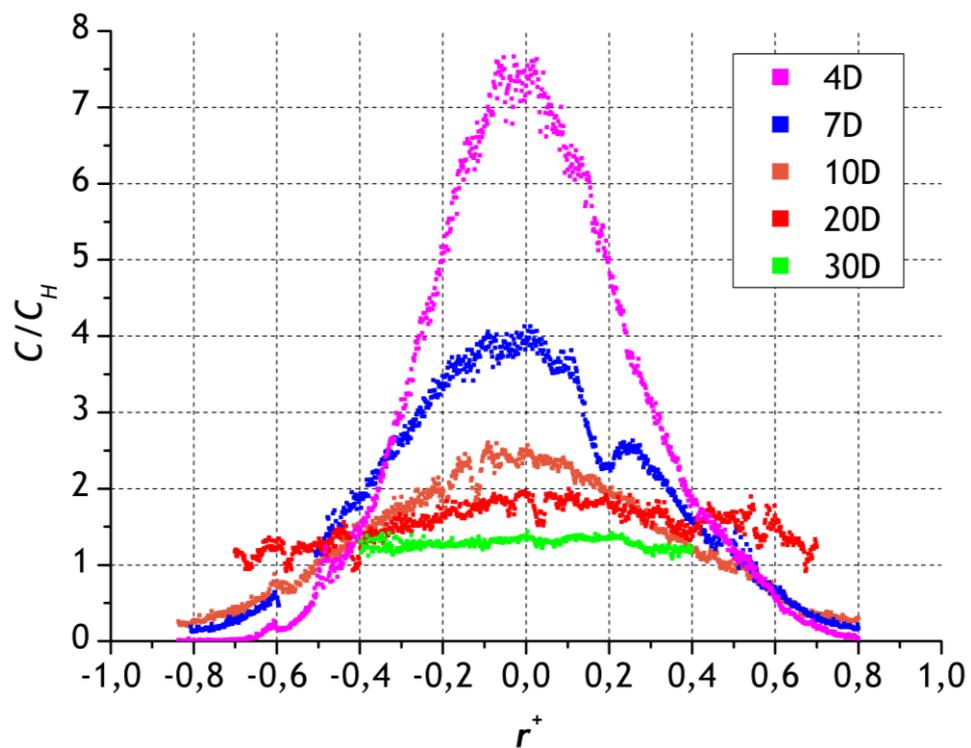
Profils radiaux de la concentration le long du conduit cylindrique, pour une injection au centre et en isocinétisme, avec un nombre de Reynolds de 35 000



Profils radiaux de la concentration le long du conduit cylindrique, pour une injection au centre et en isocinétisme, avec un nombre de Reynolds de 100 000



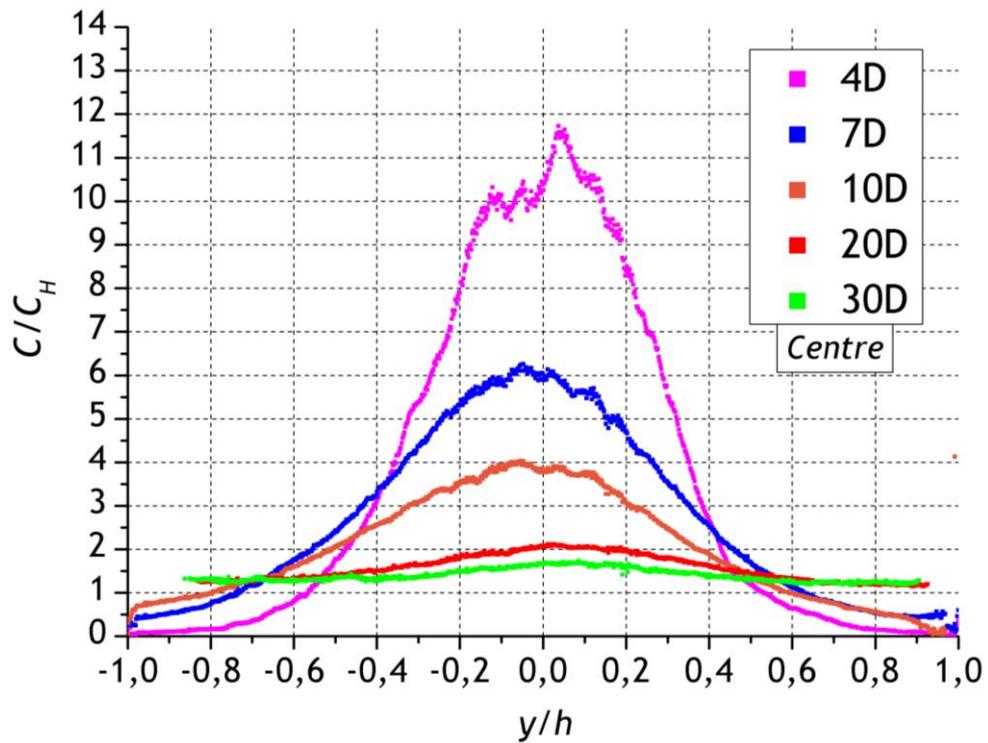
Profils radiaux de la concentration le long du conduit cylindrique, pour une injection au centre et en sub-isocinétisme, avec un nombre de Reynolds de 100 000



