



HAL
open science

Contribution à l'étude de la réduction de la traînée en écoulement turbulent d'une solution de CTAC

Ferhat Hadri

► **To cite this version:**

Ferhat Hadri. Contribution à l'étude de la réduction de la traînée en écoulement turbulent d'une solution de CTAC. Dynamique des Fluides [physics.flu-dyn]. Université de Caen, 2008. Français. NNT: . tel-00464084

HAL Id: tel-00464084

<https://theses.hal.science/tel-00464084>

Submitted on 15 Mar 2010

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

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



Distributed under a Creative Commons Attribution 4.0 International License



UNIVERSITE de CAEN/BASSE-NORMANDIE

U.F.R : Sciences

ECOLE DOCTORALE « Structures, Informations, matières et matériaux »

THESE

présentée par

M. Ferhat HADRI

et soutenue

Le : 18/12/2008

en vue de l'obtention du

DOCTORAT de L'UNIVERSITE de CAEN

Spécialité : Mécanique des milieux fluides

(Arrêté du 07 août 2006)

Contribution à l'étude de la réduction de la traînée en écoulement turbulent d'une solution de CTAC

JURY :

| | | |
|---------------------|--|--------------------|
| M. Daniel BONN | Directeur de Recherche CNRS, ENS, Paris / Professeur à l'université d'Amsterdam | Rapporteur |
| M. Mohend CHAUCHE | Directeur de Recherche CNRS, ENS, Cachan | Rapporteur |
| M. Jérôme BROSSARD | Professeur à l'Université du Havre | Examineur |
| M. Rachid MAKHLOUFI | Professeur à l'Université de Caen | Examineur |
| M. Anthony BESQ | Maître de Conférences à l'Université de Caen | Examineur |
| M. Sylvain GUILLOU | Maître de Conférences (HDR) à l'Université de Caen | Directeur de thèse |

Résumé

La réduction de la traînée est un phénomène d'écoulement qui, par la présence de très petites quantités d'additifs (polymères ou tensio-actifs) dans un fluide quelconque, consiste en une réduction significative du frottement à la paroi en régime turbulent. Certaines solutions d'additifs, en interagissant avec la structure de la turbulence conduisent à une réduction du frottement pouvant aller jusqu'à 90 % par rapport au solvant pur. Ceci induit une réduction de la puissance de pompage de l'ordre de 30 %. La réduction de la traînée peut trouver son application dans des systèmes de chauffage et de refroidissement urbains, dans le domaine pétrolier (pipelines), ...

Dans ce travail de thèse une contribution à l'étude de ce type d'écoulement a été menée. Une solution réductrice de la traînée à base de « CTAC/NaSal » à faible concentration a été largement explorée. La rhéométrie, la vélocimétrie par images de particules (PIV) et des modèles numériques sont utilisés. Ainsi, les solutions de tensio-actifs ont été caractérisées rhéologiquement. Plusieurs paramètres influençant la réduction de la traînée en conduite ont été étudiés. Le phénomène de glissement à la paroi a été abordé par une étude dans une géométrie de Couette. Enfin, un modèle de comportement rhéologique issu des mesures rhéologiques a été testé par Simulation Numérique Directe (DNS).

Les principaux résultats qui ressortent de ce travail montrent que le mécanisme de la réduction de la traînée est conditionné par plusieurs paramètres par contre, le glissement à la paroi n'est pas forcément responsable de la réduction de la traînée.

Mots clefs. *Réduction de la traînée, PIV, turbulence, surfactants, simulation numérique.*

Abstract

Drag reduction by additive is a physical phenomenon which induces a significant reduction of wall friction under a turbulent flow. Some additive solutions, interacting with the structure of turbulence lead to a reduction of friction up to 90 % and induce a reduction of about 30 % of pumping energy compared to that using water. Turbulent drag reduction by surfactants can be used in heating and cooling systems, in the oil transport (pipeline), ...

In this work, a contribution to the study of drag reduction was carried out. An aqueous solution of additive « CTAC/NaSal » at low concentration has been studied and explored. Rheology, Particle image velocimetry (PIV) and different numerical models were used to characterize the solution of surfactants. Several parameters influencing the drag reduction such as temperature, concentration and diameter were studied. The phenomenon of sliding has been explored in Couette geometry. Finally, a model of rheological behaviour was tested by direct numerical simulation (DNS).

The main results in this task have shown the characterization of the CTAC/NaSal under different condition as well as the irresponsibility of the sliding at the wall in drag-reduction phenomenon.

Keywords. *Drag reduction, PIV, turbulence, surfactants, numerical simulation.*

AVANT-PROPOS - REMERCIEMENTS

Ce travail de thèse a été mené au sein du groupe « Mécanique des Fluides et Rhéologie » du Laboratoire Universitaire des Sciences Appliquées de Cherbourg (LUSAC) sous la direction de M. Rachid MAKHLOUFI, professeur à l'Université de CAEN, à qui je tiens à adresser mes remerciements pour m'avoir accueilli dans son équipe depuis mon stage de D.E.A.

J'adresse aussi mes remerciements à M. Sylvain GUILLOU, maître de conférences à l'Université de CAEN, pour avoir accepté de codiriger ma thèse sans oublier bien sûr Anthony BESQ qui s'est occupé de la partie rhéologie. Je leur témoigne ici ma profonde reconnaissance pour leur disponibilité, leurs conseils et directives tout au long de la rédaction de ma thèse.

Bien évidemment, mes remerciements vont aussi à toutes les personnes ayant accepté de participer au jury de ma soutenance : M. Daniel Bonn, directeur de recherche CNRS au Laboratoire de Physique Statistique de l'Ecole Normale Supérieure de Paris et professeur à l'université d'Amsterdam ; M. Chaouche Mohend, directeur de recherche CNRS à l'Ecole Normale Supérieure de Cachan et M. Jérôme Brossard, professeur à l'université du Havre et chercheur au Laboratoire de Mécanique, Physique et Géosciences.

Maintenant, je me tourne vers mes collègues doctorants, les membres du laboratoire (LUSAC) et toute la grande équipe de l'Ecole d'Ingénieurs de Cherbourg (EIC) pour les moments agréables que nous avons pu partager, tout particulièrement à Thiebot Jérôme, Ta Minh-Tri, Alexis Ngueteu, Keang Sé Pouv, Hammou Oumellal, Tanguy Mongodin, Arnaud Gueguen, Claude Fustin, Pascal Colard... Sans oublier la secrétaire Stéphanie Moncuit et le directeur du laboratoire, Bertrand Boudart.

Pour finir, je voudrais remercier toute ma famille pour son aide inestimable, en particulier mes parents, mes frères et sœurs (vava, yemma, athmathniw) pour leur aide morale et matérielle, sans eux ce travail n'aurait pas pu être achevé.

Ferhat HADRI

SOMMAIRE

| | |
|---|----------|
| INTRODUCTION | 1 |
| 1 REDUCTION DE LA TRAINEE-ETAT DE L'ART | 4 |
| 1.1 RAPPELS CONCEPTUELS ET THEORIQUES..... | 5 |
| 1.1.1 Frottement à la paroi..... | 5 |
| 1.1.2 Turbulence..... | 6 |
| 1.1.2.1 Définition..... | 6 |
| 1.1.2.2 Modélisation de la turbulence..... | 7 |
| 1.1.3 Comportement rhéologique..... | 8 |
| Viscosité de cisaillement..... | 8 |
| Viscosité élongationnelle..... | 9 |
| Fluides newtoniens et non-newtoniens..... | 11 |
| Fluides rhéo-fluidifiants et rhéo-épaississants..... | 11 |
| Viscoélasticité..... | 12 |
| 1.2 CARACTERISATION DE LA REDUCTION DE LA TRAINEE..... | 12 |
| 1.3 AGENTS REDUCTEURS DE LA TRAINEE..... | 16 |
| 1.3.1 Les polymères..... | 16 |
| 1.3.2 Les fibres..... | 16 |
| 1.3.3 Les tensio-actifs (systèmes tensio-actifs/contreions)..... | 16 |
| 1.4 PROPRIETES DES TENSIO-ACTIFS..... | 17 |
| 1.4.1 Agrégation et organisation des micelles de tensio-actifs..... | 17 |
| 1.4.2 Solubilité des tensio-actifs..... | 18 |
| 1.5 TENSIO-ACTIFS REDUCTEURS DE LA TRAINEE..... | 19 |
| 1.5.1 Types de tensio-actifs réducteurs de la traînée..... | 19 |
| 1.5.2 Paramètres influants de la réduction de la traînée par les tensio-actifs..... | 19 |
| 1.5.3 Dégradation des solutions de tensio-actifs..... | 20 |
| 1.5.4 Conséquence de la réduction de la traînée sur l'échange de chaleur..... | 20 |
| 1.5.5 Comportement rhéologique des solutions réductrices de la traînée..... | 20 |
| 1.5.5.1 Viscosité..... | 21 |
| 1.5.5.2 Viscoélasticité..... | 21 |
| 1.5.5.3 Phase induite par le cisaillement (S.I.S)..... | 22 |
| 1.6 ETAT DE L'ART..... | 23 |
| 1.6.1 Théorie de la réduction de la traînée..... | 24 |
| 1.6.2 Etude expérimentale de la réduction de la traînée..... | 25 |
| 1.6.3 Etude numérique de la réduction de la traînée..... | 26 |
| 1.7 CONCLUSION-SYNTHESE..... | 28 |

| | | |
|----------|--|-----------|
| 2 | MATERIELS ET OUTILS DE CARACTERISATION | 29 |
| 2.1 | RHEOMETRIE..... | 30 |
| 2.1.1 | <i>Rhéomètre AR1000</i> | 30 |
| 2.1.2 | <i>Rhéomètre capillaire gravitaire</i> | 31 |
| 2.2 | VELOCIMETRIE PAR IMAGES DE PARTICULES (PIV-2D)..... | 33 |
| 2.2.1 | <i>Développement des techniques de mesure-historique</i> | 33 |
| 2.2.2 | <i>Principe de la PIV</i> | 34 |
| 2.2.2.1 | Ensemencement | 35 |
| 2.2.2.2 | Plan lumineux (Laser)..... | 36 |
| 2.2.2.3 | Camera CCD..... | 36 |
| 2.2.2.4 | Acquisition et traitement des images numériques | 36 |
| 2.2.2.5 | Post-traitement des champs de vecteurs | 37 |
| | Validation des champs de vitesses | 37 |
| | Interpolation | 37 |
| | Traitement statistique..... | 37 |
| 2.3 | BOUCLE D'ETUDE HYDRODYNAMIQUE..... | 38 |
| 2.3.1 | <i>Présentation de la boucle d'essais et de son fonctionnement</i> | 38 |
| 2.3.2 | <i>Paramètres de contrôle de l'écoulement</i> | 40 |
| 2.3.2.1 | Motopompe-variateur de fréquence | 40 |
| 2.3.2.2 | Tronçons d'étude..... | 40 |
| 2.3.2.3 | By-pass..... | 40 |
| 2.3.2.4 | Echangeur-cryostat et régulation thermique..... | 40 |
| 2.3.3 | <i>Moyens de mesure</i> | 42 |
| 2.3.3.1 | Mesure du débit..... | 42 |
| 2.3.3.2 | Mesure de la pression..... | 42 |
| 2.3.3.3 | Mesure de la température | 42 |
| 2.3.3.4 | La carte d'acquisition | 43 |
| | Acquisition des données | 43 |
| | Méthode d'échantillonnage..... | 44 |
| | Traitement des signaux | 44 |
| 2.3.4 | <i>Moyens de visualisation</i> | 44 |
| 2.3.4.1 | Tronçons de visualisation..... | 44 |
| 2.3.4.2 | Système d'acquisition PIV et logiciel | 45 |
| | Réglage de la nappe laser | 45 |
| | Réglage de la caméra | 45 |
| | Calibration..... | 46 |
| | Aberrations optiques lors de mesures par PIV..... | 46 |
| | Traitement des aberrations optiques..... | 46 |
| 2.3.4.3 | Paramètres expérimentaux | 47 |
| | Choix des débits | 47 |
| | Choix des températures | 47 |
| | Choix des particules d'ensemencement | 47 |
| | Détermination de l'intervalle de temps entre deux impulsions laser..... | 48 |

| | | |
|----------|--|-----------|
| 2.3.4.4 | Théorie statistique de l'estimation (Nombre de paires d'images)..... | 48 |
| 2.3.5 | <i>Erreurs sur les mesures</i> | 51 |
| 2.3.5.1 | Utilisation d'un amortisseur..... | 51 |
| 2.3.5.2 | Précision des outils de mesures..... | 51 |
| 2.3.5.3 | Perte de pression à débit nul..... | 51 |
| 2.3.5.4 | Erreur sur le diamètre..... | 52 |
| 2.3.6 | <i>Qualification du dispositif expérimental</i> | 52 |
| 2.3.6.1 | Dispositif de mesure de la perte de charge..... | 52 |
| 2.3.6.2 | Visualisation par PIV d'un écoulement en conduite..... | 53 |
| | Dans deux diamètres différents..... | 53 |
| | Dans la totalité du tronçon de visualisation..... | 53 |
| | Dans la moitié du tronçon de visualisation..... | 54 |
| 2.4 | SIMULATION NUMERIQUE DIRECTE..... | 58 |
| 2.4.1 | <i>Introduction et présentation de la géométrie</i> | 58 |
| 2.4.2 | <i>Fondement mathématique</i> | 59 |
| 2.4.3 | <i>Méthodes</i> | 60 |
| 2.4.4 | <i>Exemple de fluide newtonien</i> | 61 |
| 2.4.4.1 | Résultats instantanés..... | 61 |
| 2.4.4.2 | Résultats moyennés..... | 64 |
| 2.4.4.3 | Coefficient de frottement..... | 65 |
| 2.4.5 | <i>Cas d'un fluide non-newtonien</i> | 66 |
| 2.4.5.1 | Loi de puissance simple..... | 66 |
| | Régime laminaire..... | 67 |
| | Régime turbulent..... | 69 |
| 2.4.5.2 | Loi de puissance composée (modèle proposé par Pinho, 2004)..... | 70 |
| | Régime laminaire (faible élongation)..... | 71 |
| | Régime turbulent (écoulement élongationnel)..... | 72 |
| 2.5 | GEOMETRIE DE TAYLOR-COUETTE..... | 74 |
| 2.5.1 | <i>Éléments de théorie</i> | 74 |
| 2.5.1.1 | Profil laminaire..... | 75 |
| 2.5.1.2 | Instabilité de Taylor-Couette..... | 75 |
| 2.5.2 | <i>Matériels et techniques expérimentales</i> | 76 |
| 2.5.3 | <i>Cas d'un fluide newtonien</i> | 79 |
| 2.6 | CONCLUSION..... | 80 |
| 3 | EFFET D'UNE SOLUTION DE CTAC/NASAL SUR L'ÉCOULEMENT..... | 81 |
| 3.1 | TENSIO-ACTIF ETUDIE..... | 82 |
| 3.1.1 | <i>Système tensio-actifs de l'étude</i> | 82 |
| 3.1.2 | <i>Préparation de la solution (CTAC/NaSal)</i> | 83 |
| 3.1.3 | <i>Propriétés rhéologiques des solutions de CTAC/NaSal</i> | 83 |
| 3.1.4 | <i>Conclusion</i> | 85 |
| 3.2 | ÉCOULEMENT D'UNE SOLUTION REDUCTRICE DE LA TRAÎNÉE EN CONDUITE : ETUDE EXPERIMENTALE | 86 |
| 3.2.1 | <i>Influence du nombre de Reynolds sur la réduction de la traînée</i> | 86 |
| 3.2.2 | <i>Influence du diamètre sur la réduction de la traînée</i> | 96 |

| | | |
|---------|--|------------|
| 3.2.3 | <i>Influence de la concentration</i> | 102 |
| 3.2.4 | <i>Influence de la température sur la réduction de la traînée</i> | 107 |
| 3.2.4.1 | Pour une concentration de 75 ppm | 107 |
| 3.2.4.2 | Pour différentes concentrations | 113 |
| 3.2.5 | <i>Dégradation des solutions de tensio-actifs (CTAC/NaSal)</i> | 127 |
| 3.2.6 | <i>Conclusion</i> | 129 |
| 3.3 | IMPACT DU COMPORTEMENT RHEOLOGIQUE DU CTAC/NASAL : ETUDE NUMERIQUE | 131 |
| 3.3.1 | <i>Modélisation du comportement rhéologique</i> | 131 |
| 3.3.2 | <i>Résultats</i> | 133 |
| 3.3.3 | <i>Conclusion</i> | 134 |
| 3.4 | ETUDE DU COMPORTEMENT A LA PAROI DANS UNE GEOMETRIE DE TAYLOR-COUPETTE : GLISSEMENT A LA PAROI | 135 |
| 3.4.1 | <i>Première application pour un surfactant, moteur pas à pas : entrefer de 11 mm</i> | 135 |
| 3.4.2 | <i>Cellule de Couette placée sous le Rhéoscope : entrefer de 22,5 mm</i> | 138 |
| 3.4.2.1 | Y a-t-il glissement ? | 141 |
| 3.4.2.2 | Comparaison entre profil newtonien et celui d'une solution de tensio-actifs | 144 |
| 3.4.2.3 | Visualisation suivant l'axe de rotation | 146 |
| 3.4.3 | <i>Conclusion</i> | 148 |
| 3.5 | SYNTHESE | 149 |
| | CONCLUSION GENERALE-PERSPECTIVES | 151 |
| | REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES | 153 |
| | LISTE DES FIGURES | 159 |
| | LISTE DES TABLEAUX | 166 |
| | LISTE DES SYMBOLES | 167 |
| | LISTE DES ABREVIATIONS | 170 |

INTRODUCTION

La réduction de la traînée est un phénomène d'écoulement qui, par la présence de très petites quantités d'additifs (polymères, tensio-actifs ou fibres) dans un fluide quelconque, consiste en une importante réduction du frottement à la paroi en régime turbulent. Cet effet a été découvert par B.A. Toms en 1948 lors de ses travaux sur la dégradation mécanique des polymères.

Les additifs, qui mis en solution sont réducteur de perte de charge, les plus courants sont des polymères, mais il existe d'autres types d'additifs, tels que les tensio-actifs, sous forme de micelles cylindriques ou même des particules solides (fibres). Ces additifs, en agissant en régime turbulent, peuvent diminuer les pertes de charge en écoulement jusqu'à 90 % par rapport au solvant pur (ceci correspond à environ 30 % de réduction en puissance de pompage). Leur mécanisme d'action n'est pas encore clairement établi, mais c'est en interagissant avec la structure de la turbulence que ces additifs vont réduire la dissipation d'énergie et le frottement à la paroi et donc les pertes de charges.

Depuis 1948, de nombreux travaux ont été consacrés à l'étude de ce phénomène (Virk, 1975, Gyr and Bewersdorff, 1995, Zakin et al., 1998, etc.). Pourtant, il n'existe pas à l'heure actuelle de modèle universellement accepté pour expliquer ce mécanisme. Un mécanisme complet devrait faire intervenir l'influence de la structure et la composition d'additifs, la microstructure, les interactions molécules d'additifs-solvants ainsi que la rigidité ou la flexibilité de la macromolécule.

Trois types d'additifs sont connus comme conduisant à une réduction de traînée : les polymères, les tensio-actifs et les fibres.

Les polymères réducteurs de pertes de charges peuvent être de plusieurs types : des polyélectrolytes anioniques et cationiques, des polyampholytes avec de très faibles concentrations et dernièrement des polyacrylamides modifiées hydrophobes. Les solutions de polymères sont développées pour être utilisées en milieux aqueux (par exemple pour les lances à incendie), mais sont utilisées aussi dans d'autres applications comme dans le domaine pétrolier pour réduire les pertes de charge dans les pipelines (une première application dans ce domaine a été réalisée pour les pipelines Trans-Alaska dans les années 80 par Burger et al., 1980).

Le phénomène de la réduction de la traînée a été observé avec des solutions de particules solides dans les années 30 par Forrest and Grierson (Zakin et al., 1998). L'avantage de ces additifs est qu'ils sont plus solides et moins susceptibles de se dégrader avec l'écoulement. De plus, ils peuvent être séparés facilement du fluide par filtration. Par contre, une importante quantité d'additifs est nécessaire pour atteindre une réduction de traînée suffisante.

La réduction de traînée par l'ajout de tensio-actifs est connue depuis les années 50. Pourtant il existe peu d'études concernant ces additifs par rapport à la littérature existante sur les additifs macromoléculaires (polymères). Ce type d'additif a un certain avantage : il présente une résistance aux dégradations mécaniques, par conséquent, une durée de vie plus importante que les polymères (régénération de chaînes de micelles de tensio-actifs lors des cisaillements importants et passage par les singularités). Ces solutions de tensio-actifs ne sont efficaces que dans certaines plages de température et de concentration correspondant à l'apparition de grandes chaînes de micelles de tensio-actifs (Lu et al., 1997). Gyr et Bewersdorff (1995) se sont intéressés à l'organisation des micelles en écoulement et sa relation avec la réduction de la traînée.

Les études de réductions de la traînée ont été initiées dans des boucles d'essais par la mesure de la perte de charge expérimentale. Cette approche est à l'origine de la découverte de ce phénomène et elle est restée durant des années la seule voie possible. Les mesures des caractéristiques hydrodynamiques par la Vélocimétrie par Images de Particules (PIV) est en contrepartie plus récente. La mesure des caractéristiques rhéologique est récente aussi mais elle est encore limitée par les moyens techniques (exemple de la viscosité élongationnelle). Les études de l'impact du comportement rhéologique sur l'écoulement a été rendu possible par la simulation numérique directe (DNS). Cette méthode s'est rapidement développée ces vingt dernières années avec les progrès constants de l'informatique et capacité de calcul et de stockage des ordinateurs. Les lois testées par cette voie ne permettent pas encore de proposer un modèle de physique complet du phénomène de réduction de la traînée par l'emploi de tensio-actifs.