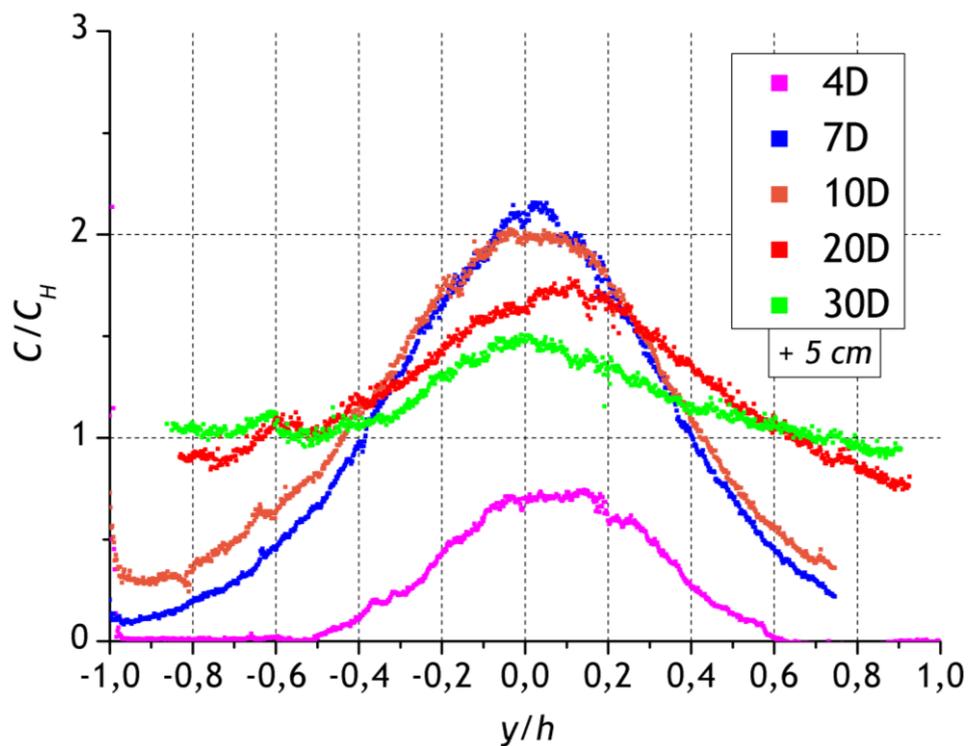
Profils radiaux de la concentration le long du conduit cylindrique, pour une injection au centre, à contre-courant et en isocinétisme, avec un nombre de Reynolds de 50 000

Annexe 2. Résultats expérimentaux acquis dans le conduit à section rectangulaire

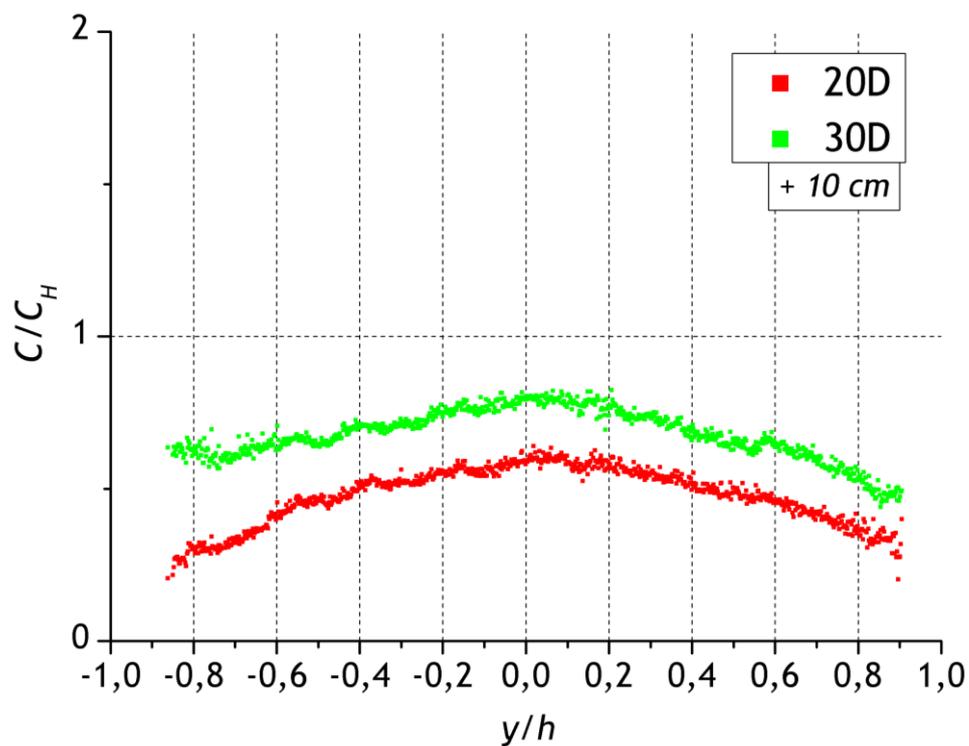
Cette annexe présente dans un premier temps les résultats des profils verticaux de la concentration obtenus pour des valeurs de nombre de Reynolds de 35 000 et 100 000. Puis, sont exposés les champs surfaciques de ces deux essais.



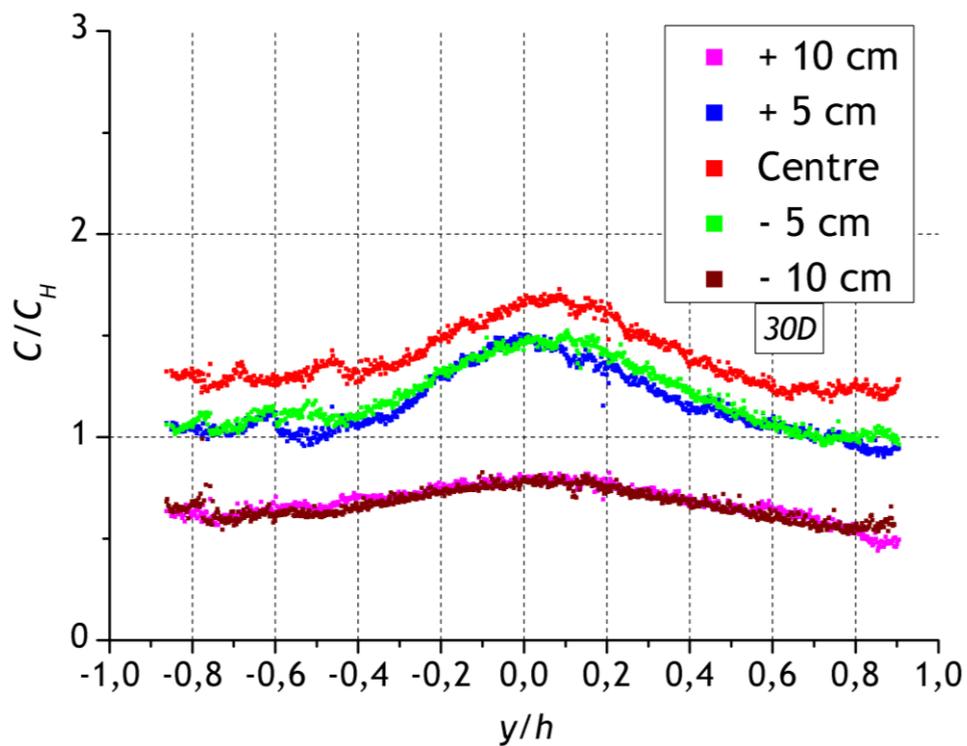
Profils verticaux de la concentration au centre du conduit à section à rectangulaire, pour un nombre de Reynolds de 35 000



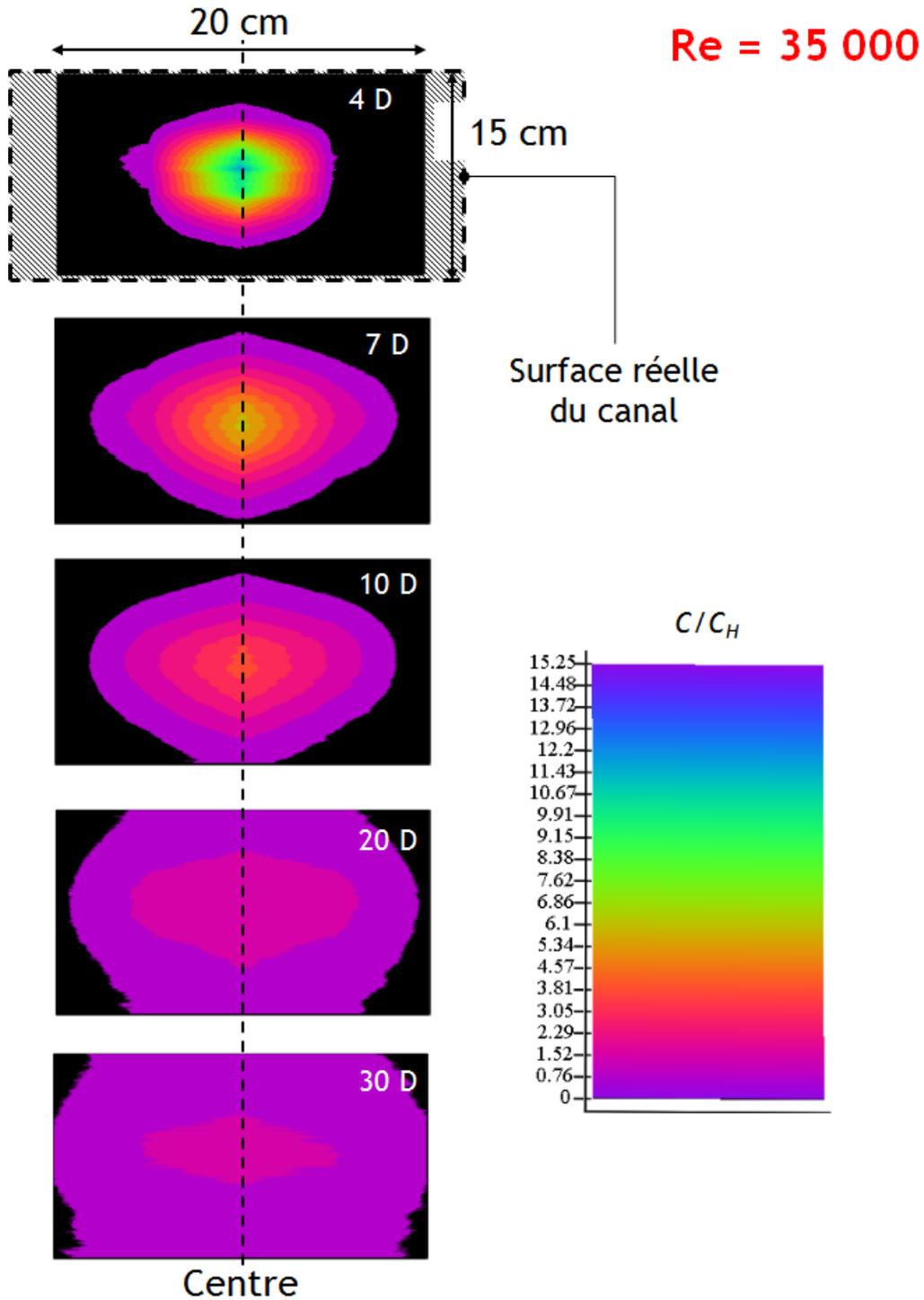
Profils verticaux de la concentration à + 5 cm du conduit à section à rectangulaire, pour un nombre de Reynolds de 35 000