Le CTAC en solution est l'un des tensio-actifs conduisant à une importante réduction de la traînée et possédant une durée de vie assez conséquente en régime turbulent. Au début des années 90 ce tensio-actif a été utilisé avec des concentrations de quelques centaines de ppm (Gyr et Bewersdorff, 1995, Zakin et al., 1998). Vers les années 2000, ces concentrations sont passées à quelques dizaines de ppm (Kawaguchi et al., 2001 et 2002, Li et al, 2001). Ceci a été rendu possible par un choix adéquat du sel stabilisateur et de son dosage.

Nous faisons ici l'étude d'une solution aqueuse de CTAC à faible concentration (25-150 ppm) mélangée à du sel stabilisateur (NaSal). Pour cela nous mettons en œuvre des mesures (ainsi que les moyens de mesures) de pertes de charge pour atteindre le taux de réduction de la traînée, la Vélocimétrie par Images de Particules pour atteindre les caractéristiques de l'écoulement (y compris la turbulence) en conduite et en géométrie de Couette, la simulation numérique direct pour voir l'impact de lois rhéologiques sur le comportement de l'écoulement.

Ce mémoire est composé de quatre parties principales :

Dans la première partie, nous allons aborder ce travail par quelques rappels théoriques, les différentes façons utilisées pour caractériser la réduction de traînée et un aperçu sur les études expérimentales et numériques antérieures.

La seconde partie est consacrée aux différents outils de caractérisation. On abordera la partie rhéologie (AR1000, rhéomètre capillaire, cellule de Couette en PMMA), le dispositif de mesures de pertes de charge, la PIV qui est un outil de visualisation et de quantification ainsi que leur validation avec un fluide newtonien (de l'eau). Le modèle numérique (SUDRES3D) est utilisé pour simuler les écoulements réducteurs de la traînée. Des lois de comportements rhéologiques sont introduites et une première application à des solutions de polymères est faite.

La troisième partie va être consacrée à l'étude de la réduction de la traînée dans une boucle d'essai horizontale en utilisant différents diamètres, matériaux et températures et dans une cellule de Couette en PMMA (visualisation par PIV). Dans cette boucle, la réduction de la perte de pression est quantifiée et analysée. Des cartes de champs de vitesses peuvent être obtenues et des traitements statistiques seront faits pour caractériser les écoulements et quantifier les grandeurs turbulentes. Dans ce volet, la réduction de la traînée est aussi abordée par la modélisation numérique. Le comportement des solutions de tensio-actifs (CTAC/NaSal) est modélisé par un modèle rhéologique (modèle de Bird-Carreau) introduit dans le code de calcul (SUDRES3D) afin d'étudier l'écoulement.

Enfin, une conclusion générale fait une synthèse des travaux et propose quelques pistes de travail pour l'avenir.

1 REDUCTION DE LA TRAINEE-ETAT DE L'ART

Ce premier chapitre est consacré à la théorie nécessaire pour comprendre le phénomène de la réduction de la traînée et à l'état de l'art. Les rappels théoriques concernent la mécanique des fluides et les additifs réducteurs de traînée. Sont aussi abordés dans ce chapitre les différentes façons de caractériser la réduction de la traînée dans des géométries différentes et la nécessité d'utiliser des grandeurs adimensionnées pour confronter nos résultats à des résultats préexistants en littérature.

1.1 RAPPELS CONCEPTUELS ET THEORIQUES

1.1.1 Frottement à la paroi

Expérimentalement, on peut mesurer le taux de réduction de la traînée à l'aide de capteurs de pression placés en deux points suffisamment éloignés l'un de l'autre (Fig. 1-1). Si on considère ΔP , la différence de pression entre deux points de mesure distants d'une distance L et D , le diamètre de la conduite (ou la distance entre les deux plaques), la force du frottement développée lors de l'écoulement dans un canal ou dans une conduite est liée directement à la perte de pression. Elle est donnée par l'équation Eq. 1-1.

$$\text{Eq. 1-1} \quad \tau_w = \frac{\Delta P \cdot D}{4L}$$

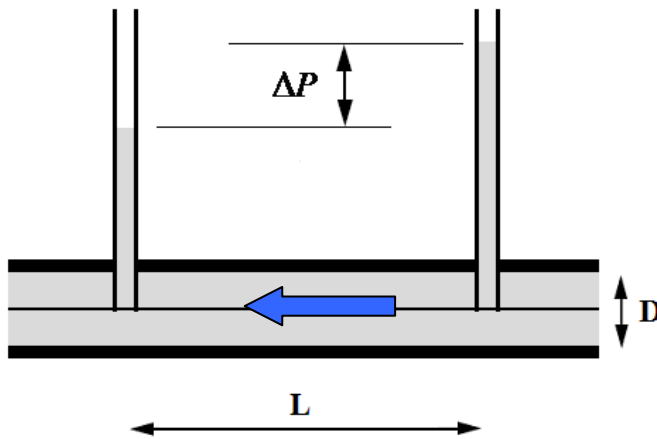


Fig. 1-1 : Mesure de la perte de charge en conduite.

Le coefficient de frottement est donné par :

$$\text{Eq. 1-2} \quad C_f = \frac{\tau_w}{\frac{1}{2}\rho U^2}$$

Ou

$$\text{Eq. 1-3} \quad C_f = \frac{\Delta P D}{2\rho U^2 L} = \frac{\pi^2 \Delta P D^5}{32\rho L Q^2}$$

Où U est la vitesse moyenne, L , la longueur du tronçon de mesure, τ_w , la contrainte à la paroi, ρ , la masse volumique et Q , le débit volumique.

Le nombre de Reynolds, qui est le rapport des forces d'inerties sur les forces visqueuses dans un écoulement, est défini pour un fluide newtonien par :

$$\text{Eq. 1-4} \quad \text{Re} = \frac{\rho U D}{\eta} = \frac{4\rho Q}{\pi\eta D}$$

Où η est la viscosité dynamique du fluide.

Dans une conduite cylindrique, l'écoulement est dit laminaire lorsqu'il est régulier (il ne présente pas trop de variations spatiales ou temporelles). Le profil de vitesses est donc parabolique (Eq. 1-5) et le coefficient de frottement résultant suit une droite de pente $C_f = \frac{16}{\text{Re}}$ appelée droite de Hagen-Poiseuille ($C_f = \frac{12}{\text{Re}}$ dans le cas d'un écoulement entre deux plaques parallèles).

$$\text{Eq. 1-5} \quad U(r) = \frac{\Delta P}{L} \frac{R^2}{4\nu} \left(1 - \left(\frac{r}{R} \right)^2 \right)$$

Pour des nombres de Reynolds plus importants (généralement $\text{Re} > 2100$ pour de l'eau), l'écoulement peut devenir turbulent (aléatoire). Le profil de vitesses à ce régime est décrit par des quantités adimensionnées telles que $U^+ = u/U_\tau$ et $y^+ = yU_\tau\rho/\eta$, où $U_\tau = \sqrt{\tau_w/\rho}$ est la vitesse du frottement et y , la distance à la paroi. Il est divisé en trois régions principales : la sous-couche visqueuse, la zone de transition (tampon) et le noyau turbulent. Ces régions peuvent être décrites par les équations suivantes :

$$\text{Sous-couche visqueuse : } U^+ = y^+ \quad y^+ \leq 5$$

$$\text{Zone tampon: } U^+ = 5 \ln(y^+) - 3.05 \quad 5 \leq y^+ \leq 30$$

$$\text{Noyau turbulent : } U^+ = 2,5 \ln(y^+) - 5,5 \quad y^+ > 30$$

Le coefficient de frottement peut être mesuré avec un solvant pur ou estimé par des équations empiriques (Blasius, $C_f = 0.071 \text{Re}^{-0.25}$ pour de l'eau pure).

1.1.2 Turbulence

1.1.2.1 Définition

Le phénomène turbulent a été mis en évidence par les expérimentateurs il y a plus d'un siècle. Reynolds en 1883 a utilisé un nombre adimensionné ($\text{Re} = \frac{UD}{\nu}$, avec U , la vitesse moyenne, D , le diamètre de la conduite et ν , la viscosité cinématique du fluide) pour différencier les différents régimes d'écoulement. Lorsque ce nombre est inférieur à une certaine valeur (nombre de Reynolds critique, Re_c) le régime est dit laminaire et il devient turbulent si on force encore l'écoulement. La région comprise entre ces deux types d'écoulement est appelée transitoire (intermédiaire). Si l'on se réfère à une analyse de stabilité de l'écoulement, on peut qualifier d'écoulement stable le régime laminaire (stationnaire), de faiblement instable le régime transitoire et, finalement, de fortement instable le régime turbulent.

La turbulence est caractérisée par des grandeurs physiques telles que la vitesse et la pression qui varient de façon aléatoire engendrant des fluctuations de vitesses (Fig. 1-2), d'une forte diffusivité des quantités transportables (chaleur, colorant, etc.), d'un mouvement tridimensionnel et instationnaire et d'un caractère d'imprévisibilité des trajectoires.

La présence de tourbillons de différentes échelles qui caractérisent la turbulence conduit à un transfert d'énergie des gros tourbillons vers les plus petits ce qui conduit à une dissipation d'énergie (échelle dissipative). Les gros tourbillons (grandes échelles) sont généralement associés aux basses fréquences du spectre et ils sont de l'ordre du domaine occupé par l'écoulement. Les petites échelles associées aux hautes fréquences rencontrées en turbulence sont déduites des spectres d'énergie cinétique et de la dissipation de chaleur. La différence entre les plus petits et les plus gros tourbillons qui augmente avec le nombre de Reynolds est appelée largeur du spectre.

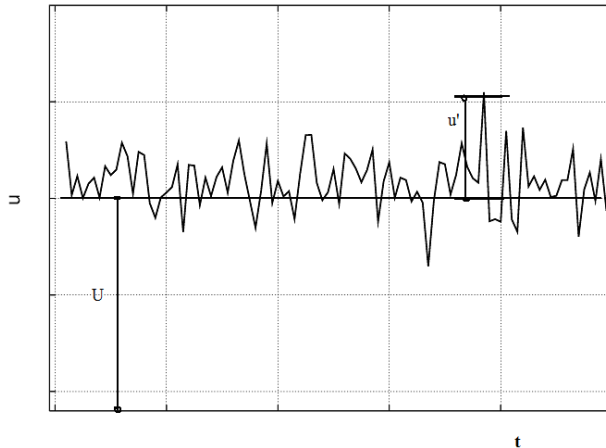


Fig. 1-2 : Signal turbulent mesuré par le système PIV en un point en conduite.

1.1.2.2 Modélisation de la turbulence

Durant ces dernières années, l'étude de la turbulence s'est développée d'une manière spectaculaire en mécanique des fluides. Ce développement est dû essentiellement à la maîtrise et aux progrès continus et rapides de l'outil informatique. La simulation des écoulements turbulents peut être abordée en supposant que le mouvement instantané détaillé du fluide est décrit par les équations de Navier-Stokes et que le fluide soit considéré comme un continuum par rapport à l'échelle moléculaire.

En principe un écoulement turbulent peut être abordé par la résolution des équations de Navier-Stokes selon ces trois approches :

Les *simulations numériques directes*, ou *Direct Numerical Simulation (DNS)* se basent sur la recherche des solutions numériques des équations de Navier-Stokes (détermination numérique de tous les mouvements turbulents) sans recourir à des modèles. Le mouvement moyen est alors obtenu par un traitement statistique des résultats instantanés. L'écoulement est irrégulier en temps et en espace, cela nécessite de très petits pas d'espace et de temps. Mais de telles simulations nécessitent l'utilisation des schémas très précis (schémas compacts) souvent peu adaptés aux écoulements dans des géométries complexes. Les limitations sont alors d'ordre technique c'est-à-dire que le temps de calcul et la taille de la mémoire des calculateurs limitent le nombre de points de discrétisation et le nombre de Reynolds de l'application considérée.

La simulation des grandes échelles, *Large Eddy Simulation (LES)* est une technique prometteuse pour prédire et analyser des écoulements instationnaires. A l'inverse de la

simulation numérique directe, qui représente sans approximation l'ensemble des tourbillons présents dans un écoulement, cette technique repose sur une séparation d'échelles. Ainsi les tourbillons d'une taille supérieure à une certaine limite fixée sont déterminés par le calcul, alors que les autres sont pris en compte au moyen d'un modèle statistique appelé modèle sous-maille. La qualité des résultats est conditionnée par celle du modèle sous-maille et par l'erreur du schéma numérique. La simulation des écoulements turbulents à grand nombre de Reynolds ou dans des géométries complexes nécessite un temps de calcul considérable qui peut atteindre quelques mois. Les travaux portaient, ces dernières années, sur l'optimisation des méthodes numériques afin de réduire les temps de calculs.

Les modèles *statistiques* cherchent à déterminer un écoulement moyen, au sens de la moyenne statistique. On introduit alors une viscosité turbulente, dont le but est de modéliser l'action des fluctuations sur l'écoulement moyen. Ils sont très utilisés pour les problèmes industriels, dans des codes de simulation d'écoulements fluides en géométries complexes utilisant les éléments finis ou les volumes finis. Ils donnent de bons résultats loin des parois. Près des parois, ils sont couplés avec des modèles de lois de parois.

1.1.3 Comportement rhéologique

En mécanique des fluides, la rhéologie est l'étude des déformations et de l'écoulement de la matière sous l'influence des contraintes qui lui sont appliquées. Les propriétés rhéologiques ont une grande importance en mécanique des fluides.

Le premier à s'intéresser à la *rhéologie* est *Eugène Bingham* en 1928. Un an après, en 1929, la société américaine de rhéologie a été fondée, suite à l'impuissance de la mécanique des fluides et des solides à décrire les propriétés des matériaux qui ne sont ni fluides ni solides.

La rhéologie traite en général de la viscosité des matériaux sous l'action des contraintes, mais ce n'est pas la seule grandeur à mesurer. Plusieurs matériaux ont une organisation moléculaire plus complexe, donc il y a d'autres propriétés qui interviennent comme l'élasticité.

Viscosité de cisaillement

Considérant deux plaques planes de surface S , séparées d'une épaisseur e , l'une fixe et l'autre se déplaçant parallèlement à la première avec une vitesse U_0 . Si l'écoulement d'un matériau entre les deux plaques est laminaire, on dit que l'écoulement est cisailé. Le matériau se déforme par glissement relatif des couches infiniment minces l'une par rapport à l'autre et des forces de frottement tangentielles (cisaillement) en résultent. A chaque limite de couche (entre deux couches successives) résulte une *contrainte de cisaillement* τ (Eq. 1-6) qui est une grandeur dynamique exprimée en Pascal (Pa) donnant la force de cisaillement (dF) par unité de surface sur laquelle elle s'exerce (dS).

$$\text{Eq. 1-6} \quad \tau = \frac{dF}{dS}$$

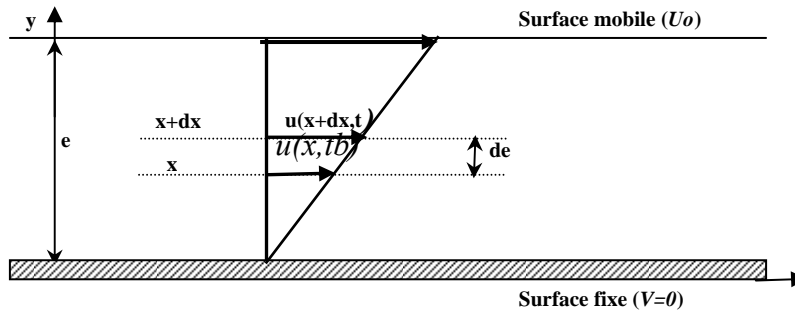


Fig. 1-3: Cisaillement plan lors d'un écoulement laminaire.

La vitesse d'écoulement du fluide au contact de la paroi mobile est U_0 , et elle est nulle au contact de la paroi fixe. C'est la condition de non-glissement ($u(y=0) = 0$ et $u(y=e) = U_0$).

Dans le cas d'un fluide newtonien et en régime laminaire, la vitesse augmente linéairement dans l'entrefes d'épaisseur e entre le plan fixe et le plan mobile. Le taux de cisaillement qui est une grandeur caractéristique rhéologique est donné par la relation suivante :

$$\text{Eq. 1-7} \quad \dot{\gamma} = \frac{du}{de}$$

La déformation subit par l'écoulement est alors donnée par :

$$\text{Eq. 1-8} \quad \gamma(x,t) = \int \dot{\gamma} dt$$

Le rapport entre la contrainte et le taux de cisaillement nous donne une mesure quantifiant la résistance à l'écoulement, ce qu'on appelle la viscosité dynamique, η .

$$\text{Eq. 1-9} \quad \eta = \frac{\tau}{\dot{\gamma}}$$

La viscosité cinématique est donnée par le rapport entre la viscosité dynamique et la masse volumique :

$$\text{Eq. 1-10} \quad \nu = \frac{\eta}{\rho}$$

Viscosité élongationnelle

Les propriétés élongationnelles des polymères et des tensio-actifs ont une très grande importance dans les écoulements, elles dépendent généralement de la nature du fluide (solution de tensio-actifs, de polymère), de la concentration, de la température, etc. Les études sur la viscosité élongationnelle ont commencé dans les années 1970, suite à la découverte de ses effets non négligeables dans les situations pratiques.

On peut décomposer tout cisaillement simple en une composante de rotation et d'élongation, la décomposition de champ de vitesses est donnée par l'équation Eq. 1-11, où le premier terme est une rotation et le deuxième, une élongation à 45° de la direction de l'écoulement.

$$Eq. 1-11 \quad u = \begin{pmatrix} \dot{\gamma}_y \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix} = \underbrace{\begin{pmatrix} \frac{1}{2} \dot{\gamma}_y \\ -\frac{1}{2} \dot{\gamma}_x \\ 0 \end{pmatrix}}_{\text{Rotation}} + \underbrace{\begin{pmatrix} \frac{1}{2} \dot{\gamma}_y \\ \frac{1}{2} \dot{\gamma}_x \\ 0 \end{pmatrix}}_{\text{Elongation}}$$

Durant un écoulement purement élongationnel (Fig. 1-4), la dimension de l'élément de volume suivant l'axe d'étirement (x) augmente et diminue suivant les deux autres axes (y et z) de façon à garder le même volume (Eq. 1-11).

$$Eq. 1-12 \quad \frac{\partial v}{\partial y} = \frac{\partial w}{\partial z} = -\frac{1}{2} \frac{\partial u}{\partial x}.$$

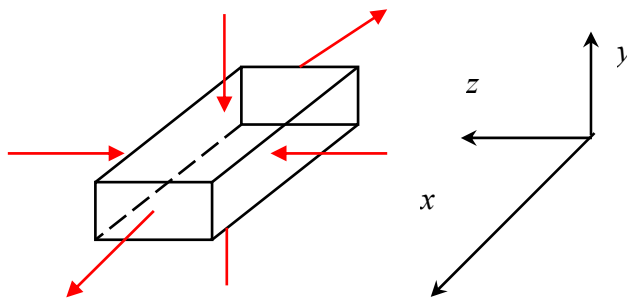


Fig. 1-4 : Elongation simple d'un élément de volume.

Pour un fluide newtonien soumis à ce type d'écoulement, la relation qui lie le tenseur des contraintes et des déformations est linéaire, ce qui nous permet d'écrire l'équation Eq. 1-13.

$$Eq. 1-13 \quad \bar{\bar{\tau}} = 2\eta \begin{pmatrix} \frac{\partial u}{\partial x} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{\partial v}{\partial y} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\partial w}{\partial z} \end{pmatrix}$$

Sachant qu'un fluide incompressible garde un volume constant, la viscosité élongationnelle d'un fluide newtonien peut être calculée à partir de l'équation Eq. 1-14. En utilisant l'équation Eq. 1-12, on trouve que la viscosité élongationnelle d'un fluide newtonien est égale à 3 fois la valeur de sa viscosité de cisaillement ($\eta_e = 3\eta$).

$$Eq. 1-14 \quad \eta_e = \frac{\tau_{xx} - \tau_{yy}}{\frac{\partial u}{\partial x}}$$

Dans le cas des fluides non-newtoniens, les solutions de tensio-actifs ou de polymères par exemple, la viscosité élongationnelle peut être plusieurs fois supérieure à la viscosité de cisaillement.

Dans le cas des faibles viscosités, telles que celles des solutions de tensio-actifs faiblement concentrées (pour une solution de CTAC dosée à 75 ppm, la viscosité est égale à 1,2 fois celle de l'eau), la mesure de la viscosité élongationnelle est difficile à mettre en œuvre.

Généralement, il faut provoquer un écoulement purement élongationnel pour pouvoir la mesurer.

Fluides newtoniens et non-newtoniens

Un fluide newtonien est un fluide pour lequel la viscosité en fonction du taux de cisaillement est constante (la contrainte de cisaillement est linéaire). Elle ne dépend que de la nature du fluide et de la température (Eq. 1-15).

En général, pour ce type de fluide, il existe une relation instantanée entre les contraintes et les vitesses de déformation. Si l'on annule les contraintes, la déformation doit cesser immédiatement. Pour une température et une pression données, une seule mesure est nécessaire pour connaître la valeur de la viscosité.

$$\text{Eq. 1-15} \quad \tau = \eta \frac{du}{dy}$$

Les fluides non-newtoniens sont tous les fluides qui ne peuvent pas être caractérisés par une simple relation $\tau = \eta\dot{\gamma}$, soit à cause d'un effet autre que le cisaillement (l'élongation par exemple), soit à cause d'une viscosité variable. Dans cette famille de fluides (fluides non-newtoniens), on peut distinguer deux grandes catégories : la catégorie des fluides dépendants du temps ; et la catégorie des fluides ne dépendants pas du temps (Fig. 1-5).