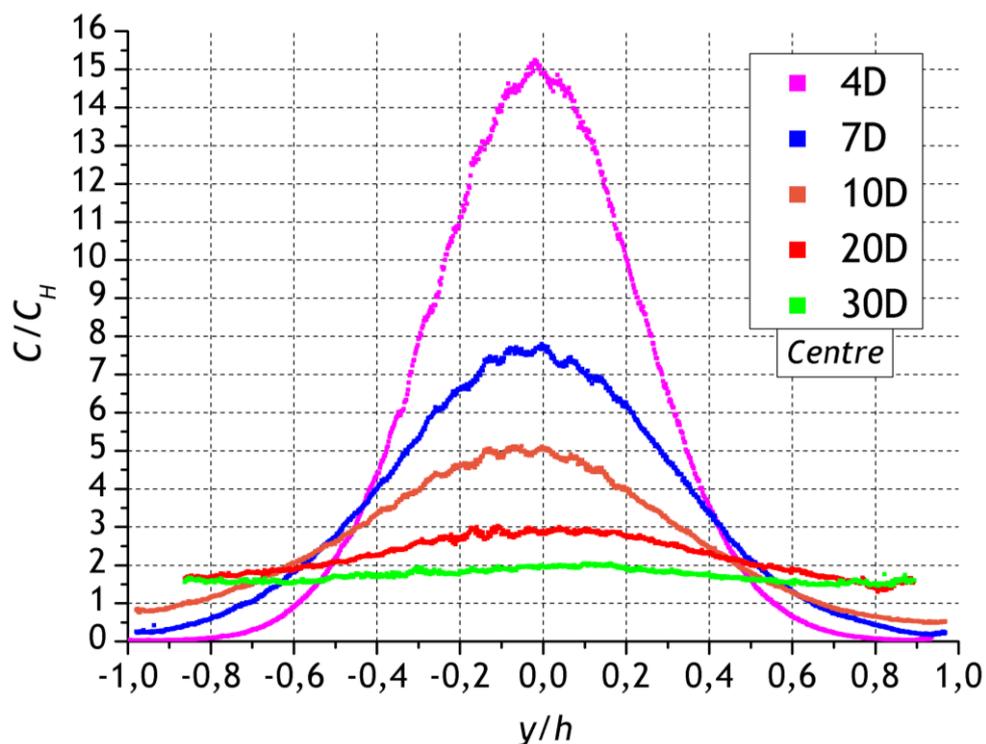
Profils verticaux de la concentration à + 10 cm du centre du conduit à section à rectangulaire pour un nombre de Reynolds de 35 000



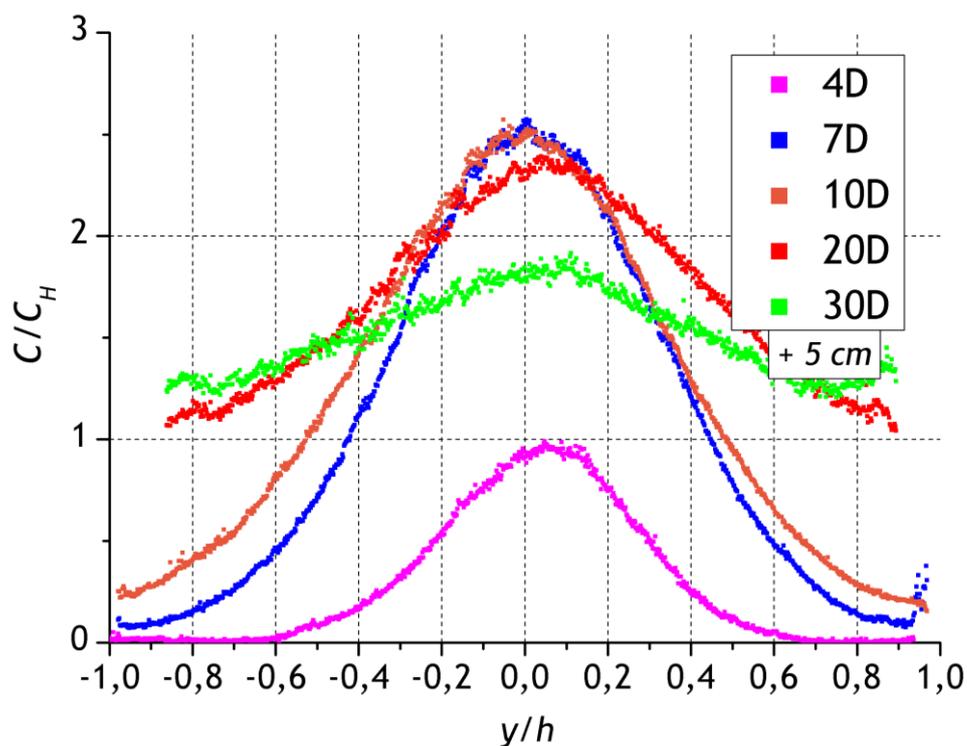
Profils verticaux de la concentration à $30D$ dans le conduit à section à rectangulaire, pour un nombre de Reynolds de 35 000



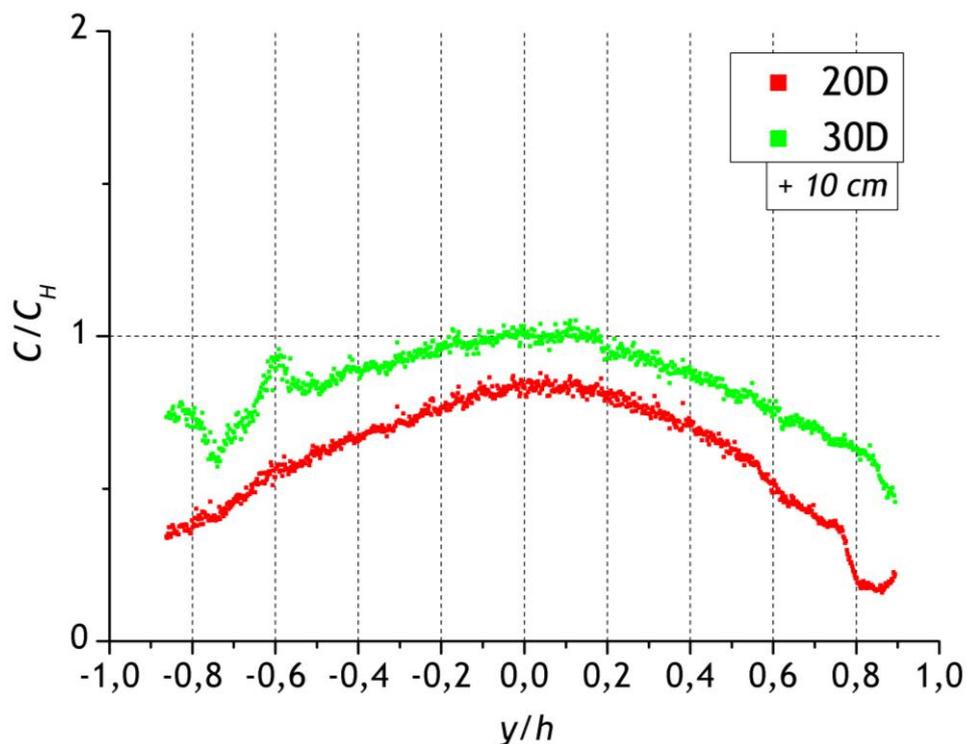
Champs surfaciques de la concentration en différents points du conduit à section rectangulaire pour un nombre de Reynolds de 35 000



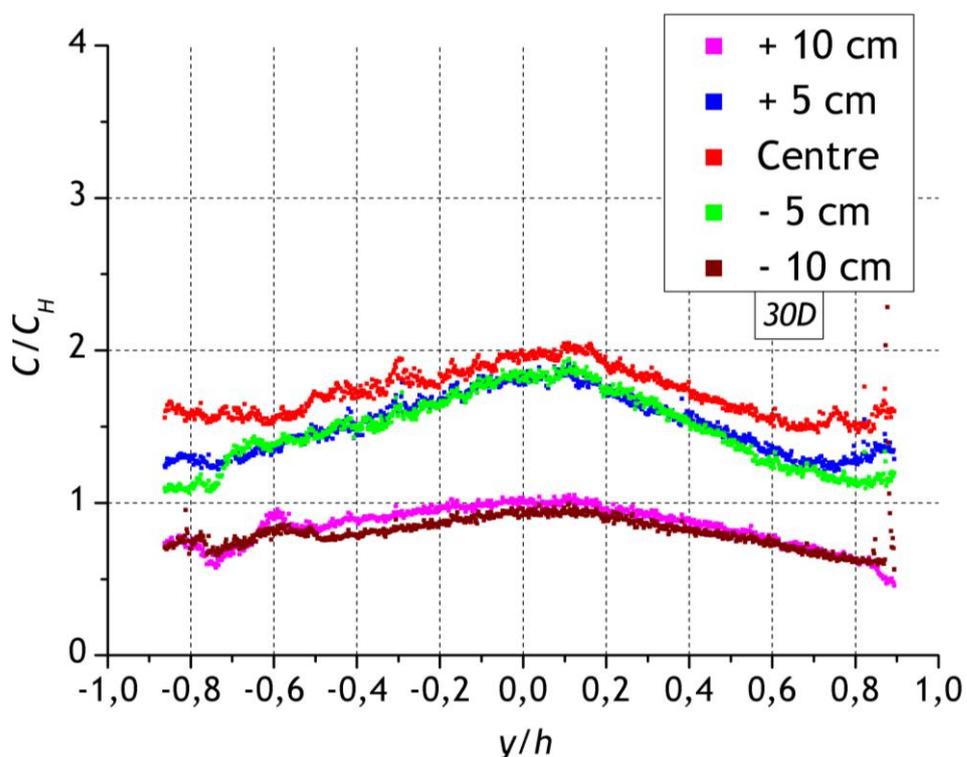
Profils verticaux de la concentration au centre du conduit à section à rectangulaire, pour un nombre de Reynolds de 100 000