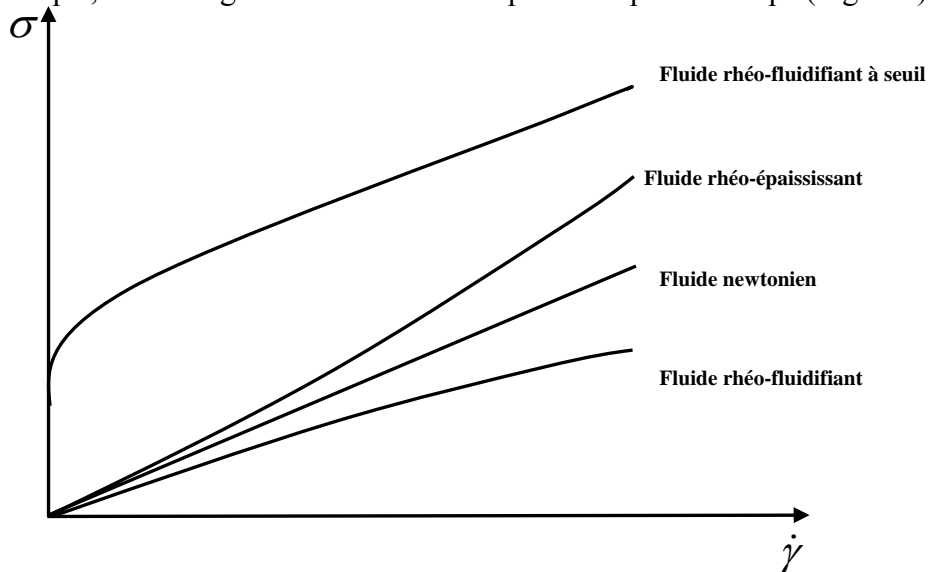


Fig. 1-5 : Relation entre la contrainte et le taux de cisaillement, pour différents types de fluides.

Fluides rhéo-fluidifiants et rhéo-épaississants

Quand la viscosité apparente diminue avec le gradient de vitesse, le comportement est rhéo-fluidifiant. Les fluides rhéo-épaississants présentent un comportement inverse au comportement rhéo-fluidifiant, la viscosité apparente augmente avec le gradient de vitesse. Plusieurs modèles décrivant le phénomène et donnant des résultats proches de l'expérience existent. Le plus répandu est donné par la loi de puissance utilisée pour la première fois par Ostwald (Eq. 1-16), où k est une constante et n traduit l'écart avec un écoulement newtonien.

Pour certains fluides rhéo-fluidifiants, il a été observé que pour des faibles taux de cisaillement, le comportement est newtonien avec un plateau correspondant à une viscosité

initiale, η_0 , puis lorsque le cisaillement est suffisamment intense, un autre plateau de viscosité apparaît, c'est la viscosité à l'infini, η_∞ . Parmi les modèles qui tiennent compte de ces viscosités initiales et plateaux, on trouve celui de Carreau (Eq. 1-17), où k_1 est une constante et m est un exposant ajustable.

$$\text{Eq. 1-16} \quad \tau = k\dot{\gamma}^n \Rightarrow \eta = k\dot{\gamma}^{-(1-n)}$$

$$\text{Eq. 1-17} \quad \frac{\eta - \eta_\infty}{\eta_0 - \eta_\infty} = \frac{1}{(1 + (k_1\dot{\gamma}^2))^{\frac{m}{2}}}$$

Viscoélasticité

Entre un comportement de solide élastique parfait et un liquide visqueux, il existe un comportement intermédiaire, c'est la *viscoélasticité*. Quand la vitesse de variation des contraintes est très élevée, la structure interne du fluide n'a pas le temps de se réorganiser, et le matériau réagit comme un solide de propriété élastique. La viscoélasticité fait intervenir des changements de structure induits par des contraintes de déformation, la valeur relative du temps de réaménagement de la structure et l'évolution des contraintes appliquées.

1.2 CARACTERISATION DE LA REDUCTION DE LA TRAINEE

La réduction de la traînée qui est une conséquence de l'écoulement turbulent peut être étudiée dans des conduites de formes et de sections variées, entre deux plaques ou dans des cellules de Couette (Fig. 1-6). Dans le cas des fluides newtoniens, le nombre de Reynolds inclut l'effet du diamètre (la distance entre les deux plaques ou l'entrefer) et le coefficient de frottement garde le même comportement pour un même nombre de Reynolds quelque soit le diamètre. Les fluides réducteurs de pertes de charge présentent généralement des viscosités dépendantes des taux de cisaillement et d'élongation et des effets viscoélastiques. Le coefficient de frottement devient dépendant du nombre de Reynolds mais aussi de la géométrie utilisée. Lors d'un écoulement en conduite, plusieurs auteurs (Zakin et al, 1996, Savins, 1969, Bewersdorff and Ohlendorf, 1988, Gyr and Bewersdorff, 1995, ...) ont remarqué dans leurs travaux une forte dépendance du coefficient de frottement au diamètre de la conduite. Pour un même nombre de Reynolds, la réduction de la traînée augmente avec le diamètre.

L'écoulement d'un fluide turbulent est généralement caractérisé par la contrainte à la paroi, la vitesse caractéristique et le traitement statistique de la turbulence (traitement des champs de vitesses).

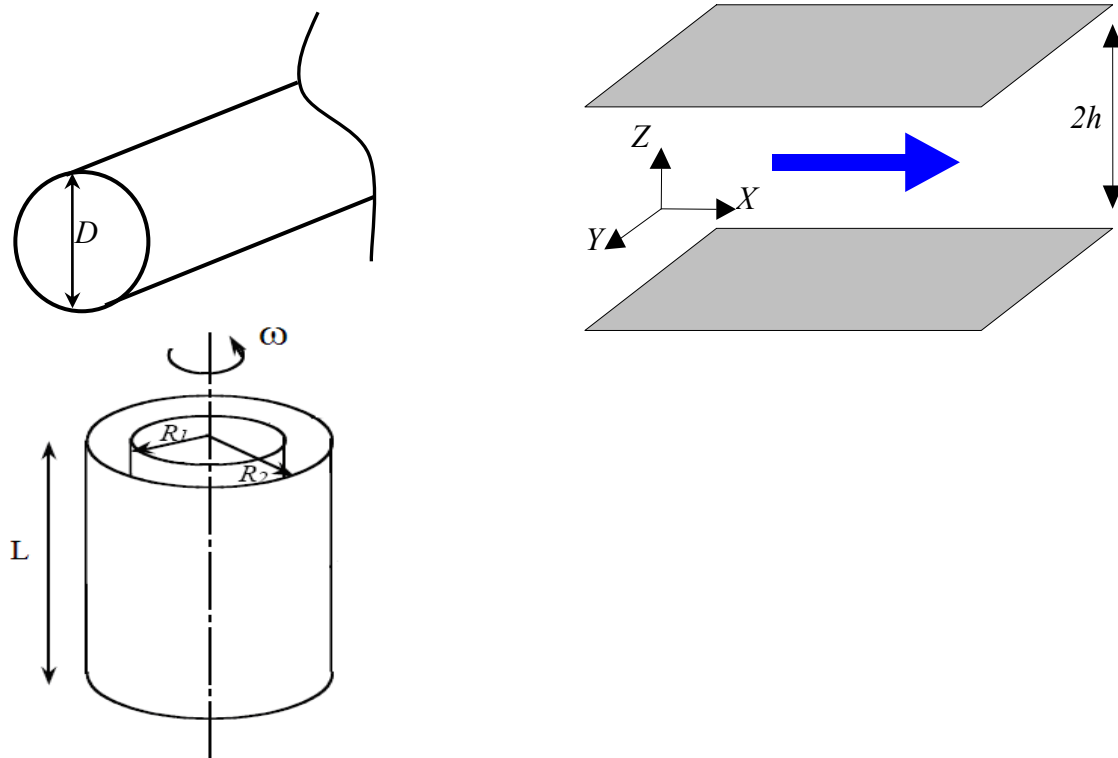


Fig. 1-6 : Différentes géométries utilisées pour l'étude de la réduction de la traînée.

A un même débit, la perte de pression due à l'écoulement d'une solution aqueuse réductrice de la traînée dans un circuit est réduite comparée à l'écoulement du solvant pur. Le taux de réduction de la traînée peut être estimé par l'équation Eq. 1-18, où %DR est le pourcentage de réduction de la traînée, C_f et C_{fs} représentent respectivement, les coefficients du frottement de la solution et du solvant à un même débit.

$$\text{Eq. 1-18} \quad \%DR = \frac{C_{fs} - C_f}{C_{fs}} \times 100$$

A perte de charge constante, le débit circulant dans un circuit augmente avec l'ajout d'un agent réducteur de la traînée. Le taux de réduction peut être donné dans ce cas par l'équation Eq. 1-9, où Q et Q_s représentent respectivement, les débits de la solution et du solvant à une même perte de charge.

$$\text{Eq. 1-19} \quad \%DR = \frac{Q_s - Q}{Q_s} \times 100$$

Pour qu'un fluide soit réducteur de traînée, le pourcentage de réduction de traînée (%DR) doit être compris entre 0 et 100 %. Le maximum est souvent inférieur à 90 %.

Généralement dans un circuit, on mesure la perte de pression entre deux points en fonction de la section et du débit. Trois formats de présentation de résultats sont généralement utilisés :

- %DR = $f(\log Re)$;
- $C_f = f(\log Re)$;
- $C_f^{-1/2} = f(\log Re^{-1/2})$.

La figure Fig. 1-7 présente le coefficient de frottement en fonction du nombre de Reynolds du solvant (défini par rapport à la viscosité du solvant). En considérant un écoulement newtonien, le coefficient suit la loi de Hagen-Poiseuille ($C_f = \frac{16}{Re}$) dans le cas laminaire et de la droite de Blasius ($C_f = 0,071 Re^{-0.25}$) en régime turbulent (si l'écoulement est entre deux plaques parallèles, le C_f suit la droite donnée par $C_f = \frac{12}{Re}$ en régime laminaire et la droite de Dean donnée par $C_f = 0,073 Re^{-0.25}$ en régime turbulent).

Avec la présence d'additifs et dans le cas d'un écoulement turbulent, le coefficient de frottement descend en dessous de la droite de Blasius (la droite de Dean dans le cas d'un écoulement entre deux plaques). La réduction du coefficient de frottement présente des asymptotes de réduction de traînée maximales proposées par Virk (1975) pour les polymères ($C_f = 0,58 Re^{-0.58}$), et par Zakin et al. (1996) pour les surfactants ($C_f = 0,32 Re^{-0.55}$). Le coefficient de frottement finit par rejoindre la droite de Blasius à un certain nombre de Reynolds, appelé nombre de Reynolds critique, à partir duquel le coefficient de frottement change de comportement (c'est l'écoulement pleinement turbulent).

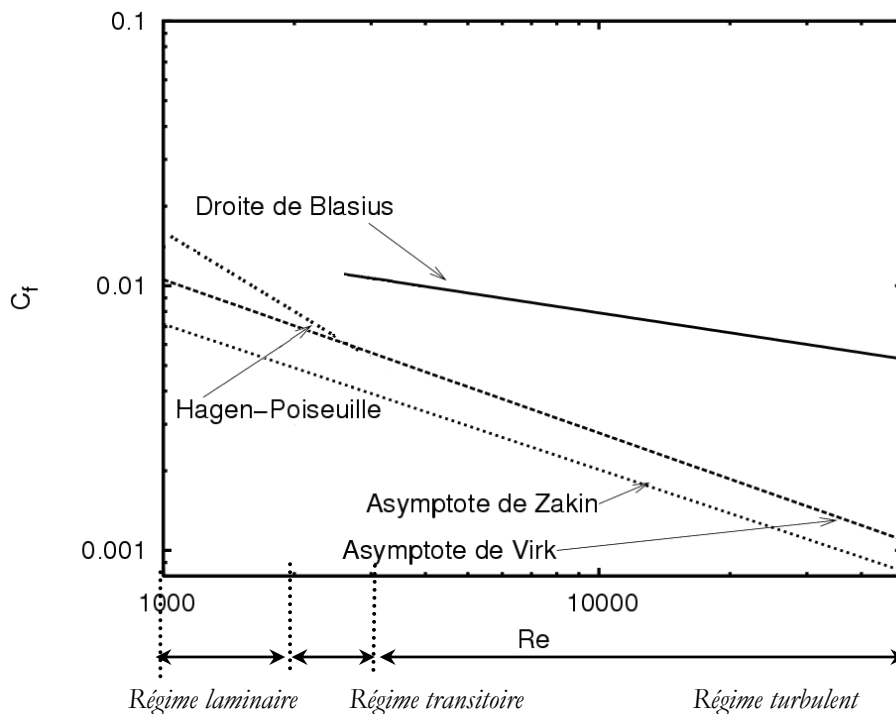


Fig. 1-7 : Comportement du coefficient de frottement dans le cas d'une conduite hydrauliquement lisse.

Dans la zone caractérisée par une réduction de la traînée, l'écoulement est turbulent mais l'organisation de la structure de l'écoulement est différente de celle d'un solvant pur (Zakin et al., 1998). Plusieurs grandeurs de la turbulence peuvent être intéressantes telles que les tensions de Reynolds ($uv = \overline{u'v'}$), les intensités axiales et transversales de la turbulence (respectivement, $\sqrt{\overline{u'u'}}/u_\tau$ et $\sqrt{\overline{v'v'}}/u_\tau$). La réduction de la traînée est suivie d'une diminution des intensités de la turbulence suivant l'axe transverse (radiale) et des contraintes de cisaillement faibles.

En se basant sur l'asymptote trouvée pour les polymères, Virk a proposé un modèle pour décrire le profil moyen de vitesses des solutions de polymères réductrices de traînée.

$$\text{Sous-couche visqueuse : } u^+ = y^+ \quad y^+ \leq 11.6$$

$$\text{Zone de transition : } u^+ = 11,7 \ln(y^+) - 17 \quad 11,6 \leq y^+ \leq y_e^+$$

$$\text{Noyau turbulent : } u^+ = 2,5 \ln(y^+) - 5,5 + \Delta B \quad y^+ > y_e^+$$

ΔB est l'écart entre le noyau central et le profil pour un fluide newtonien.

Pour le cas des surfactants, Chara (1993) a proposé un modèle pour décrire le profil moyen de vitesses dans le cas limite du maximum de réduction de la traînée. Le modèle est constitué de trois différentes couches (Fig. 1-8).

$$\text{Sous-couche visqueuse : } u^+ = y^+ \quad y^+ \leq 5$$

$$\text{Zone de transition : } u^+ = 5 \ln(y^+) - 3.05 \quad 5 \leq y^+ \leq 30$$

$$\text{Noyau turbulent : } u^+ = 23,41 \ln(y^+) - 65 \quad y^+ > 30$$

La valeur du taux de cisaillement local $\dot{\gamma}$ peut être estimée par l'équation Eq. 1-20. Dans le cas des fluides non-newtoniens, comme les tensio-actifs par exemple, le taux de cisaillement $\dot{\gamma}$ dépend de la viscosité locale de la solution (la viscosité est liée au taux de cisaillement).

Eq. 1-20
$$\dot{\gamma} = \frac{du^+}{dy^+} \frac{u_\tau^2}{\nu}$$

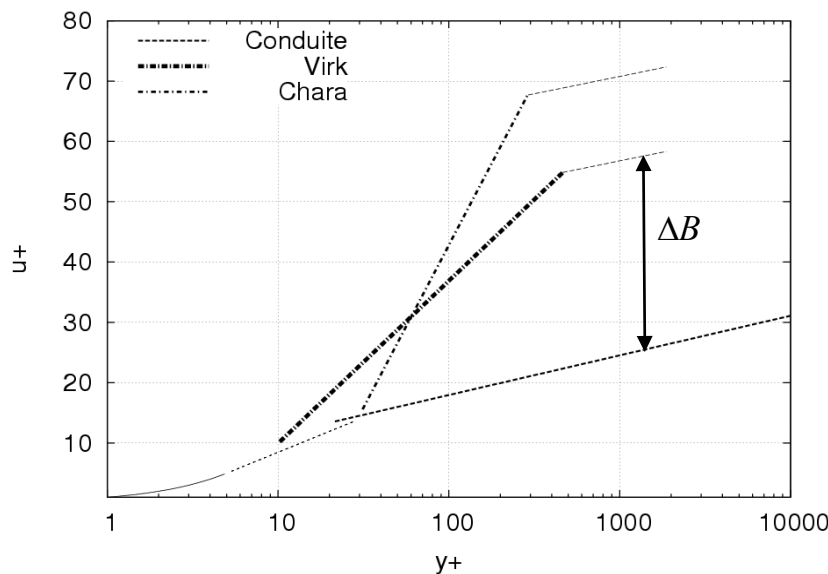


Fig. 1-8 : Profils de vitesses en coordonnées de paroi pour un écoulement avec un fluide Newtonien et avec des solutions réductrices de la traînée en conduite : Polymères (Virk) et surfactants (Chara)

1.3 AGENTS REDUCTEURS DE LA TRAINÉE

1.3.1 Les polymères

Les polymères ont été les premiers additifs à être suffisamment étudiés en réduction de la traînée. Depuis Toms (1948), plusieurs travaux expérimentaux (Escudier, 2001, Amarouchène, 2002,...) et numériques (Rudman et al., 2004, Pinho et al., 1998, 2003,...) ont été menés. Plusieurs types de polymères sont susceptibles de réduire la traînée : les polyélectrolytes, les polyampholytes, les polyacrylamides modifiés hydrophobes. Des polymères sous forme polyoléfinés sont également développés pour être utilisés en milieu pétrolier (pipeline Trans-Alaska) dans les années 70 et en offshore dans les années 80 (Burger et al., 1980) afin de minimiser le coût en énergie et de baisser le nombre de stations de pompage le long d'un pipeline. Une concentration de quelques ppm est généralement suffisante pour réduire efficacement la traînée. Dans les travaux de thèse d'Amarouchène (2002), il a été mentionné qu'une concentration de 10 ppm en Polyéthylèneoxyde est suffisante pour obtenir une réduction de la traînée de l'ordre de 67 % à un nombre de Reynolds de 14000.

1.3.2 Les fibres

La réduction de la traînée est aussi observée avec des fibres. Elles sont en nylon, en coton ou en papier et peuvent mesurer jusqu'à deux millimètres (rapport d'aspect de l'ordre de 100). Le phénomène a été observé pour la première fois par Forrest et Grierson dans les années 1930 mais n'a pas été publié (Zakin et al., 1998). Ce type d'additifs présente l'avantage d'être moins sujet à la dégradation mécanique et peut être séparé du solvant facilement par filtration. En revanche, une quantité importante d'additifs est nécessaire pour une réduction de traînée significative, de l'ordre de 20 % maximum dans la plupart des cas. D'après des visualisations faites au cours de l'écoulement, les fibres s'alignent dans le sens de l'écoulement, ce qui peut expliquer en partie le mécanisme de la réduction de la traînée dans le cas de ce type d'additifs (Zakin et al., 1998). L'addition de plusieurs types d'additifs, macromoléculaire et fibres, améliore le taux de réduction de la traînée d'après Kale et Metzner, 1974 (Zakin et al., 1998).

1.3.3 Les tensio-actifs (systèmes tensio-actifs/contreions)

Les tensio-actifs appelés aussi surfactants sont de bons réducteurs de la traînée, ce phénomène est connu aussi depuis longtemps (Toms, 1948). Pourtant, il existe beaucoup moins de travaux consacrés à ce type d'additifs malgré leurs avantages de régénération et leur durée de vie assez importante (Bewersdorff et Ohlendorf 1988). Les solutions de tensio-actifs réductrices de traînée sont caractérisées par la présence de micelles cylindriques qui se forment à partir d'une concentration micellaire critique. Elles ne sont efficaces que dans une certaine plage de température et de concentration. La réduction de traînée semble corrélée avec l'alignement des micelles cylindriques dans le sens de l'écoulement (Gyr et Bewersdorff, 1995).

Les tensio-actifs peuvent être mélangés avec des contreions afin d'augmenter le pouvoir réducteur de la traînée. Lin et al. (2000 et 2001) ont mentionné que l'addition des salicylates

(Sal) aux surfactants (CTAB) conduit à une augmentation de la température critique, du nombre de Reynolds critique et aussi de la réduction de la traînée. Cette dernière (la solution CTAB/Sal) est restée réductrice de la traînée dans le système une dizaine de semaines avec des températures allant de 9 à 40°C. D'après Lin et al. (2000) avec une solution d'Arquad S-50 (5 mM) mélangée à du NaSal (12,5 mM), la température limite de la réduction de la traînée augmente et le comportement devient viscoélastique. Ces dernières années, la plupart des travaux effectués dans ce domaine ont eu recours à l'addition d'un contreion en plus du surfactant. Le dosage de ce dernier est généralement de 1 à 2 fois la concentration du surfactant en poids.

1.4 PROPRIETES DES TENSIO-ACTIFS

Les tensio-actifs, sont des composés chimiques ou organiques dont la molécule comporte, d'une part un groupement polaire hydrophile (qui peut être chargé ou neutre) capable d'assurer leur stabilisation dans l'eau (Fig. 1-9), et d'autre part un radical constitué d'une chaîne carbonée de caractère hydrophobe (généralement c'est une longue chaîne du groupe alkyl). Cette structure particulière permet de modifier certaines propriétés physiques, et permet de réduire les tensions entre particules fluides.

1.4.1 Agrégation et organisation des micelles de tensio-actifs

A faible concentration, les molécules de tensio-actifs en équilibre sont dispersées dans la solution. Au delà de la première concentration micellaire critique, ces molécules, initialement isolées, peuvent se regrouper en mettant en contact leurs parties hydrophobes. La formation de tels agrégats isole les chaînes hydrophobes des molécules d'eau et minimise ainsi l'énergie du système. Selon la géométrie des molécules de tensio-actifs (structure de la chaîne hydrophobe, taille de la tête hydrophile par rapport à celle de la chaîne hydrophobe) et les propriétés physico-chimiques de la solution (concentration en sel, pH, température, etc.), ces agrégats vont pouvoir adopter différentes structures : micelles sphériques ; micelles cylindrique et micelles sous forme de bicouches, appelé aussi phase lamellaire (Fig. 1-9).

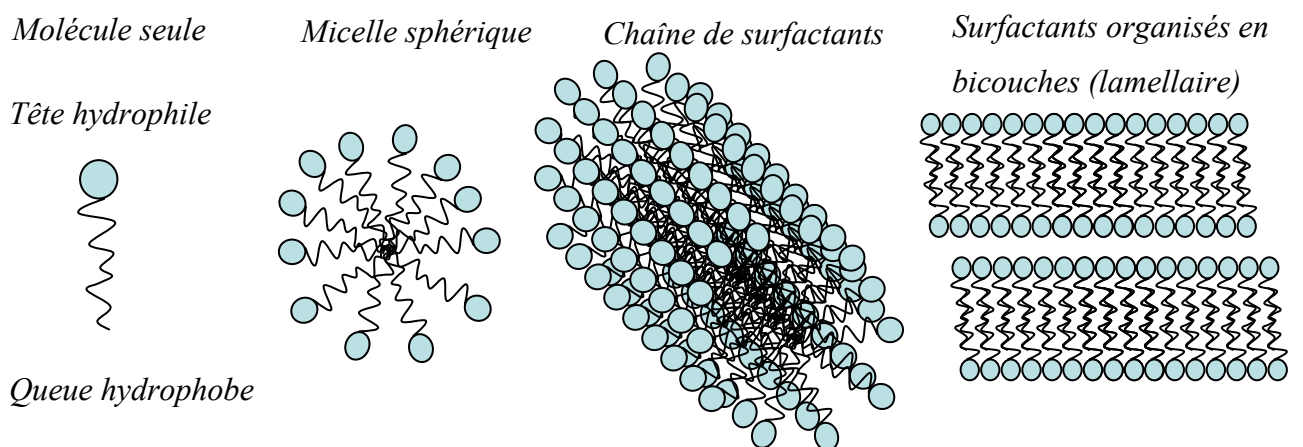


Fig. 1-9 : Les différentes formes d'organisation de tensio-actifs dans une solution aqueuse

Ekwall et al. (1971) ont remarqué que les solutions de tensio-actifs formaient des micelles sphériques puis des longues chaînes (Zakin et al., 1998). En solution, à faible concentration, les molécules nagent dans le liquide sous forme de monomères. Dès que la concentration dépasse la première concentration critique « CMC_I », les molécules s'auto-associent pour former des objets supramoléculaires, appelés micelles. Si on augmente encore la concentration, dépassant la deuxième concentration critique « CMC_{II} », avec l'influence de l'interaction hydrophobe, on passe à la formation de longues chaînes de micelles (forme rod-like) (Lu et al., 1997). La valeur de la concentration micellaire critique augmente avec l'accroissement de la température.

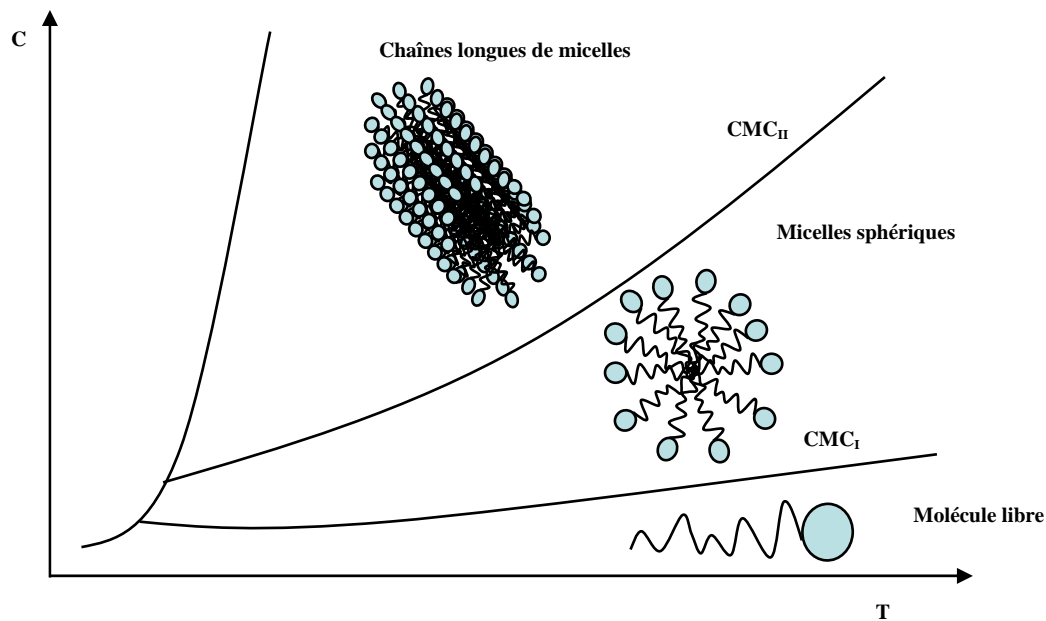


Fig. 1-10 : Diagramme schématisé des phases de solutions de tensio-actifs.

1.4.2 Solubilité des tensio-actifs

La solubilité des molécules dans l'eau d'un tensio-actif donné, dépend beaucoup des conditions de température et du pH. Pour des grandes chaînes à caractère acide, la dissolution ne devient importante qu'à des pH de l'ordre de 9. Selon la valeur de la polarité de la queue de la molécule et de sa longueur, les molécules de tensio-actifs sont plus ou moins solubles dans l'eau. A basse concentration, les molécules de tensio-actifs en solution sont indépendantes les unes des autres, elles sont isolées dans la solution. Il a été remarqué que la solubilité décroît lorsque la longueur des chaînes carbonées de tensio-actifs augmente (Zakin et al., 1998).

1.5 TENSIO-ACTIFS REDUCTEURS DE LA TRAINÉE

1.5.1 Types de tensio-actifs réducteurs de la traînée

Les tensio-actifs sont classés selon la nature du groupement polaire hydrophile, on distingue quatre groupes : *anionique*, *cationique*, *non-ionique* et *amphotère*. Ils peuvent avoir des charges positives, négatives ou nulles (neutres). Ces quatre types de tensio-actifs sont tous susceptibles d'être utilisés en réduction de la traînée.

D'après Savins (1967), les tensio-actifs *anioniques* sont de bons réducteurs de la traînée, il a obtenu une réduction de plus de 80 %. Pour les forts taux de cisaillement, la réduction de la traînée diminue, mais après réduction de la vitesse d'écoulement on a observé une réduction significative de la perte de charge suite à une nouvelle réorganisation de la structure. Une dégradation du tensio-actif est atteinte après 88 heures d'utilisation. Par contre, leurs applications sont limitées à cause de leur précipitation après formation des sels avec les ions calcium et magnésium de l'eau (Zakin et al., 1971).

Les molécules *non-ioniques* ne portent aucune charge (neutre), elles ne peuvent donc être affectées que par d'autres charges présentes dans la solution. Cette propriété ne laisse aucune possibilité à la réaction avec d'autres ions comme le magnésium et le calcium présents généralement dans la solution. De Roussel (1993), a étudié les tensio-actifs non-ioniques C12 à C18 mélangés à de l'oxyde d'éthylène à 1 % de concentration. Il a observé que le maximum de la réduction de traînée est obtenu pour des températures allant de 10 à 25 °C. Lu et al. (1997) ont démontré que ces types de tensio-actifs sont toxiques mais facilement dégradables, ce qui limite leurs utilisations aux systèmes fermés de refroidissement avec des températures assez faibles, de 5 à 15 °C.

On trouve des charges négatives et positives dans une seule molécule de tensio-actif de type *Amphotère*. C'est une forme spéciale de tensio-actifs non-ioniques. Leurs études ont montré que la réduction de la traînée dépendait fortement du type du tensio-actif, avec une grande variation des domaines d'application selon la température de la solution. Ils sont considérés comme facilement dégradables et peu toxiques, par contre la présence de deux charges dans un seul tensio-actif (anions et cations) stabilise la solution.

Les tensio-actifs *Cationique* peuvent être utilisés dans une gamme très variée de température, ils sont non sensibles au magnésium et au calcium. Grâce à leur potentiel d'application, les recherches sur la réduction de la traînée par les tensio-actifs cationiques sont très nombreuses ces dernières décennies.

1.5.2 Paramètres influants de la réduction de la traînée par les tensio-actifs

Wait (1967) et Zakin et al. (1971) ont démontré que la réduction de la traînée s'arrête à des valeurs de contraintes de cisaillement bien définies selon la structure et la taille des chaînes de surfactants. Comme on peut le remarquer sur la figure Fig. 1-10, l'organisation des tensio-actifs est conditionnée par la température et la concentration de la solution. Une taille (longueur) moyenne \bar{L} de chaînes peut être calculée à partir de l'équation Eq. 1-21, où C est la

concentration en surfactant, E_{sciss} , est l'énergie de scission de la chaîne, k_B est la constante de Boltzmann et T la température absolue. Les solutions de tensio-actifs deviennent efficaces à partir d'une certaine longueur de chaîne minimale dépendante de la nature de la solution utilisée.

$$Eq. 1-21 \quad \bar{L} \approx C^{0,6} \exp(E_{sciss} / 2k_B T)$$

Chou et al. (1989) et Zakin et al. (1991), ont remarqué qu'il est préférable d'utiliser des longues chaînes de carbone pour des températures élevées et des petites chaînes pour des températures plus basses dans le cas des solutions de CTAC/NaSal.

1.5.3 Dégradation des solutions de tensio-actifs

Les tensio-actifs cationiques, comme le CTAC par exemple, sont stables. White (1967) et Zakin et al. (1971) ont constaté qu'une solution aqueuse dosée à 0,2 % de CTAC/NaSal est stable durant une période de deux mois et demi. Lu et al. (1995) ont montré la non stabilité du tensio-actif après quelques jours d'expérience avec une solution d'Ethoquad et NaSal comme contreion. Chou (1991) a montré que le système reste toujours stable après 11 jours avec ce même tensio-actif.

A certains nombres de Reynolds, la réduction de la traînée diminue ou cesse complètement.

1.5.4 Conséquence de la réduction de la traînée sur l'échange de chaleur

Les surfactants exhibent une réduction de traînée même à des températures assez importantes, ce qui leur donne la possibilité d'être utilisés dans les systèmes de chauffage et de refroidissement. Mais la réduction de la traînée est généralement accompagnée d'une diminution de 10 à 65 % du transfert de chaleur (Chou et al., 1988). Cependant, à partir d'un nombre de Reynolds et d'une température critique (écoulement pleinement turbulent), l'échange de chaleur rejoint complètement les valeurs trouvées pour de l'eau (Li et al., 2001). Cette diminution peut être expliquée par une augmentation de la couche visqueuse près de la paroi et la limitation d'échange avec le noyau turbulent (Rose et al., 1984).

1.5.5 Comportement rhéologique des solutions réductrices de la traînée

Les solutions réductrices de la traînée, sont en général non-newtoniennes. Ces solutions peuvent aussi présenter des caractéristiques rhéo-fluidifiantes, rhéo-épaississantes, viscoélastiques et élongationnelles. Le comportement rhéologique de ces solutions conditionne logiquement le comportement en écoulement. L'existence d'une éventuelle relation entre le comportement rhéologique et la réduction de la traînée est donc légitime.

Pour les solutions de polymère, selon quelques auteurs, la réduction de traînée est due à un comportement rhéologique élongationnel, dû à l'étirement des chaînes moléculaires et leurs influences sur l'écoulement à la paroi (Lumley, 1969). D'autres, comme De Gennes (Tabor and De Gennes, 1986) estiment que c'est une énergie élastique emmagasinée dans les macromolécules qui en est responsable. Les solutions de tensio-actifs ne présentent pas nécessairement un caractère viscoélastique. Lu et al. (1996) ont remarqué que la réduction de

la traînée correspondait à des forces normales nulles ($N_1=0$), ce qui signifie que la solution utilisée ne présente aucune caractéristique viscoélastique. Selon Gyr et Bewersdorff (1995), la viscosité élongationnelle peut avoir un effet sur la réduction de la traînée mais il reste mineur et d'autre part le rhéo-épaississement local n'est pas une propriété de tous les surfactants réducteurs de la perte de charge.

1.5.5.1 Viscosité

A faible concentration, les solutions de surfactants présentent des viscosités faibles, proches de celles de l'eau. Pilpel, 1966 (Zakin et al., 1998) a remarqué que l'ajout de surfactants augmente la viscosité, par rapport à celle du solvant, et l'addition des sels comme contreions la réduisent. Par la suite, plusieurs travaux ont été consacrés à la rhéologie des solutions de tensio-actifs tels que Zakin et al., 1998, Wan, 1968, Ait Ali et Makhloufi, 1997. Il a été constaté que la viscosité des solutions réductrices de la traînée est fortement dépendante de la nature du surfactant, de la température, de la concentration et du contreion utilisé. Doi and Edwards, 1978 (Zakin et al., 1998) ont établi l'équation Eq. 1-22 qui relie la viscosité de la solution à la viscosité du solvant, à la concentration utilisée et à la longueur moyenne des chaînes formées.

$$\text{Eq. 1-22} \quad \begin{cases} \eta_0 = \eta_s (1 + \hat{c} \bar{L}^3) \\ \hat{c} = \frac{C.P}{\pi \rho r_m^2 \bar{L}} \end{cases}$$

Dans cette relation, η_0 est la viscosité à taux de cisaillement nul, η_s est la viscosité du solvant, \hat{c} et L sont respectivement le nombre et la longueur des chaînes (rod-like micellar), C est la concentration du surfactant, P est le poids moléculaire du surfactant, r_m est le rayon des micelles et ρ est la masse volumique de la solution.

Dans le cas des solutions concentrées, Doi et Edwards (Zakin et al., 1978) ont proposé l'équation Eq. 1-23.

$$\text{Eq. 1-23} \quad \eta_0 = \eta_s (1 + (\hat{c} \bar{L}^3)^3)$$

Sachant que le comportement des solutions réductrices de la traînée devient non-newtonien pour peu qu'elles soient suffisamment concentrées, le comportement de ces solutions change en fonction des conditions expérimentales utilisées tels que la vitesse de cisaillement et le confinement. Ce changement de viscosité est lié à la structure des micelles de tensio-actifs formées dans la solution. A forte concentration, avec des chaînes assez longues de surfactants, les micelles peuvent former des structures plus complexes ayant des formes tridimensionnelles.

1.5.5.2 Viscoélasticité

Plusieurs auteurs ont constaté que la viscoélasticité des surfactants est en partie responsable de la réduction de la perte de charge (Savins, 1967, Ohlendorf et al., 1984, Chou, 1991, Gyr and Bewersdorff, 1995, Lu et al., 1996, etc.). Savins (1967) est le premier à remarquer que les solutions de surfactants présentent des propriétés viscoélastiques. Elson and

Garside (1983) ont remarqué que la contrainte de cisaillement critique à partir de laquelle la réduction de traînée commence à décroître correspond à une viscoélasticité maximale (Zakin et al., 1998). Ce résultat confirme une dépendance entre la viscoélasticité et la réduction de la traînée.

1.5.5.3 Phase induite par le cisaillement (S.I.S)

Dans quelques solutions de tensio-actifs réductrices de la traînée, les chaînes micellaires se recouvrent et s'enchevêtrent sous certaines conditions (sous cisaillement). Hoffmann et al. (1985) supposent que les micelles changent de forme suite à la réduction des tensions interfaciales entre les chaînes de surfactants et la phase aqueuse. Dans plusieurs travaux (Ohlendorf et al., 1986, Bewersdorff and Ohlendorf, 1988, Bewersdorff and Gyr, 1998, Hu and Matthys, 1995, etc.), lors des mesures de viscosités, il a été remarqué que la viscosité est faible à cisaillement faible mais à partir d'un certain taux de cisaillement critique, la viscosité qui correspond à la phase induite par cisaillement (Shear-Induced State) augmente brusquement (jump). Ce jump qui coïncide avec un changement de phase (S.I.S) dépend de la concentration, de la température et de la géométrie utilisée. Ohlendorf et al. (1986) lient cette augmentation de viscosité à un changement dans la microstructure de la solution de surfactant.

1.6 ETAT DE L'ART

A un débit équivalent, les solutions réductrices de la traînée (polymères ou tensio-actifs) conduisent à une importante réduction de la résistance à l'avancement en régime turbulent (Fig.1-11). Les premiers résultats avec des fibres en suspension ont été observés par Forrest and Grierson dans les années 30 (Zakin et al., 1998). Mais la première publication dans ce domaine a été présentée au premier congrès international de rhéologie (1948) par Toms. Il a remarqué durant ses travaux sur la dégradation des polymères (méthyle méthacrylate) qu'à un gradient de pression constant le débit augmente. A partir de cette découverte, plusieurs travaux ont été faits dans ce sens pour cerner la réduction de la traînée appelée aussi *effet Toms*. Les solutions aqueuses d'additifs trouvent leurs applications dans différents domaines tels que les systèmes de chauffage et de refroidissement, les lances incendie et les pipelines.

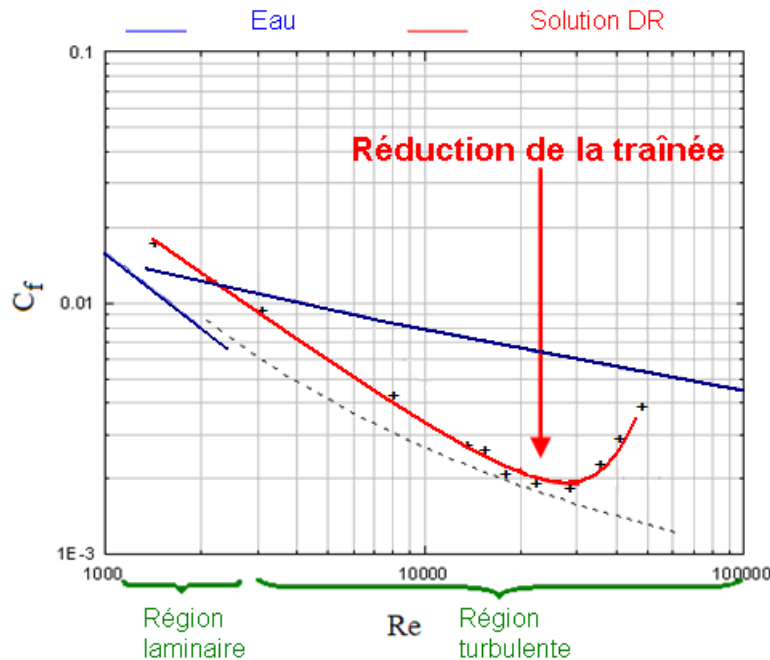


Fig.1-11 : Comportement du coefficient de frottement en fonction du nombre de Reynolds pour de l'eau et une solution réductrice de la traînée (CTAC/NaSal dosé à 75 ppm, 20°C, D=17 mm).

Les polymères ont été les premiers additifs suffisamment étudiés (Toms, 1948). La réduction de traînée par les polymères est traitée expérimentalement et numériquement par plusieurs auteurs, Lumley, 1969, Virk, 1975, Gyr and Bewersdorff, 1995, etc. Le premier succès commercial est sans doute l'injection des polymères dans les pipelines Trans-Alaska (Burger et al., 1980). Avec une concentration de quelques ppm (25 ppm), le débit a augmenté de 25 %. Les polymères sont de bons réducteurs de traînée, par contre la contrainte la plus évoquée est la non résistance à la dégradation mécanique (turbulence, passage dans les pompes, singularités, etc.). Les chaînes de polymères soumises à des forts cisaillements sont cassées et elles deviennent inefficaces à la réduction de la traînée. Ce phénomène s'accélère avec l'augmentation de la température (Gyr et Bewersdorff, 1995).

Les tensio-actifs appelés aussi surfactants sont aussi de bons réducteurs de la traînée. Ils intéressent de plus en plus la communauté scientifique (Savins, 1967, Gyr, 1976, Chara et al., 1993, Zakin et al., 1998, Gyr and Bewersdorff, 1995, Guillou et Makhloufi, 2002, Kawaguchi et al., 2001, 2002). L'avantage de ce type d'additifs est leur durée de vie qui est assez importante si on les compare à celle des polymères. Les chaînes de tensio-actifs se régénèrent facilement après avoir été soumises à de forts taux de cisaillement. Durant les années 2000, les concentrations de surfactants utilisées sont de plusieurs fois moins importantes que durant les années 80, elles sont passées de quelques milliers à quelques dizaines de ppm. Cela est rendu possible, par le choix du sel stabilisateur adéquat et de sa concentration vis-à-vis de celle du surfactant.

L'étude du phénomène de la réduction de pertes de charge par les additifs est approchée de deux manières différentes : L'étude expérimentale, qui est à l'origine de la découverte de la réduction de la traînée est restée durant des années la seule solution possible (Toms, 1949, Dean, 1978, Zakin et al., 1998, Bewersdorff et Ohlendorf, 1988, ...). Le principe est de développer des circuits et de provoquer des écoulements afin de quantifier la perte de charge, puis avec les années, de mesurer les vitesses localement (LDV) et même de visualiser tout un champ d'écoulement (PIV). Avec l'apparition de moyens de calcul plus rapide, plusieurs chercheurs ont opté pour les études numériques. Malgré le mécanisme très complexe du phénomène, plusieurs modèles ont été développés, surtout avec les solutions de polymères (Den Toonder et al., 1995 et 1996, De Angelis et al, 2003, ...).

1.6.1 Théorie de la réduction de la traînée

Selon Lumley (1969), qui était parmi les premiers à proposer un mécanisme à ce phénomène, la réduction de la traînée peut s'expliquer par des effets de paroi. Il suppose que la turbulence près de la sous couche visqueuse laminaire est fortement influencée par une viscosité effective due au caractère non-newtonien de la solution (Fig. 1-12). D'où l'augmentation de l'épaisseur de cette sous couche visqueuse avec comme conséquence la réduction de gradient de vitesses donc, du taux de cisaillement près de la paroi.

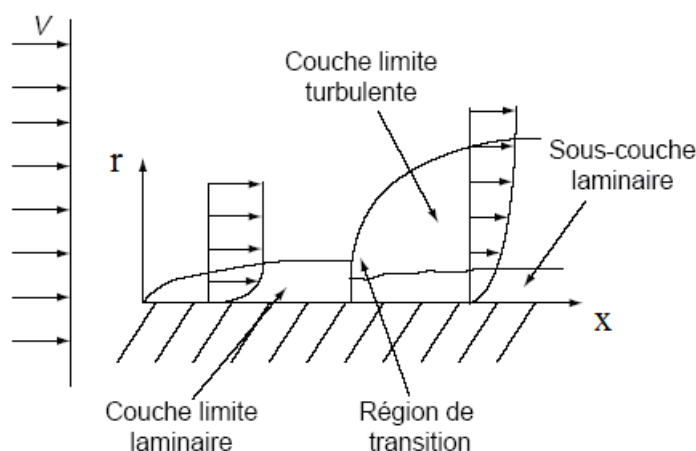


Fig. 1-12 : Théorie de la couche limite, B. Herzhaft, 2000.