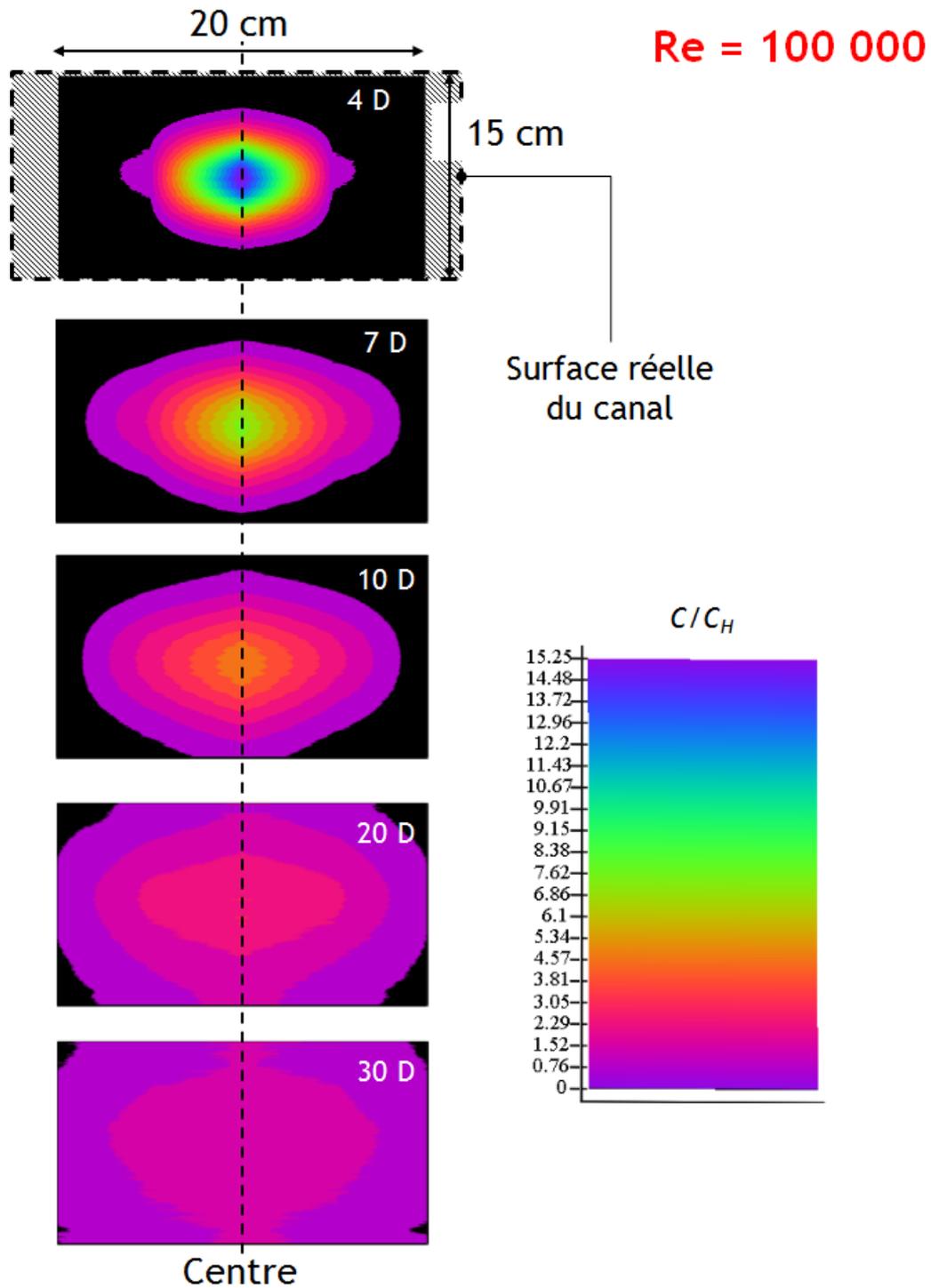
Profils verticaux de la concentration à + 5 cm du conduit à section à rectangulaire, pour un nombre de Reynolds de 100 000



Profils verticaux de la concentration à + 10 cm du centre du conduit à section à rectangulaire pour un nombre de Reynolds de 100 000



Profils verticaux de la concentration à 30D dans le conduit à section à rectangulaire, pour un nombre de Reynolds de 100 000



Champs surfaciques de la concentration en différents points du conduit à section rectangulaire pour un nombre de Reynolds de 100 000

Annexe 3. Développement des constantes d'intégration de la résolution analytique

L'équation **Erreur ! Source du renvoi introuvable.** est une équation différentielle linéaire du premier ordre et les solutions élémentaires se présentent de cette manière :

$$\mathcal{A}_n(z^+) = k_{np} \exp(-a_{np} K_z z^+) \quad (0-1)$$

où k_{np} est une nouvelle constante d'intégration.