Tabor et De Gennes (1986) pensent que la réduction de traînée est due essentiellement au développement d'une viscoélasticité même à faible concentration en additifs sans invoquer l'hypothèse d'effets visqueux de Lumley (1969). Une partie de l'énergie élastique provoquée par l'écoulement de la solution est emmagasinée dans les macromolécules et agit directement sur le caractère dissipatif du système, ce qui provoque une réduction de l'énergie turbulente. Cette théorie prévoit aussi une concentration micellaire critique appelée CMC, au-dessous de laquelle la réduction de traînée ne peut se manifester.

Concernant les surfactants, Gyr et Bewersdorff (1995) supposent que l'effet réducteur de traînée est une conséquence d'une organisation particulière et de l'alignement des micelles dans la direction de l'écoulement. La concentration en surfactant ne devient efficace qu'en présence de micelles (concentration micellaire critique) supposées agir sur l'organisation de l'écoulement. Comme dans les cas des polymères, la réduction de la traînée par les tensio-actifs est reliée par plusieurs auteurs à la présence d'un effet viscoélastique ou même rhéo-épaississant, mais le comportement rhéologique de plusieurs solutions réductrices de la traînée ne présente pas ces effets (Indartono et al., 2005).

Beaucoup d'autres mécanismes sont avancés pour expliquer la réduction de la traînée. En analysant la turbulence de ces solutions, Rabin et Zielinski (1989) supposent que cette réduction est due essentiellement à la réorganisation des tourbillons et à la présence d'une énergie élastique due aux molécules d'additifs (Zakin et al., 1998). Lvov et al. (2004), ainsi que Drapier et al. (2006) relient la réduction de la traînée à un changement de comportement rhéologique au contact de la paroi.

Li et al. (2004) ont démontré que la viscosité élongationnelle des solutions de CTAC/NaSal (même solution que celle utilisée dans ce travail) ne présente pas de grande différence par rapport à celle de l'eau. Si on se base sur le comportement distinct entre les différentes solutions de surfactants, il nous sera donc très difficile de lier la réduction de la traînée au comportement de la solution.

1.6.2 Etude expérimentale de la réduction de la traînée

Depuis la découverte du phénomène de la réduction de la traînée par Toms en 1948, Virk (Virk et al., 1967 et Virk, 1975) a été le premier à étudier d'une façon assez complète le phénomène en conduite où il a démontré qu'il existait une asymptote de maximum de réduction de traînée (MDR) qui est indépendante du diamètre et de l'additif. Avec l'épanouissement de la LDV (vélocimétrie à effet doppler), plusieurs chercheurs ont mesuré les vitesses à l'intérieur de l'écoulement et ont remarqué que le profil de vitesses changeait d'allure au centre et près de la paroi. Les intensités axiales de la turbulences augmentent suivant l'axe transversal et diminuent suivant l'axe de l'écoulement (Fig. 1-13) et les tensions de Reynolds tendent vers des valeurs proches de zéro (Achia et al., 1977, Luchik et Tiederman, 1988, Den Toonder et al., 1995, Patasinski et al., 2001, Gyr et Bewersdorff, 1995. etc.). Dans les travaux de Walker et Tiederman (1992), Fontaine et al. (1992), il a été remarqué que l'injection des polymères près de la paroi décélérait brusquement le fluide et augmentait la vitesse de frottement (Zakin et al., 1998). Warholic et al. (2001) ont confirmé la particularité des solutions réductrices de traînée qui affichent un écoulement turbulent avec des tensions de Reynolds presque nulles.

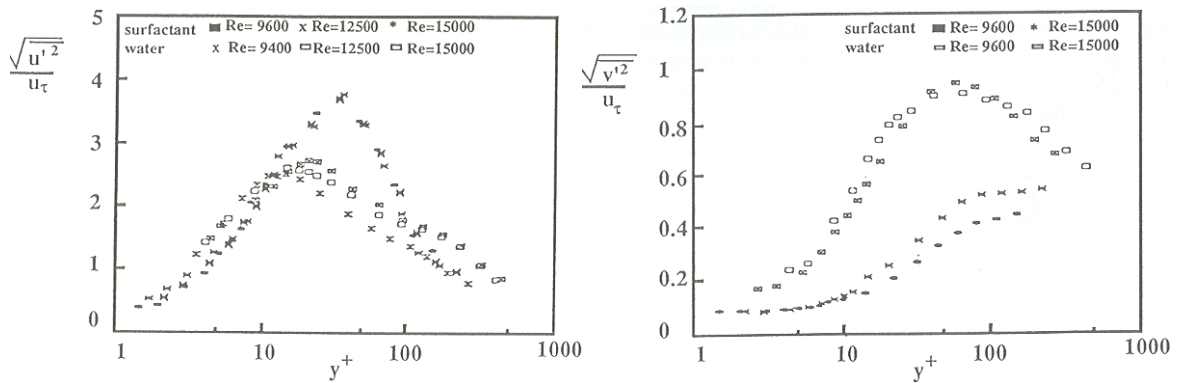


Fig. 1-13 : Intensité de la turbulence adimensionnée par la vitesse à la paroi pour de l'eau : a) intensité de la turbulence axiale, b) intensité de la turbulence radiales (Gyr et Bewersdorff, 1995).

Comme il a été cité précédemment, les travaux sur la réduction de traînée par les polymères sont beaucoup plus conséquents que ceux utilisant les surfactants. Néanmoins plusieurs travaux, en particulier ces dernières années, ont été consacrés à l'étude hydrodynamique des écoulements de solutions à base de surfactants (Li et al., 2004, Lu et al., 1997, Bewersdorff and Gyr, 1988, 1998, Zhang et al., 2005, Indartono et al., 2005). Il a été constaté que la réduction de la traînée est caractérisée par une organisation particulière de l'écoulement, conséquence de l'apparition de longues chaînes de micelles de tensio-actifs dans le corps turbulent de l'écoulement (Zhang, 2005, Gyr et Bewersdorff, 1995).

Selon plusieurs auteurs, la réduction de la traînée est une conséquence du comportement rhéologique de la solution. Vu les comportements rhéologiques très différents des solutions de surfactants réductrices de la traînée (viscosité élongationnelle, rhéo-épaississement, élasticité, etc.), il n'est pas possible à l'heure actuelle de relier d'une manière objective la réduction de la traînée au comportement rhéologique de la solution (Indartono et al., 2005).

1.6.3 Etude numérique de la réduction de la traînée

La simulation numérique basée sur la résolution des équations constitutives a été largement explorée. Dans le cas des fluides newtoniens comme de l'eau par exemple, un simple modèle de résolution des équations classiques de la mécanique des fluides est suffisant. Les solutions réductrices de la traînée présentent à l'échelle macroscopique, des caractéristiques de fluides non-newtoniens, ce qui rend le modèle simple insuffisant. La DNS (Direct Numeric Simulation) et le modèle FENE-P (Finitely Extensible Nonlinear Elastic with Peterlin approximation) sont souvent utilisés pour simuler les écoulements complexes. Ces simulations permettent d'atteindre les tensions de Reynolds, l'énergie cinétique, les fluctuations de vitesses, l'interaction Polymère-turbulence ainsi que la réduction de la traînée.

La simulation numérique directe (DNS) fournit des résultats instantanés bruts de la même façon qu'une expérience en laboratoire. Elle nécessite un domaine de calcul au moins égal à la plus grande structure présente dans l'écoulement et elle doit aussi permettre la capture de toutes les énergies dissipatives de l'ordre de l'échelle visqueuse. Les points de discrétisation

forment des mailles inférieures à l'échelle de Kolmogorov. Enfin les résultats instantanés sont traités et des moyennes en espace et en temps sont récupérées et étudiées.

Comme il a été cité précédemment, le phénomène de la réduction de la traînée, peut être traité avec la DNS afin de comprendre la relation qui existe entre le comportement rhéologique et la réduction de la traînée par l'accès aux grandeurs turbulentes et au comportement près de la paroi. Dans ce sens, plusieurs travaux ont été effectués avec, en général, des solutions de polymères possédant des effets extensionnels et viscoélastiques (Den Toonder et al., 1995, 1996, Manhart, 2003, Pinho et al., 2003, 2004, Cruz et al., 2003, 2004, De Angelis et al., 2002 et 2003, etc.). Den Toonder et al. (1995, 1997) se sont intéressés à une étude expérimentale et numérique de la réduction de la traînée par les polymères en conduite, en utilisant la LDV pour l'étude expérimentale et un modèle viscoélastique pour les simulations numériques à différentes phases de l'écoulement. Hadri et al. (2005) ont montré par DNS que le modèle proposé par Pinho et al. (1999) intégrant des effets élongationnels et rhéo-fluidifiants ne menait pas à un résultat satisfaisant du point de vue de la réduction de la traînée.

Les solutions de tensio-actifs utilisées ces dernières années en réduction de la traînée présentent des comportements rhéologiques différents d'une solution à une autre : des viscosités proches de celles de l'eau mais des viscosités élongationnelles et des élasticités différentes. Guillou et Makhloufi, 2002 et 2005 ont testé par DNS une loi de comportement complexe intégrant un rhéo-épaississement local caractéristique de l'état de cisaillement induit (Shear induced structure, SIS) propre aux solutions réductrices de la traînée (Gyr et Bewersdorff, 1995). Yu et al. (2004) ont modélisé les solutions réductrices de la traînée à base du CTAC/NaSal dosé à 75 ppm. Il a été démontré que la contribution de la turbulence dans le coefficient de frottement est de 86 % dans le cas du solvant et seulement de 34 % dans le cas d'une solution aqueuse de tensio-actifs. La viscoélasticité des solutions aqueuses de tensio-actifs (DRA) est pour moitié responsable dans la valeur du coefficient de frottement, contrairement au solvant.

Même si les solutions de tensio-actifs ont reçu moins d'attention de la part de la communauté scientifique, ces dernières années d'autres types de modèle traduisant les effets tels que la viscoélasticité et l'élongation ont été développés par Li et al., 2001, 2004 et 2005, Yu et al., 2004, 2006, Kawaguchi et al., 2001, 2002. Vu la complexité du comportement rhéologique des solutions de tensio-actifs et leurs viscosités proches de celle du solvant utilisé (de l'eau), les simulations donnent souvent des résultats non concordants avec l'expérience.

Même si la DNS constitue un outil complémentaire aux techniques de mesures expérimentales, elle nécessite souvent des puissances de calcul considérables.

1.7 CONCLUSION-SYNTHESE

La réduction de la traînée est un phénomène physique d'actualité dans la communauté scientifique au vu du gain d'énergie qu'il peut induire. Plusieurs types d'additifs sont susceptibles de réduire la traînée. Dans ce travail, notre choix est orienté vers les solutions aqueuses de tensio-actifs à base du CTAC/NaSAL à cause de leurs durées de vie conséquentes comparées à celles des solutions de polymères et leurs efficacités à faibles concentrations.

Afin de mener une étude fiable sur ce phénomène, on a opté pour une étude expérimentale complète sur une boucle de recirculation comprenant l'influence du diamètre, de la température et de la concentration. Cette étude sera accompagnée d'une application en cellule de Couette dans le but de statuer sur le phénomène du glissement qui est considéré par quelques auteurs en partie responsable de la réduction de la traînée.

Enfin ce travail sera complété par une étude numérique utilisant la DNS, afin d'approcher ce phénomène avec un comportement rhéologique bien défini comme information de départ.

2 MATÉRIELS ET OUTILS DE CARACTÉRISATION

Dans ce chapitre sont présentés les matériels utilisés et les moyens mis en œuvre intégrant le développement de nouveaux outils et leurs validations. Ainsi sont abordés : les notions et les outils d'étude rhéologique (analyse du comportement des solutions réductrices de la traînée), les moyens de mesure des pertes de charges en conduite (conduisant aux mesures de la réduction de la traînée) et de mesure de champs de vitesses (des développements importants ont été réalisés au cours de ce travail), les moyens de simulation numérique et enfin les moyens de mesures et de détection du glissement en géométrie de Couette à large entrefer.

Les différentes parties présentent, si nécessaire, une phase de validation du dispositif.

2.1 RHEOMETRIE

A partir des considérations géométriques et d'hypothèses sur l'écoulement, on peut par l'intermédiaire des rhéomètres et de viscosimètres relier les paramètres macroscopiques (couple, différence de pression, débit, etc.) aux paramètres régissant les lois de comportement (gradient de vitesses et contrainte de cisaillement). Sont généralement utilisés des rhéomètres *capillaires* dont le principe est basé sur un écoulement en confinement cylindrique et des rhéomètres *rotatifs* dans lesquels le fluide est cisailé entre deux plans, un plan et un cône ou entre deux cylindres coaxiaux (Macosko, 1993). Ces rhéomètres permettent de déterminer les propriétés d'écoulement et viscoélastiques des matériaux étudiés. En plus des rhéomètres capillaires et rotatifs, on rencontre souvent dans la littérature récente la rhéométrie par IRM (imagerie par résonance magnétique) et par PIV (vélocimétrie par images de particules). En effet, ces deux techniques permettent d'obtenir des informations locales sans pour autant perturber l'écoulement (Drappier, 2004, Besq et al., 2006, Hadri et al., 2006).

Le comportement des fluides dépend fortement de la manière dont le cisaillement est appliqué et de la géométrie utilisée. Il existe plusieurs types de rhéomètres pouvant mesurer les paramètres rhéologiques d'une solution. On dispose dans le laboratoire d'un rhéomètre AR1000 (TA instrument) et d'un rhéomètre capillaire gravitaire.

Le comportement rhéologique des solutions de tensio-actifs ne s'arrête pas qu'à la viscosité de cisaillement, d'autres types de comportement peuvent être en partie responsables de la réduction de la traînée tels que la viscosité élongationnelle. Cette dernière reste difficile à mesurer dans les cas des liquides peu visqueux. Elle est souvent obtenue à l'aide du rhéomètre RFX (Kawaguchi et al., 2002, Li et al., 2004).

2.1.1 Rhéomètre AR1000

Le mouvement plan n'est pas pratique pour des faibles viscosités et ne permet pas d'avoir une large plage du taux de cisaillement. Cependant, un fluide soumis à un mouvement rotationnel entre deux cylindres (les deux en mouvement ou un fixe et l'autre en mouvement) permet d'imposer un écoulement laminaire avec une gamme conséquente du taux de cisaillement. Le premier à avoir utilisé ce type de géométrie est M. Couette dans ses travaux de thèse en 1890.

Le rhéomètre AR1000 de la société TA instrument travaille à contraintes imposées et peut fonctionner par asservissement à taux de cisaillement ($\dot{\gamma}$) imposé. Différentes géométries sont disponibles: cône/plan, plan/plan, simple Couette et double Couette pour lesquelles il est possible de contrôler la température (plan à effet Peltier au bain thermostaté). Compte tenu de la viscosité très faible des solutions complexes utilisées, on opte pour les géométries simple et double Couette (Fig. 2-1). La viscosité est donnée par le rapport de la tension (τ) et le taux de cisaillement ($\dot{\gamma}$), par l'équation Eq. 2-1, où M est le moment angulaire (dyne cm), ω , la vitesse angulaire (rad/s), A et B sont des constantes d'appareil dépendantes de la géométrie de cisaillement.

$$\text{Eq. 2-1} \quad \eta = \frac{\tau}{\dot{\gamma}} = \frac{A.M}{B.\omega}$$

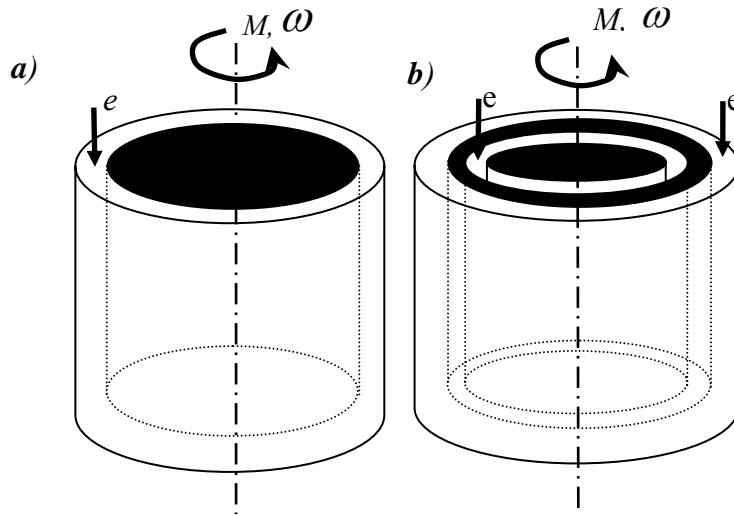


Fig. 2-1 : Géométries de Couette : a) simple, b) double.

2.1.2 Rhéomètre capillaire gravitaire

Ils sont en général utilisés pour la détermination de la viscosité des systèmes dont la viscosité est faible. On dispose au sein de notre laboratoire d'un rhéomètre capillaire gravitaire à plusieurs diamètres.

Le principe de ce type d'appareil est basé sur un écoulement de poiseuille dans un capillaire de faible diamètre. La viscosité est donnée par la loi de poiseuille (1939) :

$$\text{Eq. 2-2} \quad \eta = \frac{\pi.r^4.t.\Delta P}{8.L.V}$$

Où r est le rayon du capillaire, ΔP , la différence de pression sous laquelle le liquide s'écoule, L , la longueur du capillaire et, V , le volume du capillaire et t , le temps nécessaire à l'écoulement du fluide.

En posant $\frac{\pi.r^4}{8.L.V} = K$ on obtient

$$\text{Eq. 2-3} \quad \eta = K.t.\Delta P$$

La différence de pression ΔP d'un liquide soumis à sa gravité peut être calculé par : $\Delta P = \Delta h.g.\rho$. Dans laquelle Δh est la différence entre les deux hauteurs d'eau (deux ménisques), g , l'accélération due à la gravité et, ρ , la densité du liquide.

Une correction (C) dépendante du temps d'écoulement et du diamètre est appliquée pour chaque résultat, la relation devient donc :

$$\text{Eq. 2-4} \quad \eta = K.t.\Delta P.C_r$$

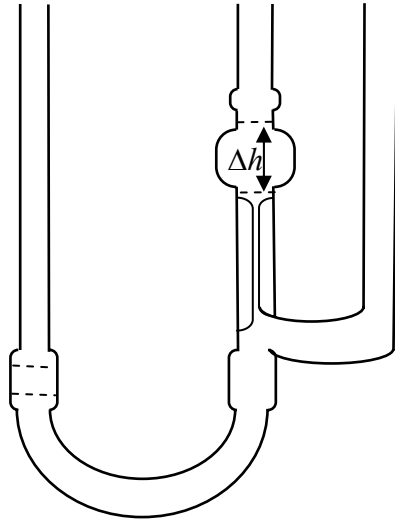


Fig. 2-2 : Géométrie du viscosimètre capillaire (à niveau suspendu).

Les solutions de tensio-actifs présentent des viscosités assez faibles, proches de celles trouvées pour de l'eau. Le seul diamètre capable de mesurer ce type de viscosité (entre 0,8 et 5 mPa.s) est le diamètre : $D=0,53$ mm.

Le rhéomètre est étalonné avec une huile étalon de viscosité de référence de 4,557 mPa.s (certifiée ISO 17025). On a obtenu une viscosité de 4,694 mPa.s, ce qui nous donne une erreur d'environ 3 %.

2.2 VELOCIMETRIE PAR IMAGES DE PARTICULES (PIV-2D)

Les écoulements de fluides trouvent leurs applications dans de nombreux domaines. On peut citer les secteurs de l'aérodynamique, l'aéronautique, l'hydraulique, l'hydrodynamique, les écoulements atmosphériques et océanique, le secteur médical, etc.

Dans la dynamique des fluides expérimentale, la vitesse est parmi les paramètres les plus importants lors de l'étude. L'une des problématiques est la mesure du champ de vitesses sans pour autant perturber l'écoulement (technique non-intrusive). De nombreux travaux ont été menés ces dernières années sur ce sujet. La vélocimétrie par images de particules est une technique de ce type. Elle présente l'avantage d'évaluer des champs instantanés de vitesses au lieu de la vitesse en un point en fonction du temps. Il est possible d'accéder à des quantités d'informations qui autrefois étaient difficilement accessibles telles que la répartition spatiale des vecteurs vitesses, les intensités axiales de la turbulences et le champ de vorticité.

2.2.1 Développement des techniques de mesure-historique

En 1919, Camichel est le premier à utiliser l'imagerie pour l'étude des écoulements. Le principe consiste à éclairer un objet en déplacement dans un écoulement à des intervalles de temps donnés et à photographier le phénomène. Le dépouillement est fait manuellement. La vitesse est obtenue par le rapport entre le déplacement de l'objet et le temps parcouru.

Dans les années 70, l'apparition de la LDV (Laser Doppler velocimetry) a rendu possible les mesures non intrusives de la vitesse. Cette méthode donne la possibilité de remonter aux vitesses locales dans un écoulement. Comme dans les cas des anciennes techniques de mesure (anémomètre à fil et à film chaud, sonde de pression, moulinet), il est difficile, voire presque impossible de remonter à un champ de vitesses complet au même moment.

Dans le but d'accéder aux champs de vitesses complets au même moment, plusieurs travaux ont été consacrés au développement de méthodes de mesures à plein champ. Durant les années 70, la LSP (Laser Speckle Photography) est utilisée pour évaluer les déformations et les vibrations sous contraintes en mécanique des solides, puis il a été démontré au début des années 80 qu'il est possible d'appliquer cette même méthode aux écoulements de fluides, c'est ainsi que la LSV (Laser Speckle Velocimetry) est apparue en milieux fluides.

La PIV est née à la fin des années 80. Elle utilise les mêmes principes que la LSV, mais les concentrations des traceurs sont beaucoup plus faibles. Cette méthode a été utilisée dans plusieurs domaines tels que l'étude des sillages turbulents derrière un cylindre, les jets d'eaux, les écoulements dans des milieux poreux, etc. Dans le cadre des études sur la réduction de la traînée, plusieurs travaux ont été réalisés, on peut citer Gurka et al. (2004), Kawaguchi et al. (2001, 2002) et Li et al. (2000, 2001, 2004 et 2005). Le but est de visualiser et de quantifier les caractéristiques de l'écoulement et les comparer à celles obtenues dans les mêmes conditions avec de l'eau (Fig. 2-3).

Vu l'importance de cette méthode, plusieurs travaux et publications sont consacrés à son développement dans les années 90. Les progrès constants en rapidité de traitement (informatique) et d'imagerie (camera CCD à grande résolutions et vitesse d'acquisition) ont contribué à une évolution rapide de cette technique de mesure.

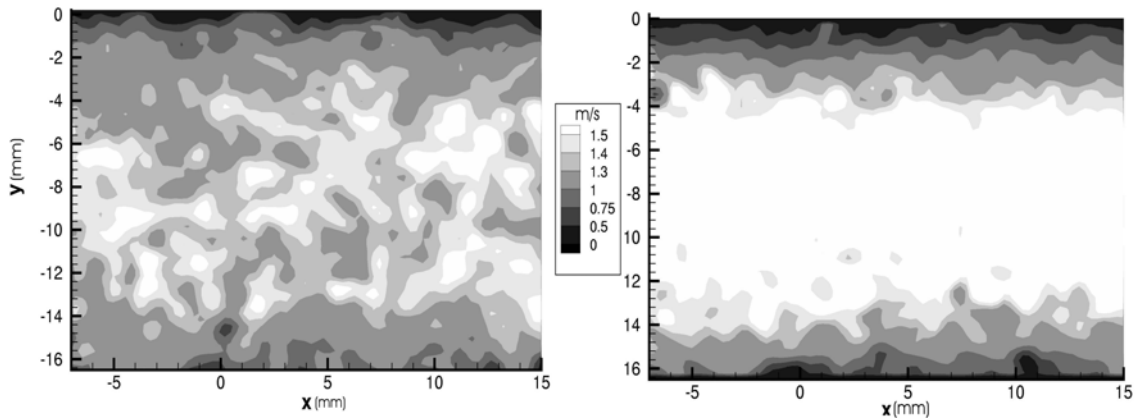


Fig. 2-3: Normes de vitesses instantanées ($Re \approx 21000$, $T = 20^\circ\text{C}$) : eau (à gauche), solution de surfactants (à droite)

2.2.2 Principe de la PIV

Son principe général consiste à assimiler les vitesses locales d'un écoulement aux déplacements statistiquement probables des particules d'ensemencement introduites dans cet écoulement (on suppose que les particules traceuses suivent parfaitement les molécules du fluide). La comparaison des paires d'images (de particules en déplacement) enregistrées à des instants successifs donnés nous permet de remonter localement au déplacement du fluide et ainsi d'accéder au champ de vitesses à un instant donné. La vitesse $\vec{U}(x, t)$ d'une particule est donnée par le rapport entre son déplacement $\vec{\Delta x}(x, t)$ et le temps nécessaire pour effectuer ce déplacement (Δt).

La mise en œuvre de la technique PIV nécessite principalement (Fig. 2-4) :

- un écoulement avec un ensemencement adéquat (sans perturber l'écoulement);
- un plan laser (à impulsion) pour l'éclairage de l'écoulement;
- un système d'acquisition des images (caméra CCD). Il est nécessaire d'utiliser une caméra rapide avec une grande résolution sans oublier le filtre adéquat pour retenir le spectre lumineux approprié;
- un logiciel de traitement et de post traitement des résultats.

Dans ce travail, on utilise le logiciel de DaVis de la société LaVision pour le traitement PIV et des programmes de post traitement statistique développés sous Scilab et Fortran.

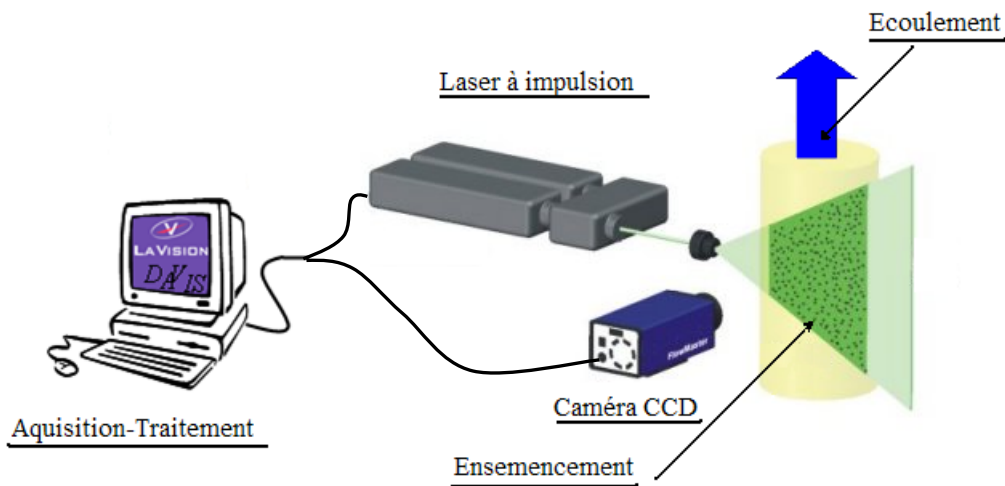


Fig. 2-4 : Principe de fonctionnement de la PIV, www.lavision.de.

2.2.2.1 Ensemencement

Le principe de la PIV est de traiter le mouvement des particules d'ensemencement introduites dans l'écoulement. On mesure la vitesse des particules en suspension (traceurs) dans l'écoulement, et indirectement la vitesse du fluide. Les traceurs doivent être de petite taille mais assez grands pour être visibles. Pour ne pas perturber l'écoulement, il est nécessaire d'utiliser des particules adéquates à chaque fluide porteur et d'une masse volumique proche. L'ensemencement doit être homogène dans tout l'espace de mesure.

L'ensemencement dépend des conditions expérimentales et du domaine d'application. Pour de l'air on utilise généralement des fumées froides (générateur de fumée à l'eau glycolée), de l'eau pulvérisée (microgouttelettes), ou des particules solides à très faible densité. Dans notre cas, l'ensemencement de l'écoulement est réalisé au moyen de petites particules en verre creuses suffisamment petites pour ne pas perturber l'écoulement (en général dans le cas des écoulements fluides, on utilise des traceurs individualisés : particules, solides, bulles,...). Les images brutes obtenues par visualisation peuvent être traitées par un logiciel de traitement d'image pour une qualité supérieure (Fig. 2-5).

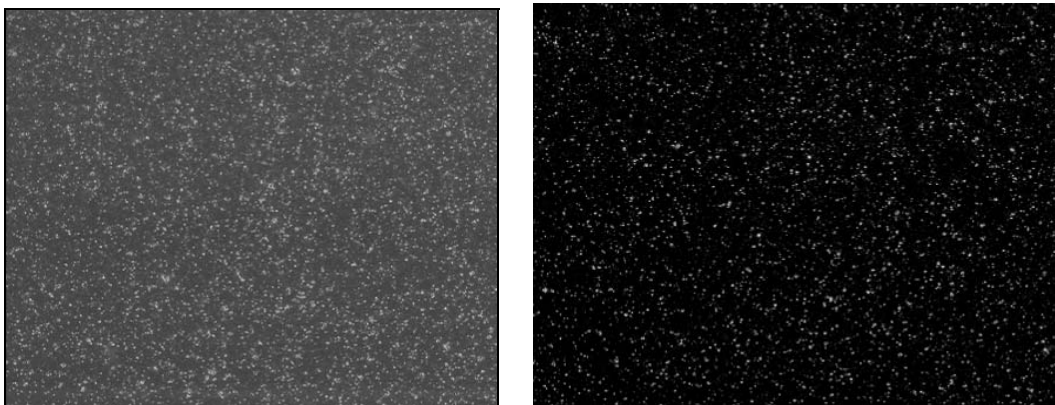


Fig. 2-5 : Exemple d'un bon ensemencement avec des particules en verre creuses, avant traitement d'image (à gauche), après traitement d'image (à droite).

2.2.2.2 *Plan lumineux (Laser)*

La PIV requiert la génération d'un plan lumineux pulsé. L'intervalle de temps entre deux plans lumineux est réglable par l'utilisateur. Il dépend des vitesses rencontrées dans l'écoulement et des fenêtres d'interrogation utilisées. Dans le cas où les vitesses sont élevées, il est nécessaire de réaliser la tranche lumineuse à partir d'un laser à impulsions. Un système optique, composé de lentilles cylindriques et sphériques permet de transformer le faisceau incident du laser en une nappe de faible épaisseur.

2.2.2.3 *Camera CCD*

Afin de pouvoir effectuer un traitement PIV, il est nécessaire d'enregistrer plusieurs images, soit en enregistrant deux images consécutives sur une même image (dans ce cas, le traitement des images se fera par auto-corrélation) soit en enregistrant deux images séparées d'un intervalle de temps déterminé par les conditions expérimentales (le traitement des images se fera alors par inter-corrélation). Cette dernière présente plus d'avantages puisqu'elle permet de comparer deux images successives distinctes décalées dans le temps (plus facile à suivre le mouvement des particules et leurs directions).

La caméra CCD constitue un élément clé dans l'étude par vélocimétrie laser, la rapidité et la bonne résolution de cette dernière sont indispensables. Nous utilisons dans ce travail une caméra numérique à haute résolution (1376×1024 pixels). Les paires d'images seront traitées par la suite en suivant le mouvement des particules dans les fenêtres d'interrogation.

2.2.2.4 *Acquisition et traitement des images numériques*

L'acquisition d'images repose sur la numérisation de plusieurs paires d'images successives à un intervalle de temps donné, puis envoyées vers un ordinateur. L'ordinateur se chargera par la suite, de calculer les champs de vitesses instantanés par l'intermédiaire d'algorithmes d'inter-corrélation.

En PIV, la caméra CCD est synchronisée avec les impulsions laser, une image est prise à chaque illumination du laser. Le principe de cet algorithme consiste à diviser chaque image en petites surfaces rectangulaires qui sont appelées fenêtres d'interrogation, à l'intérieur desquelles un vecteur est calculé. La taille des fenêtres (en pixels) est déterminée en fonction de la résolution et du nombre de vecteurs que l'on veut avoir pour un couple d'images. Généralement, des fenêtres de 64X64 ou de 32X32 sont utilisées. Elles permettent d'avoir une bonne résolution dynamique. Afin d'avoir un nombre conséquent de vecteurs vitesses, un chevauchement de fenêtres (recouvrement entre deux fenêtres adjacentes) doit être imposé. Généralement un chevauchement de 50 % donne de bons résultats. Le chevauchement des fenêtres est intéressant dans le cas, où l'utilité d'un champ de vitesses conséquent est avérée pour les besoins de post traitement (lignes de courant, vorticité, etc.). Il est recommandé aussi pour le post traitement, de remplacer les vecteurs aberrants par une méthode d'interpolation.

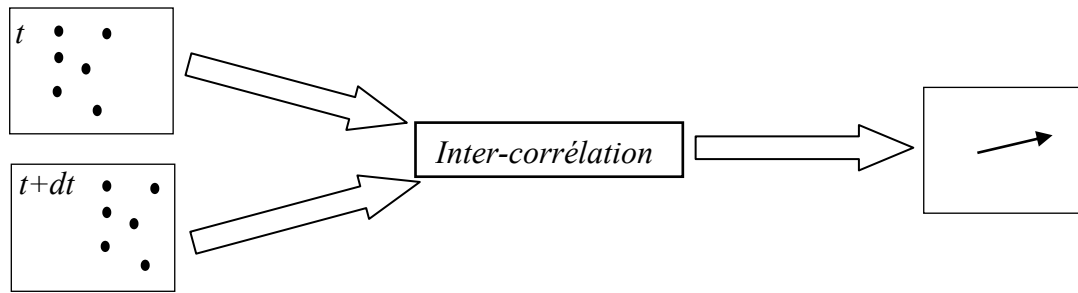


Fig. 2-6 : Détail du processus d'obtention d'un vecteur vitesse à partir de deux images successives.

2.2.2.5 Post-traitement des champs de vecteurs

Validation des champs de vitesses

Souvent, les champs de vitesses calculés par la PIV présentent quelques vecteurs erronés. Les erreurs peuvent résulter de la mauvaise qualité des images, d'un mauvais éclairage, d'un mauvais ensemencement ou d'un mauvais réglage de banc d'essai. Pour remédier à ce problème, il existe des méthodes mathématiques qui permettent d'invalider des vecteurs dans un champ donné. On peut avoir recours aux valeurs seuil des vitesses au-delà desquelles les vitesses calculées seront erronées ou utiliser une comparaison par rapport aux vecteurs voisins et limiter ainsi la déviation.

Interpolation

Après avoir éliminé les vecteurs aberrants, il est souvent utile de les remplacer pour éviter des trous dans les champs de vitesses. Pour cela des méthodes d'interpolations en 2D et en 3D existent. Elles sont souvent introduites dans le logiciel de traitement PIV (c'est le cas du logiciel DaVis utilisé).

Traitement statistique

Le traitement statistique en écoulement turbulent nécessite le calcul des différentes moyennes à partir d'un ensemble de champs de vecteurs instantanés suffisant, dans le but d'avoir une convergence des propriétés statistiques de l'écoulement (moyenne, variance, écart-type, coefficient de corrélation, ...). Le nombre de champs instantanés nécessaires au calcul du champ moyen dépend des conditions expérimentales et il peut être estimé par des méthodes statistiques (voir : théorie statistique de l'estimation, page : 48).

2.3 BOUCLE D'ETUDE HYDRODYNAMIQUE

2.3.1 Présentation de la boucle d'essais et de son fonctionnement

Une boucle d'essai à circuit fermé (Fig. 2-7 et Fig. 2-8) a été développée par A. Besq au LUSAC. Elle comporte deux parties principales. La première est une partie dédiée à la mesure de la perte de charge (à l'aller), tandis que la seconde sert à la visualisation de l'écoulement par PIV par l'intermédiaire d'un tube en verre (au retour).

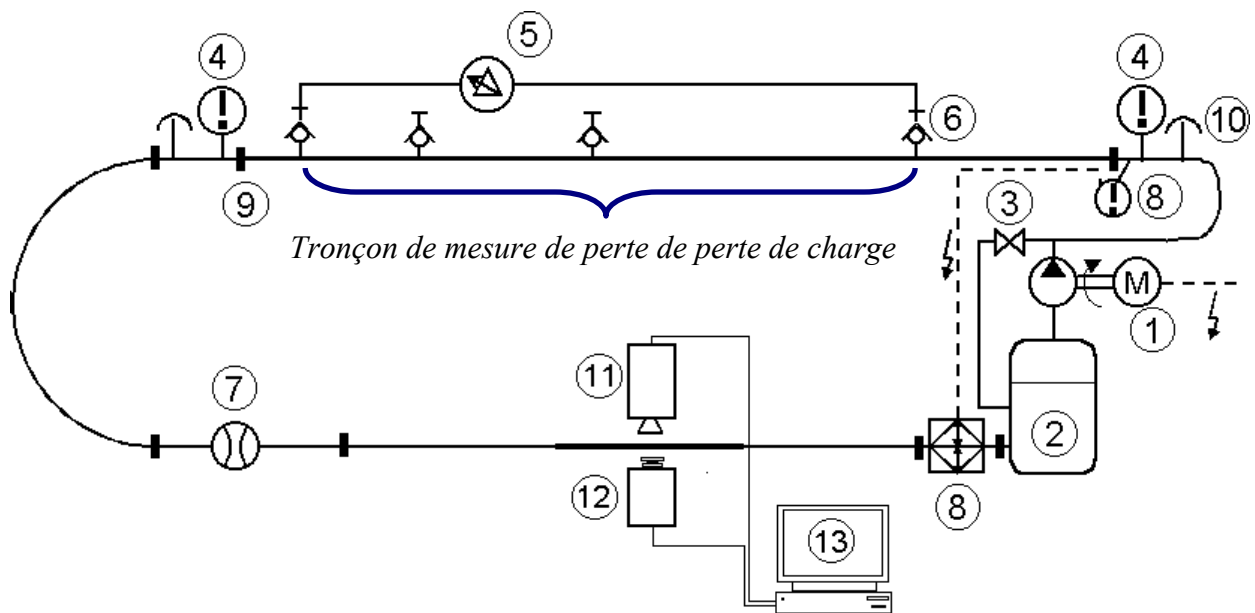
A la sortie de la pompe (à l'aller), après avoir installé un amortisseur de pulsation pour faire face aux fluctuations de pression. Nous avons installé un tronçon de mesure de la perte de charge d'une longueur de 6m environ échangeable pour pouvoir tester plusieurs diamètres et matériaux. Des prises de pression sont réalisées par deux capteurs disposés le long du canal distants d'une distance variable pour mesurer la perte de pression et calculer la perte de charge par la suite. De l'autre côté (au retour), un débitmètre magnétique est placé juste après un coude de 180° (de 400 mm de rayon de courbure). Sur ce même conduit, un tronçon de 1.2 m en verre a été placé pour la visualisation de l'écoulement avec la PIV et déterminer ses différentes caractéristiques. Un échangeur thermique quadripôle à contre-courant d'une longueur de 1.5 m dont la fonction est de maintenir la température constante est introduit dans la boucle avant l'entrée du réservoir. Cette partie d'échange thermique est alimentée par un cryostat de grande capacité avec un fluide caloporteur.

Le pompage se fait à partir d'un réservoir d'environ 30 litres par une pompe volumétrique dont le débit est ajusté à l'aide d'un variateur de vitesse.

Les sondes de pression sont installées sur la première partie de la boucle (à l'aller). La première sonde est placée suffisamment loin des perturbations engendrées par les changements de sections et de directions, environ 1000 mm de la singularité la plus proche afin de garantir un écoulement stable et établi. La longueur comprise entre les deux sondes est d'environ 6000 mm, suffisamment grande pour avoir des valeurs de pertes de pression assez importantes à faibles débits, et donc réduire l'erreur sur les mesures (Fig. 2-8).



Fig. 2-7 : photo du montage du système PIV sur la boucle d'essai expérimentale.



1: motopompe pilotée par un variateur de fréquence

2: réservoir avec déversoir

3: by-pass

4: capteurs de température

5: capteur de pression différentielle

6: prise de pression

7: débitmètre électromagnétique

8: échangeur de chaleur contre courant alimenté par un cryostat avec sonde de température externe

9: raccords micro clamp

10: purges

11: Laser

12: Caméra

13: Système d'acquisition

Fig. 2-8 : Schéma de la boucle d'essai expérimentale.

2.3.2 Paramètres de contrôle de l'écoulement

2.3.2.1 *Motopompe-variateur de fréquence*

L'écoulement est généré par une motopompe volumétrique de type MOINEAU PCMMR13I10, dont le débit est ajustable grâce à un variateur de fréquence de type TOSHIBA VF-SXN, alimentant le moteur. Ce type de pompe présente plusieurs avantages. Elle fournit un débit continu non pulsatoire, elle est auto-amorçante et adaptée aux liquides peu visqueux.

La pompe utilisée couvre une large gamme de débit (jusqu'à 676 tours/min pour des fréquences allant de 20 à 60 Hz et différents niveaux d'ouverture du by-pass), et fournit une pression de refoulement de 8 bars pour une puissance absorbée de 0,95 kW.

La consigne de fréquence du variateur peut être saisie manuellement ou via un ordinateur connecté au variateur. Un filtre a été adjoint à ce variateur afin de diminuer le bruit engendré.

2.3.2.2 *Tronçons d'étude*

Dans la partie conçue pour la mesure de la perte de charge, un tronçon d'environ sept mètres échangeable est utilisé pour permettre l'étude de l'écoulement en fonction des diamètres et matériaux des conduites. Sont utilisés des diamètres de 10, 17 et 22,5 mm munis de prises de pressions installées à une distance d'environ 6000 mm l'une de l'autre.

2.3.2.3 *By-pass*

Un by-pass, placé à la sortie de la pompe (sortie de pompe-réservoir) permet de réguler le débit qui circule dans la boucle en conservant un fonctionnement normal de la pompe (éviter le fonctionnement de la pompe à faibles vitesses de rotation dans le cas des faibles débits). Le by-pass est complètement fermé à forts débits d'écoulement contrairement aux faibles et très faibles débits où le by-pass est presque entièrement ouvert.

2.3.2.4 *Echangeur-cryostat et régulation thermique*

C'est un échangeur tubulaire quadripôle fonctionnant à contre courant et alimenté par un cryostat de type THERMOHAKE PHOENIX P1-C41P. L'échange thermique s'effectue au niveau des parois autour desquelles circulent les deux fluides. Un serpentin permettant la recirculation du fluide colporteur de l'échangeur est introduit à l'intérieur du réservoir pour avoir une surface d'échange thermique supplémentaire, donc accélérer les temps d'établissement en température. Le cryostat sera piloté automatiquement, soit à partir de la température interne du bain, soit en prenant comme température de référence celle mesurée dans la boucle avec une sonde externe. Cette dernière permet de prendre en compte les pertes thermiques et les échauffements.

Le cryostat peut être utilisé pour des températures comprises entre - 40 à 150°C, avec un bain de capacité de 15 litres, une stabilité de $\pm 0,01$ °C et une puissance de chauffe de 2.

Les caractéristiques de l'écoulement dépendent fortement de la température, il est donc important de maintenir une température constante au cours des différents essais. Pour réguler la température, le cryostat permet de choisir plusieurs modes de régulation. Pour nos

expériences, on a opté pour une régulation automatique de type logique floue basée sur la température instantanée à l'intérieur de la boucle (régulation externe).

Durant nos différentes expériences, on est contraint souvent de passer d'une température à une autre. Pour cela plusieurs essais sont réalisés afin de déterminer les temps caractéristiques de changement de température dans le circuit conduisant à une température stable. On choisit une fréquence d'échantillonnage faible et un temps assez important, vu l'évolution lente de la température dans la boucle.