Sachant que la concentration est une fonction décroissante de la distance axiale z^+ . D'après les solutions élémentaires définies en **Erreur ! Source du renvoi introuvable.**, les coefficients a_{np} doivent être positifs.

D'autre part, l'équation concernant la contribution radiale **Erreur ! Source du renvoi introuvable.** peut se rapporter à un cas particulier du problème de Sturm-Liouville appelée équation de Bessel :

$$x^2 f''(x) + x f'(x) + (x^2 - \nu^2) f(x) = 0 \quad (0-2)$$

La solution de cette équation se présente sous la forme d'une combinaison linéaire des fonctions de Bessel du premier et du second genre d'ordre ν (0-3), avec α et γ des constantes d'intégration.

$$f(x) = \alpha J_\nu(x) + \gamma Y_\nu(x) \quad (0-3)$$

D'après **Erreur ! Source du renvoi introuvable.** les solutions sont des fonctions de Bessel d'ordre 0. De plus, il est possible de simplifier cette solution ; en particulier, lorsque r^+ est nul, la fonction de Bessel de second genre Y_0 tend vers l'infini, ce qui est physiquement impossible : ainsi le coefficient γ est considéré nul. Un simple changement de variable transformant **Erreur ! Source du renvoi introuvable.** ramène à la forme canonique de l'équation de Bessel. La solution particulière devient :

$$\mathcal{B}_0(r^+) = k_{n0} J_0(r^+ \sqrt{a_{n0}}) \quad (0-4)$$

Finalement, à partir des relations obtenues, une solution générale de l'équation de convection-diffusion turbulente d'une espèce injectée au centre d'un conduit cylindrique se dégage :

$$C(z^+, r^+) = \sum_n k_n \exp(-a_n K_z z^+) J_0(r^+ \sqrt{a_n}) \quad (0-5)$$

▪ **Conditions initiales et conditions aux limites**

Les conditions à prendre en compte sont celles aux parois et celles lorsque z^+ tend vers l'infini. Ces conditions présentent l'intérêt de déterminer les coefficients a_n et d'en déduire le premier terme a_0 .

- Conditions aux limites : aux parois

Considérant l'injection dans un conduit cylindrique fermé d'une substance volatile, celle-ci reste donc intégralement à l'intérieur du conduit :

$$\left(\frac{\partial C}{\partial r^+}\right)_{(r^+=1)} = 0 \quad (0-6)$$

Ce qui implique l'expression suivante :

$$\left(\frac{\partial C}{\partial r^+}\right)_{(r^+=1)} = \sum_n k_n \exp\left(-\frac{a_n}{Pe_t} z^+\right) \left(\frac{dJ_0(r^+ \sqrt{a_n})}{dr^+}\right)_{(r^+=1)} = 0 \quad (0-7)$$

De toutes les fonctions de Bessel, la seule dont la dérivée en zéro est non-nulle est la fonction de Bessel d'ordre 1 (J_1) et, comme la fonction exponentielle est strictement positive, nous savons que :

$$J'_0(\sqrt{a_n}) = 0 \quad (0-8)$$

Les propriétés mathématiques (0-9) des fonctions de Bessel permettent de transformer le résultat (0-8) de cette manière (0-10) :

$$J'_0(\alpha x) = -\alpha J_1(\alpha x) \quad (0-9)$$

$$J_1(\sqrt{a_n}) = 0 \quad (0-10)$$

Le calcul des racines de l'expression (0-10) permet la détermination de la totalité des coefficients a_n .

- Conditions aux limites : sur l'axe

En écrivant la concentration sur l'axe ($r^+ = 0$), à partir de la solution générale, la solution devient l'expression suivante :

$$C(z^+, 0) = \sum_n k_n \exp\left(-\frac{a_n}{Pe_t} z^+\right) \quad (0-11)$$

La fonction de Bessel J_0 en zéro vaut un. Par ailleurs, plus la concentration s'éloigne du point d'émission du traceur, plus elle tend vers une valeur limite qui représente la concentration homogène sur toute la section du conduit. Soit le débit d'injection q_{inj} ($\text{kg}\cdot\text{s}^{-1}$), permettant d'explicitier la concentration homogène :

$$C_H = \frac{q_{inj}}{Q_{éc}} = \frac{q_{inj}}{\pi U_d R^2} \quad (0-12)$$

Seulement, considérant l'expression (0-11) lorsque z^+ tend vers l'infini, la concentration tend vers une valeur limite si et seulement si au moins un des coefficients a_n est nul ; ainsi :

$$a_0 = 0 \quad (0-13)$$

Ce qui donne une information supplémentaire sur les coefficients k_n . Pour vérifier l'hypothèse précédente :

$$k_0 = C_H \quad (0-14)$$

Il ne reste plus qu'à définir les coefficients k_n .