La figure Fig. 2-9 montre l'évolution de la température en fonction du temps pour des cycles de chauffage ou de refroidissement. En chauffe et en refroidissement, on observe une période d'environ 300 s où aucune évolution de température n'est visible. Cette période traduit l'inertie thermique du dispositif expérimental. Le passage de 20 à 30°C et de 30 à 40°C se fait en un temps légèrement supérieur à 3600 s, par contre celui de 30 à 20°C prend un peu plus de temps (la puissance de chauffe de cryostat est plus élevée que celle du refroidissement).

On peut donc considérer un temps de deux heures (7200 s) pour un incrément de température de +10°C et une période de trois heures pour un incrément de -10°C.

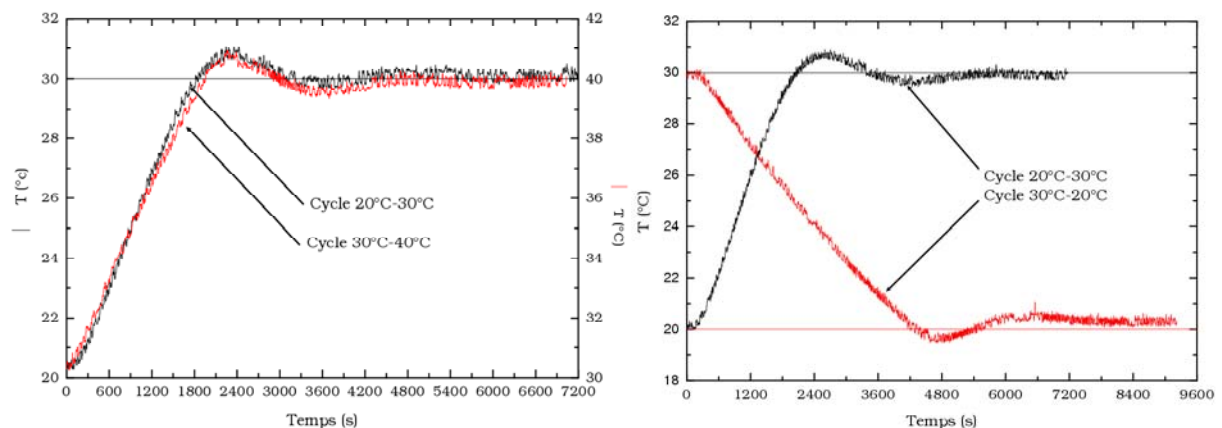


Fig. 2-9 : Phases transitoires de chauffage et de refroidissement du fluide dans la boucle : Evolution temporelle de la température.

La figure Fig. 2-10 présente l'évolution temporelle de la température du bain et celle du fluide de la boucle pour différentes amplitudes (20 à 30°C, 20 à 40° et 20° à 60°C). La montée en température suit une même pente même si le saut de température demandé est différent, sachant que la puissance de chauffe est la même et ne dépend pas de l'écart entre la température initiale et la température de consigne.

Le suivi de la température de la boucle est accompagné des relevés manuels du bain du cryostat avec un thermomètre Pt100. On remarque un certain écart de température entre le bain et la boucle après stabilisation. Dans le cas des températures élevées, cet écart est positif et important du fait des pertes de chaleur durant la circulation le long de la boucle. Pour les faibles températures, cet écart est négatif car la pompe contribue à chauffer le fluide dans une proportion suffisante.

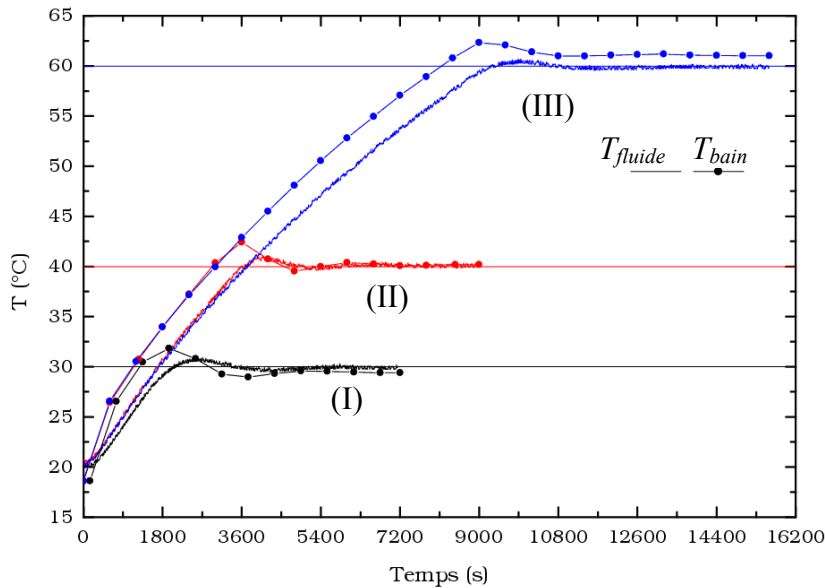


Fig. 2-10 : Evolution de la température du bain et de la boucle pour trois montées en température : I) 20 à 30°C, II) 20 à 40°C, III) 20 à 60°C.

2.3.3 Moyens de mesure

2.3.3.1 Mesure du débit

C'est un ensemble composé d'un capteur et d'un transmetteur, de type ROSEMOUNT modèle 8732C. Ce type de débitmètre ne fait pas intervenir de pertes de charge singulières. Il possède une réponse linéaire et ne présente aucune sensibilité pour les faibles densités ou viscosités. Par contre, il n'est utilisé qu'avec des liquides conducteurs (conductivité $> 5\mu\text{S/cm}$). Ce débitmètre peut être utilisé dans le cas des fluides agressifs et visqueux (grâce à un revêtement en téflon et des électrodes résistantes en Hastelloy C-276-alliage résistant à la corrosion), il présente une interface pour la configuration et l'affichage.

Ce débitmètre est caractérisé par un temps de réponse de 0,2 s, des signaux de sortie compris entre 4 et 20 mA et une reproductibilité, $\pm 0,1\%$ de la lecture.

2.3.3.2 Mesure de la pression

Le capteur de pression est un capteur différentiel DRUCK PDCR 2111 livré connecté à son afficheur DPI 280. La plage de mesure de ce capteur est 0-350 mbar. La précision est de 0,06 % de la valeur (combinaison des effets de non-linéarité, d'hystérésis et de répétabilité). Il est à noter que ce capteur est livré avec une précision et une compensation en température améliorées.

2.3.3.3 Mesure de la température

Les prises de température sont installées à l'entrée et à la sortie du tronçon d'étude. Ils sont de type ANALOG DEVICES AD592CN. Les capteurs de températures sont utilisables entre -25 à 105 °C avec une précision de $\pm 0,5\text{ °C}$ et une excellente linéarité.

Ils sont étalonnés à l'aide d'un thermomètre de type Pt 100 possédant une résolution de 0.01°C , une précision de $\pm 0,03\%$ et utilisable de -50 à 150°C . La procédure d'étalonnage consiste à plonger le thermomètre et les capteurs dans le bain de cryostat et de faire varier la température de 10 à 70°C . Un relevé de température tous les 10°C permet de tracer la droite d'étalonnage $T_{sonde} = f(Tension_{(i)})$, où T_{sonde} est la température du thermomètre Pt100 et $Tension_{(i)}$, la tension de sortie du capteur. La figure Fig. 2-11 illustre la bonne linéarité entre la température de la sonde et la tension de sortie du capteur obtenue pour l'un des capteurs de température.

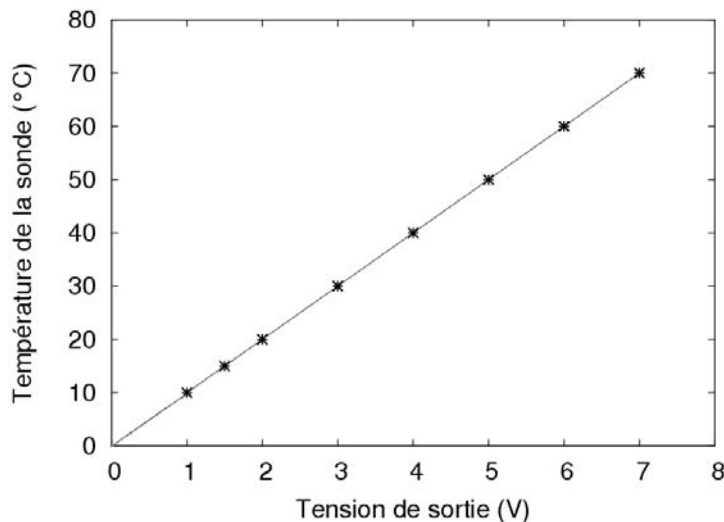


Fig. 2-11 : Etalonnage de la sonde de température : température de la sonde en fonction de la tension de sortie.

2.3.3.4 La carte d'acquisition

Une carte d'acquisition de NATIONAL INSTRUMENT (PCI-6024E) avec deux sorties et huit entrées analogiques est utilisée pour recevoir les signaux des différents instruments de mesure et permettre le pilotage de la pompe par l'intermédiaire du variateur de fréquence. Dans ce travail, six entrées analogiques seront utilisées pour acquérir les signaux délivrés par les 4 capteurs de température, le débitmètre et le capteur de pression. La carte d'acquisition a une résolution de 12 bits, et des tensions d'entrée réglées à $\pm 10\text{ V}$, une précision de $\pm 0,5\text{ LSB}$ (du Bit le moins significatif) et un type de connexion BNC.

Acquisition des données

La carte d'acquisition reçoit les signaux analogiques des instruments et les renvoie à un ordinateur de stockage. Ce même ordinateur permet le pilotage du cryostat et du variateur au moyen des deux sorties analogiques de la carte d'acquisition. Le schéma synoptique de la chaîne d'acquisition/pilotage est représenté par la figure Fig. 2-12.

Une interface permettant le pilotage et l'échantillonnage des valeurs de mesure est développée sous l'environnement Labview. Elle permet l'acquisition des données et la saisie des paramètres expérimentaux tels que le diamètre, la température, la fréquence

d'échantillonnage, le nombre d'échantillons et la fréquence du variateur de vitesses (Besq, 2000).

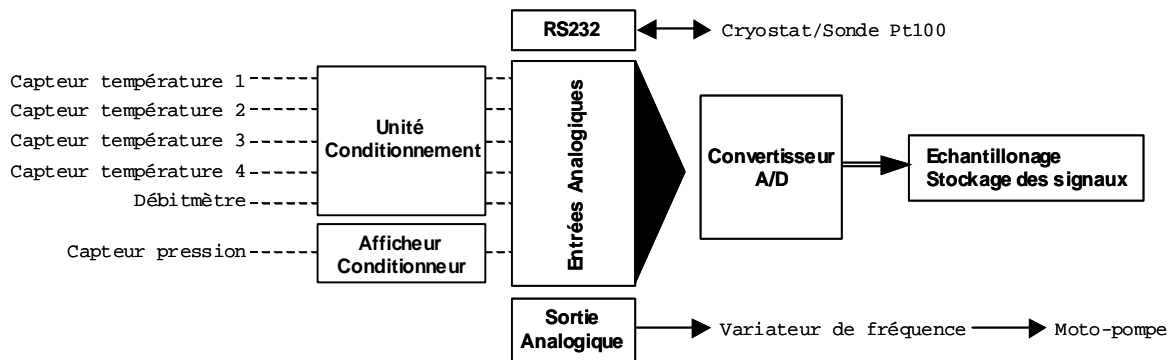


Fig. 2-12 : Schéma de principe de la chaîne d'acquisition.

Méthode d'échantillonnage

Il est utile d'utiliser pour les différentes mesures nécessaires à notre travail (perte de pression, débit et température) des valeurs moyennées. Cependant, il est nécessaire de filtrer les valeurs instantanées données par les instruments de mesure, dans le but d'avoir une convergence de la moyenne et de la déviation standard. Une fréquence d'échantillonnage (de l'ordre de 300 Hz) est donc choisie en fonction de la dynamique de l'écoulement, du nombre d'échantillons et de la durée des essais, après une vérification de la convergence des valeurs moyennes et déviations standards.

Traitement des signaux

Les différents signaux délivrés par les instruments présentent des bruits assez importants. Ces bruits sont dus d'une part à la discrétisation faite par la carte d'acquisition et à l'utilisation du variateur de fréquence. Ces bruits d'amplitudes différentes nécessitent une opération de filtrage. Un filtrage par médiane mobile permettant d'ignorer les grands pics et creux existants. Il consiste à remplacer la série de données par une nouvelle série en remplaçant la $i^{\text{ème}}$ valeur par la médiane des valeurs contenues dans une fenêtre de largeur n ($n=5, 11$ et 21). Dans ce travail, on applique le filtre deux fois avec $n=11$ et une dernière fois avec $n=5$.

2.3.4 Moyens de visualisation

2.3.4.1 Tronçons de visualisation

La boucle est conçue principalement avec des tubes en inox. Cependant, une partie est réservée à la visualisation de l'écoulement par PIV. Elle représente une longueur d'environ 1200 mm transparente. Des tronçons échangeables de 17 et 22,5 mm sont utilisés. Ils sont conçus en verre borosilicaté fabriqués par la société PRECIVER. Ces tronçons sont d'une qualité d'usinage rigoureuse ($\pm 0,01$ mm) et ils présentent une grande résistance aux changements de températures et aux agents extérieurs. La visualisation est faite dans la partie avale pour garantir un écoulement bien établi.

A ce propos, il est à noter que le tronçon linéaire précédent le tube en verre est en inox de même diamètre que le tronçon de visualisation.

2.3.4.2 Système d'acquisition PIV et logiciel

On utilise un PC avec un système d'acquisition incorporé (livré par LAVISION), et DaVis comme logiciel de traitement des données instantanées.

La source laser (de marque NEW-WAVE), est un YAG laser à double pulsation émettant une longueur d'onde de 532 nm à une énergie de 45mJ, son système optique, composé de lentilles cylindriques et sphériques permet de transformer le faisceau incident du laser en une nappe de faible épaisseur (de l'ordre du millimètre). La période de chaque impulsion lumineuse et l'intervalle entre deux pulsations successives sont réglables par l'utilisateur.

L'acquisition des images s'opère via une caméra choisie selon sa précision, ses conditions d'application et sa vitesse d'acquisition. Les images sont numérisées sous forme de matrices de taille 1376x1024, le capteur étant composé de 1376 pixels en horizontal et 1024 pixels en vertical. Chaque élément de la matrice correspond à un niveau d'intensité lumineuse suivant l'excitation du capteur CCD par l'éclairage du laser de la surface à visualiser (les particules d'ensemencement ont un niveau de gris supérieur dans l'image numérisée). La vitesse de la caméra est de cinq paires d'images par seconde.

Réglage de la nappe laser

On règle la verticalité de la nappe laser à la distance de focalisation (distance et épaisseur de la nappe laser) à l'aide d'un niveau laser. Ensuite, on positionne la nappe sur la génératrice du tronçon de visualisation (la nappe laser doit passer par le milieu du tube). Une fois le réglage fait, nous avons pu vérifier l'horizontalité de la nappe à l'aide d'un miroir (le laser du niveau réfléchi par le miroir revient au point d'émission).

Réglage de la caméra

La caméra fait un angle droit avec le plan incident de la lumière. Le réglage de l'horizontalité est effectué de la même façon que le laser. La distance tube-caméra est réglable afin d'obtenir un rapport d'agrandissement donné dépendant bien évidemment des caractéristiques de l'objectif utilisé. Une mire est temporairement introduite au milieu du tube pour pouvoir régler la netteté de l'image à l'aide de l'ouverture et du contraste de l'objectif de la caméra.

Pour nos différents essais, on a utilisé plusieurs objectifs. Le premier objectif (livré avec le System PIV) est un objectif TAMRON de focale 60 mm. Il nous donne un agrandissement insuffisant puisque dans ce cas le tube occupe seulement un tiers de l'image, ce qui implique un manque d'information et de précision. Plusieurs objectifs ont été testés, au final un objectif CANON avec une distance focale de 50-200 mm est retenu pour la suite des expériences. Cet objectif permet à une partie du tube d'occuper toute la zone image de la caméra. On a donc pu travailler sur des zones de surface limitées afin d'avoir plus de précision sur les mesures, en particulier près des parois.

Calibration

Une mire plane présentant des croix gravées de même taille (1,2 mm) sur un maillage cartésien régulier (intervalle 2 mm) a été réalisée et placée au milieu du tronçon d'étude (de visualisation). Après avoir reconnu les points de mire à l'aide du logiciel de calibration PIV (Fig. 2-13), on introduit la taille et la distance réelles des croix et une image de correction est générée. La correction traduit les coordonnées dans le plan caméra en coordonnées réelles. Lors des traitements de résultats, les images corrigées seront utilisées.

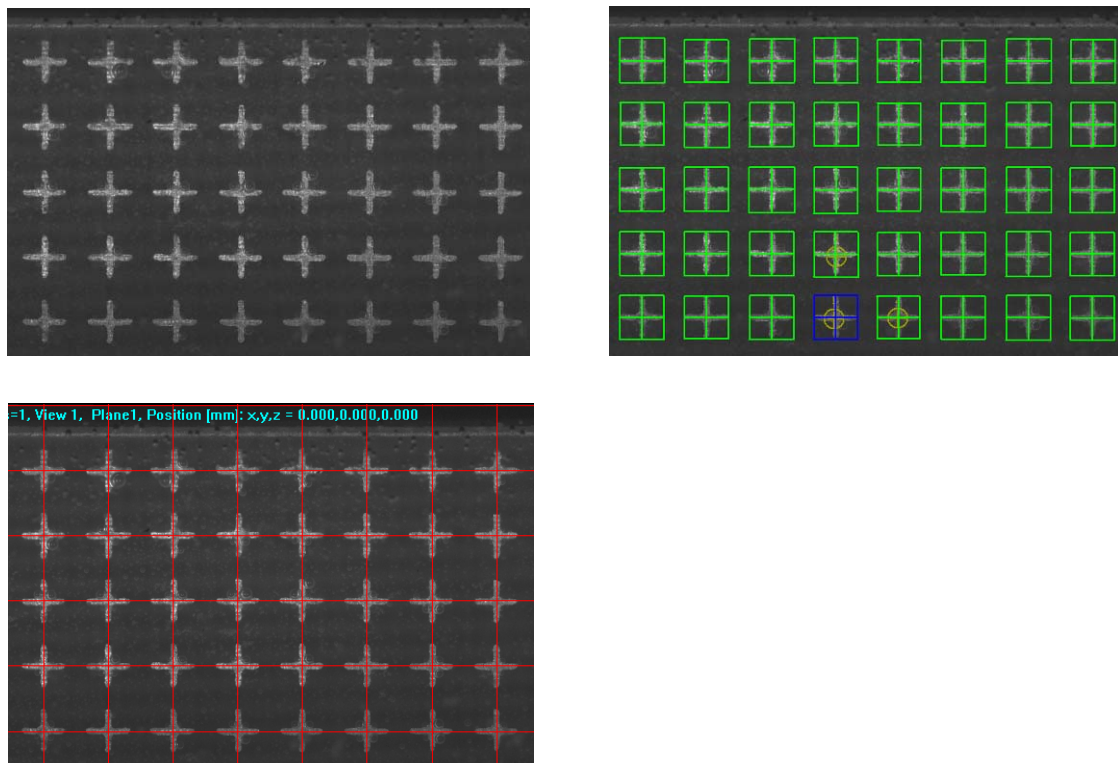


Fig. 2-13 : Procédure de calibration en PIV (Reconnaissance des croix).

Aberrations optiques lors de mesures par PIV

Généralement les aberrations optiques sont, soit des aberrations chromatiques (détérioration de l'image, netteté appauvrie) soit géométriques (déformation de l'image), dues essentiellement au désalignement des lentilles de l'objectif et au fait de la visualisation au travers d'une interface air-liquide. Souvent, il est nécessaire de prendre en compte, lors des mesures PIV, les distorsions qui sont des aberrations géométriques. Mais l'aberration de courbure (cas des sections circulaires de faible diamètre) rend difficile l'accès aux zones de mesures de petites tailles affectées par cette déformation.

Traitement des aberrations optiques

La géométrie de la section de mesure rend la mesure délicate près de la paroi, à cause des réfractions du laser par la paroi. Ce problème est dû à des indices de réfraction différents entre l'eau et le verre (eau, $n_r=1,33$ et le verre, $n_r=1,49$). Afin de résoudre cette anomalie, en donnant un angle d'attaque droit au faisceau laser, un caisson en verre borosilicaté rempli

d'eau a été placé autour du tronçon de visualisation dans la zone de mesure (Fig. 2-14). Ce type de caisson est déjà utilisé par Tahitu (1994) et Den Toonder et al. (1997).

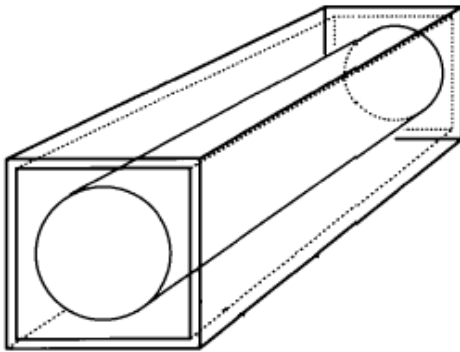


Fig. 2-14 : la section de mesure PIV.

2.3.4.3 Paramètres expérimentaux

Choix des débits

Nous avons réalisé plusieurs mesures à des débits différents en fonction des régimes d'écoulement et des nombres de Reynolds que l'on désire étudier. Pour varier les régimes d'écoulement, nous faisons varier le débit à l'aide du by-pass et du variateur de fréquence. Lors des mesures, le débit est généralement limité, si l'on dépasse une certaine pression (débit) la boucle de circulation commence à vibrer (ce qui fausse les mesures PIV) et les joints de raccordement peuvent se rompre.

Choix des températures

Dans nos expériences plusieurs températures sont utilisées, afin de mettre en évidence l'influence de ce paramètre sur la réduction de traînée. Selon Zakin et al., 1998, les solutions réductrices de traînée sont plus ou moins efficaces dans certaines plages de température. Lors des mesures PIV, on est généralement limité en étendue de température. Si la température est élevée ($>50^{\circ}\text{C}$) la solution de tensio-actifs devient mousseuse (présence de bulles d'air en écoulement) et si la température est trop faible, la solution devient laiteuse. Dans les deux cas la visualisation est impossible.