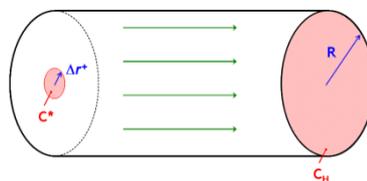
- Conditions à l'injection :

Nous supposons que l'émission du traceur est concentrée au centre de la conduite, dans le plan où z^+ est nul.

$$C(0, r^+) = \sum_n k_n J_0(r^+ \sqrt{a_n}) \quad (0-15)$$

Soit une surface adimensionnée d'émission $\pi(\Delta r^+)^2$ avec Δr^+ un petit élément de r^+ , et soit la fonction $C(0, r^+) = C^*$ telle qu'elle est constante au niveau de la surface d'émission et nulle partout ailleurs :

- $C^* = \text{constante}$ si $0 < r^+ < \Delta r^+$
- $C^* = 0$ si $r^+ > \Delta r^+$



Nous cherchons à déterminer la valeur de C^* et ceci à partir de la conservation de la masse du traceur dans le conduit :

$$C^* \pi(\Delta r)^2 = C_H \pi R^2 \quad (0-16)$$

La démarche choisie pour définir les coefficients k_n s'effectue en deux étapes : définir une intégrale I deux manières, afin d'isoler k_n . Tout d'abord, soit l'intégrale suivante :

$$I = \int_0^1 C(0, r^+) J_0(r^+ \sqrt{a_m}) r^+ dr^+ = \sum_n k_n \int_0^1 r^+ J_0(r^+ \sqrt{a_n}) J_0(r^+ \sqrt{a_m}) dr^+ \quad (0-17)$$

Le second membre de (0-17) peut se résoudre en sachant que :

$$\int_0^1 t J_v(\alpha_n t) J_v(\alpha_m t) dt \quad \left\{ \begin{array}{l} = 0 \quad \text{si } m \neq n \text{ et } v > -1 \\ = \frac{1}{2} \left(1 - \frac{v^2}{\alpha_n^2} \right) [J_v(\alpha_n)]^2 \quad \text{si } m = n \text{ et } v \geq -1 \end{array} \right. \quad (0-18)$$

Et ainsi donc :

$$I = k_m \frac{1}{2} [J_0(\sqrt{a_m})]^2 \quad (0-19)$$

Ensuite l'intégrale I peut s'écrire comme ceci :

$$I = C^* \int_0^{\Delta r^+} J_0(r^+ \sqrt{a_m}) r^+ dr^+ = \frac{C_H}{(\Delta r^+)^2} \int_0^{\Delta r^+} r^+ J_0(r^+ \sqrt{a_m}) dr^+ \quad (0-20)$$

Une résolution de cette intégrale est possible en se référant aux lois de récurrence liées aux fonctions de Bessel : en intégrant la relation mathématique (0-21) entre deux bornes l'expression (0-22) est déduite.

$$\Leftrightarrow \left\{ \begin{array}{l} \frac{d}{dx} [x^{v+1} J_{v+1}(\alpha_n x)] = \alpha_n x^{v+1} J_v(\alpha_n x) \quad (0-21) \\ \int_0^x x^{v+1} J_v(\alpha_n x) = \frac{X^{v+1}}{\alpha_n} J_{v+1}(\alpha_n X) \quad (0-22) \end{array} \right.$$

Donc il est possible d'écrire :

$$I = \frac{C_H}{(\Delta r^+)^2} \frac{\Delta r^+}{\sqrt{a_n}} J_1(\Delta r^+ \sqrt{a_n}) = C_H \frac{J_1(\Delta r^+ \sqrt{a_n})}{\Delta r^+ \sqrt{a_n}} \quad (0-23)$$

La fonction de Bessel d'ordre un a deux particularités : elle est nulle en zéro et elle est la seule fonction de Bessel dont la dérivée est non-nulle en zéro. Ainsi l'intégrale I se réécrit, de manière à retrouver la définition de la dérivée d'une fonction en zéro (0-25) :

$$I = C_H \frac{J_1(\Delta r^+ \sqrt{a_n}) - J_1(0)}{\Delta r^+ \sqrt{a_n}} \quad (0-24)$$

$$\lim_{\varepsilon \rightarrow 0} \frac{f(\varepsilon) - f(0)}{\varepsilon} = \frac{df}{dx}(x=0) \quad (0-25)$$

Etant donné que Δr^+ est un petit élément, l'expression de I est déduite :

$$I = C_H J_1'(0) \quad (0-26)$$

Mathématiquement, les dérivées de fonctions de Bessel peuvent s'écrire de cette manière :

$$J'_v(x) = \frac{J_{v-1}(x) - J_{v+1}(x)}{2} \quad (0-27)$$

A partir de la définition des fonctions de Bessel, nous savons que :

$$\left\| \begin{array}{l} J_0(0) = 1 \\ J_2(0) = 0 \end{array} \right. \quad \text{et ainsi :} \quad I = C_H \cdot \frac{1}{2} \quad (0-28)$$

Il est intéressant de noter que l'expression (0-17) obtenue mathématiquement est égale à la moitié de la concentration homogène. Finalement, en regroupant les équations (0-19) et (0-28), nous connaissons en intégralité les coefficients k_n :

$$k_n = \frac{C_H}{[J_0(\sqrt{a_n})]^2} \quad (0-29)$$