Choix des particules d'ensemencement

En général, une faible taille et une forme sphérique des particules d'ensemencement sont recommandées. Elles doivent aussi avoir une masse volumique comparable à celle du fluide suspendant pour éviter la sédimentation de ces particules au fond de la conduite sous l'effet de leur poids. Dans ce travail, sont utilisées des particules de verre creuses (verre borosilicaté) de forme sphérique, de densité proche de celle de l'eau (1,1 mPa.s) et de taille comprise entre 9 et 11 μm (Fig. 2-15). Ces particules sont usuellement utilisées en PIV, elles ne sont pas poreuses et sont insolubles dans l'eau. Les quantités en particules utilisées sont déterminées expérimentalement en fonction des fenêtres d'interrogation utilisées et des résultats expérimentaux obtenus.

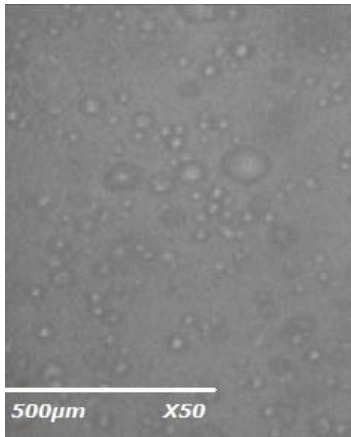


Fig. 2-15 : Particules de verre creuses dans une solution de surfactants visualisées au microscope à balayage électronique.

Détermination de l'intervalle de temps entre deux impulsions laser

L'intervalle de temps entre deux impulsions laser (Δt) ou la durée entre deux éclairagements successifs est une caractéristique qui détermine le déplacement des particules (Δx) entre deux images successives. Si on se réfère à la documentation de DaVis de LaVision, ce déplacement doit être inférieur au tiers de la fenêtre d'interrogation.

L'intervalle de temps entre deux impulsions laser peut être calculé par l'intermédiaire de l'équation suivante :

$$\text{Eq. 2-5} \quad \Delta t = \frac{\Delta x}{U}$$

Δx doit être inférieur au tiers des fenêtres d'interrogation utilisées, U est la vitesse maximale dans la conduite.

2.3.4.4 Théorie statistique de l'estimation (Nombre de paires d'images)

L'étude des écoulements est basée sur des statistiques évaluées à partir d'un échantillon de champs de vitesses instantanées (Fig. 2-16). Généralement sont utilisés les valeurs moyennées et les écarts-types. Pour obtenir une moyenne et un écart-type voulu sur un domaine de confiance désiré, il suffit de déterminer la taille de l'échantillon N à partir de l'incertitude relative qui est donnée par :

$$\text{Eq. 2-6} \quad \varepsilon = \frac{\Delta u}{U},$$

où Δu est la fluctuation de la vitesse par rapport à la moyenne U .

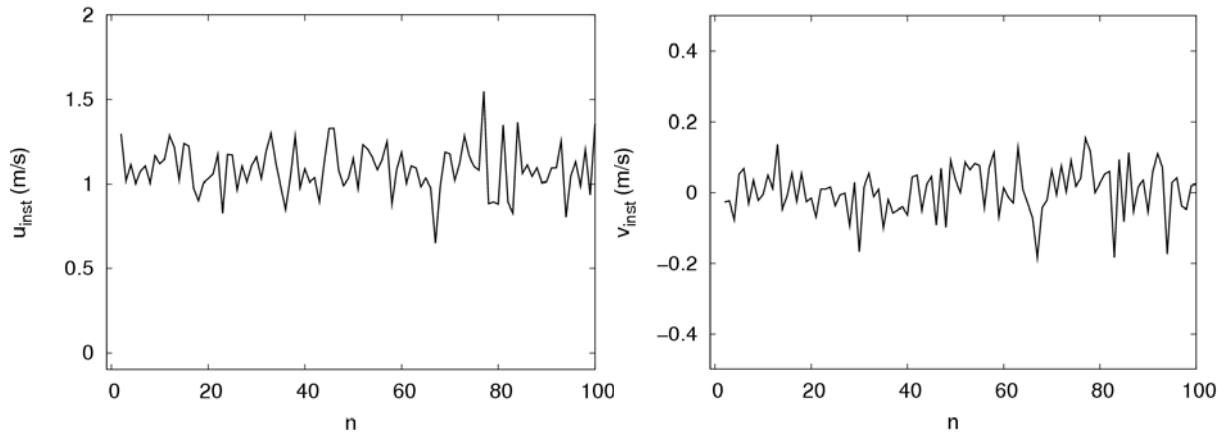


Fig. 2-16 : Vitesses instantanées suivant l'axe de l'écoulement et l'axe transversal ($Re \approx 24500$, $T^\circ = 20^\circ C$ et $D = 22,5$ mm).

Si on considère u_{est} et σ_{est} , respectivement la moyenne et l'écart type estimés (la moyenne estimée est un estimateur non-biaisé de la vitesse donnée par $u_{est} = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N u_i$ et son écart-type est $\sigma_{est} = \frac{\sigma u}{\sqrt{N}}$ où σu est l'écart-type de la vitesse mesurée), la distribution d'échantillonnage varie dans les intervalles $u_{est} \pm C_c \cdot \sigma_{est}$ ($u_{est} - (C_c \cdot \sigma_{est}) < C_c \cdot \sigma_{est} < u_{est} + (C_c \cdot \sigma_{est})$) où C_c est le coefficient de confiance qui dépend du seuil de confiance désiré.

La taille requise de l'échantillon en fonction de la précision de la moyenne voulue est donnée par la relation Eq. 2-7 (Scarano F and Riethmuller, 2000).

$$Eq. 2-7 \quad \varepsilon = \frac{C_c \cdot RMS}{\sqrt{N}} \Rightarrow N = \left(\frac{C_c \cdot RMS}{\varepsilon} \right)^2$$

Si on prévoit une valeur RMS maximale de l'ordre de 30 % sur les valeurs de vitesses, la taille requise de l'échantillon pour une précision de 3 % et un seuil de confiance de 97 % sur la moyenne est (Pour un seuil de confiance de 97 %, la table de STUDENT donne une valeur de C_c égale à 2,16) :

$$N = \left(\frac{C_c \cdot RMS}{\varepsilon} \right)^2 = \left(\frac{2.16 \times 30\%}{3\%} \right)^2 = 471$$

La taille de l'échantillon requise en fonction de la précision voulue de l'écart type est donnée par la relation Eq. 2-8 (Scarano F and Riethmuller, 2000).

$$Eq. 2-8 \quad \varepsilon = \frac{C_c}{\sqrt{2N}} \Rightarrow N = \frac{C_c^2}{2 \cdot \varepsilon^2}$$

La taille N de l'échantillon requise pour un seuil de confiance de 95 % sur l'écart-type est (selon la table de STUDENT le coefficient C_c est égale à 1,96 pour un seuil de confiance de 95 %) :

$$N = \frac{C_c^2}{2 \cdot \varepsilon^2} = \frac{1.96^2}{2 \times 0.05^2} = 768$$

Si on prévoit un rejet estimé à 30 % des vecteurs après validation ($768 + 30\% \approx 1000$), l'enregistrement de 1000 vecteurs pour les mesures par PIV est suffisant. On présente sur les figures Fig. 2-17 et Fig. 2-18, la convergence des valeurs moyennes et fluctuantes des vitesses suivant les deux axes de l'écoulement (u , v , u' et v') pour un nombre de Reynolds d'environ 24500 en deux points différents, un se trouvant au milieu du tube ($r=R$) et l'autre, entre la paroi et l'axe du tube ($r=\frac{1}{2}R$).

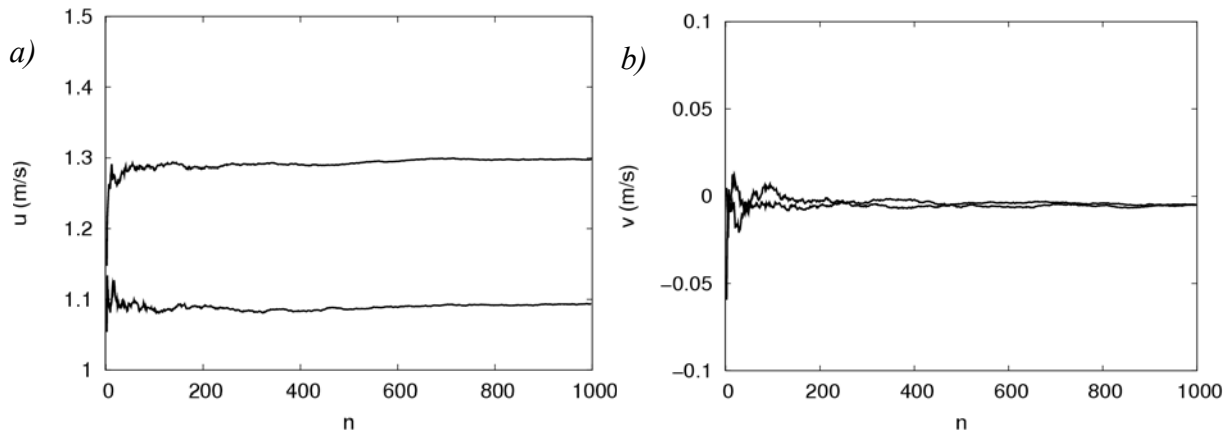


Fig. 2-17 : Convergence des vitesses instantanées suivant les deux axes de l'écoulement, près de la paroi et au centre de l'écoulement ($Re \approx 24500$, $T^\circ = 20^\circ\text{C}$ et $D = 22,5$ mm), a) suivant l'axe de l'écoulement, b) suivant l'axe transversal.

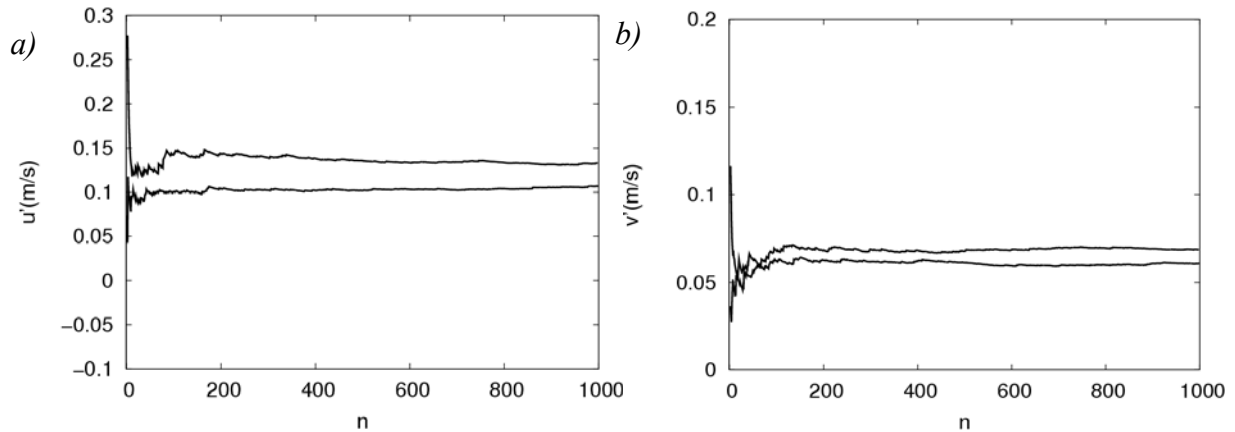


Fig. 2-18 : Convergences des vitesses fluctuantes suivant les deux axes de l'écoulement, près de la paroi et au centre de l'écoulement ($Re \approx 24500$, $T^\circ = 20^\circ\text{C}$ et $D = 22,5$ mm), a) suivant l'axe de l'écoulement, b) suivant l'axe transversal.

2.3.5 Erreurs sur les mesures

2.3.5.1 Utilisation d'un amortisseur

Des acquisitions ont montré des oscillations périodiques d'amplitudes assez importantes des valeurs instantanées de pertes de pression mesurées (ΔP) à des faibles débits. Ces oscillations disparaissent avec l'augmentation du débit. Afin de résoudre ce problème un amortisseur à air est fabriqué et placé à la sortie de la pompe. Le fonctionnement avec l'amortisseur conduit à une convergence rapide de la moyenne et à des déviations standard faibles.

2.3.5.2 Précision des outils de mesures

Comme on l'a remarqué dans l'équation de calcul du coefficient de frottement (Eq. 1-3), la perte de charge dépend directement du diamètre de la conduite, du débit, de la masse volumique et de la différence de pression. Donc, toute erreur de mesure ou de précision implique une erreur sur le calcul de la perte de charge dans la boucle d'essai. Le Tableau 2-1 récapitule l'étendue et la précision de chaque instrument de mesure.

| Désignation | Référence | Etendue de mesure | Précision |
|------------------------------|---------------------|---------------------|--|
| Capteur de température | AD592CN | -25 à 105°C | $\pm 0,5^\circ\text{C}$ |
| Capteur de pression | DRUCK PDCR 2111 | 0 à 350 mbar | $\pm 0,06\%$ de la pleine échelle (mbar) |
| Débitmètre électromagnétique | ROSEMOUN T 8732C | 0,11 à 106,03 l/min | $\pm 0,25\%$ du débit entre 10,6 et 106,03 l/min $\pm 0,0159$ l/min du débit entre 0,11 et 10,6 l/min |

Tableau 2-1 : Instruments utilisés en boucle d'essai expérimentale, leurs références, leurs étendues de mesure et leurs précisions.

2.3.5.3 Perte de pression à débit nul

Sans écoulement, le capteur de pression différentielle indique une valeur de pression non nulle notée Δp_0 , qui est une perte de pression résiduelle apparue après raccordement des prises de pression. Il faut donc corriger la perte de pression mesurée (Δp_{mes}) afin d'obtenir une perte de pression corrigée (Δp) donnée par l'équation :

$$\text{Eq. 2-9} \quad \Delta p = \Delta p_{mes} - \Delta p_0,$$

où Δp_{mes} , Δp et Δp_0 sont respectivement la perte de pression mesurée, corrigée et à débit nul.

Des acquisitions à débit nul sont faites avant chaque essai.

2.3.5.4 Erreur sur le diamètre

Pour mettre en évidence la réduction de la traînée, des graphes donnant le coefficient de frottement ou le degré de la réduction de la traînée en fonction du nombre de Reynolds sont utilisés. Sachant que le calcul du coefficient de frottement et du nombre de Reynolds font intervenir le diamètre ($C_f = f(D^5)$ et $Re = f(D)$), il est donc nécessaire de vérifier la section des conduites utilisées. Chaque tube de longueur connue est rempli d'un volume d'eau distillé mesuré à la partir duquel le diamètre est calculé. Dans le tableau suivant (Tableau 2-2), on présente les différents diamètres utilisés avec leur correction. Par commodité, les diamètres exposés dans la suite de ce mémoire seront ceux donnés par le fabricant.

| Matière | $D_{\text{fabriquant}} \text{ (mm)}$ | $D_{\text{calculé}} = D_{\text{moyen}} \text{ (mm)}$ |
|---------|--------------------------------------|--|
| Inox | 10 | 09,99 |
| | 17 | 17,19 |
| | 22,5 | 22,44 |

Tableau 2-2 : Correction des différents diamètres échangeables utilisés dans la boucle d'essais.

2.3.6 Qualification du dispositif expérimental

2.3.6.1 Dispositif de mesure de la perte de charge

La qualification du dispositif est réalisée avec de l'eau du robinet à 20°C. Plusieurs tubes de section différentes sont utilisés ($D=10$ mm, $D=17$ mm et $D=22,5$ mm). Ils seront utilisés par la suite pour la réduction de la traînée. Les résultats obtenus seront comparés avec des résultats expérimentaux et profils théoriques existants en littérature (droite de Blasius).

Avec de l'eau comme fluide, nous avons effectué des mesures de pertes de pression entre deux points distants d'environ 6200 mm. Les résultats trouvés sont représentés sur la figure Fig. 2-19. En régime turbulent, le coefficient de frottement correspondant aux trois diamètres ($D=10$ mm, $D=17$ mm et $D=22,5$ mm) superpose parfaitement les résultats donnés par la droite de Blasius trouvée pour de l'eau ($C_f = 0,0791Re^{-0,25}$).

Sont présentées dans le Tableau 2-3, les caractéristiques d'écoulements pour quelques débits utilisés (Nombres de Reynolds) pour un diamètre de 22,5 mm.

| $Q \text{ (l/min)}$ | Re | $U \text{ (m/s)}$ | C_f | $Ut \text{ (m/s)}$ |
|---------------------|-----------------|-------------------|---------|--------------------|
| 33 | ≈ 32000 | 1,384 | 0,00575 | 0,074254 |
| 26.4 | ≈ 24500 | 1,107 | 0,00603 | 0,060827 |
| 17.7 | ≈ 17000 | 0,742 | 0,00684 | 0,043431 |
| 9.1 | ≈ 9000 | 0,381 | 0,00821 | 0,024465 |
| 5.9 | ≈ 5700 | 0,247 | 0,00888 | 0,016494 |

Tableau 2-3 : Résultats de mesures de pertes de charge pour différents régimes d'écoulement.

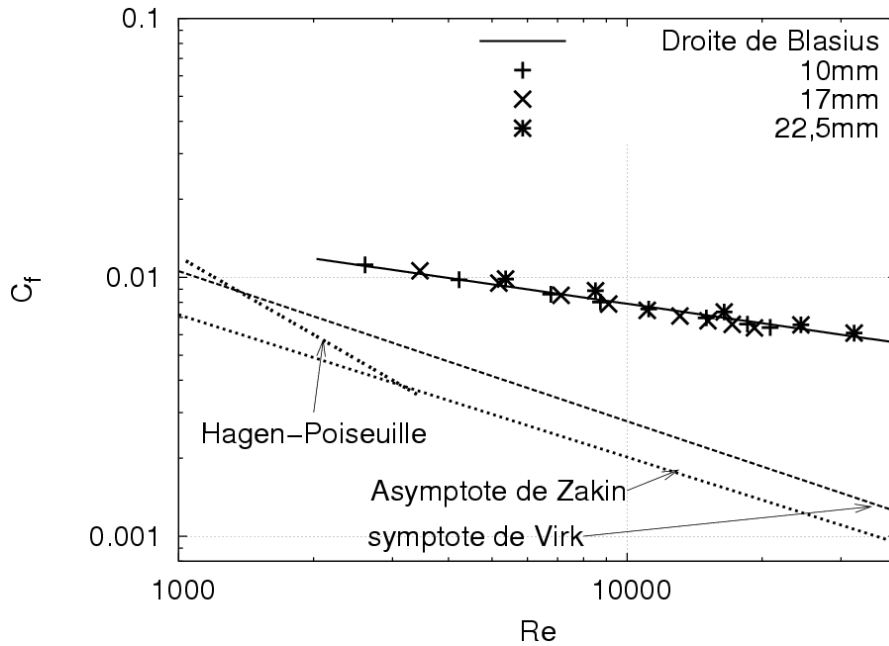


Fig. 2-19 : Evolution du coefficient de frottement en fonction du nombre de Reynolds pour différents diamètres en régime turbulent (eau à 20°C).

2.3.6.2 Visualisation par PIV d'un écoulement en conduite

Les mesures sont effectuées avec de l'eau du robinet à une température de 20°C et les différentes caractéristiques seront comparées aux résultats expérimentaux et numériques préexistants (Eggels et al., 1994 et Kim et al., 1987).

On utilise une corrélation croisée adaptative (logiciel DAVIS de la vision) avec des fenêtres d'interrogation de 32X32 pixels pour la première passe et de 16X16 pixels pour les deux dernières passes avec un recouvrement de 50 %. L'ensemencement est obtenu avec des particules de verre creuses. La concentration en particules est de 100 particules par millilitre de fluide. Elle est choisie en fonction de la qualité d'image et des résultats obtenus.

Dans deux diamètres différents

Deux tronçons d'étude ont été testés, l'un, d'un diamètre de 17 mm et l'autre, de 22,5 mm. La figure Fig. 2-20, présente les résultats en terme de profils de vitesses moyennées (Fig. 2-20, a), de profils de vitesses adimensionnées par la vitesse à la paroi (Fig. 2-20, b) et tensions de Reynolds (Fig. 2-20, c). Les résultats obtenus avec le diamètre 22,5 mm sont meilleurs en proche parois que ceux obtenus pour 17 mm. Par la suite, on utilise celui-ci (22,5 mm).

Dans la totalité du tronçon de visualisation

La figure Fig. 2-21 regroupe les profils moyens de vitesses (a et b), les profils d'intensités axiales (sens de l'écoulement et sens transverse) de la turbulence (c et d), ainsi que les profils des contraintes de Reynolds (D=22,5 mm). Les profils de vitesses se superposent aux résultats théoriques pour un fluide newtonien. Les intensités de la turbulence sont proches de celles obtenues expérimentalement par Eggels et al. (1994) pour un nombre de Reynolds de 20000 avec un dispositif LDV. Néanmoins, ces fluctuations présentent une légère différence et une

certaine asymétrie entre elles est visible suivant l'axe de la conduite. Cela peut être causé par une petite déviation de la nappe laser, des réflexions importantes au contact de la nappe laser avec le tube en verre ou, à un manque de précision lors de la visualisation suite à une surface de visualisation très grande et des fenêtres d'interrogation trop petites. Les tensions de Reynolds adimensionnées par la vitesse à la paroi (UV^+) sont du même ordre que celle obtenue par Kim et al. (1987). Dans la zone centrale, on retrouve bien la droite de pente (-1) (Fig. 2-21, e).

Etant donné la géométrie du problème (symétrie par rapport au centre de l'écoulement) et dans le but d'accroître la qualité des résultats, l'étude est affinée sur une moitié du tube. Cependant, suite à des problèmes de décantation des particules d'ensemencement au fond de la conduite de mesure, altérant la qualité des images PIV, la moitié supérieure du tronçon est choisie pour faire la visualisation.

Dans la moitié du tronçon de visualisation

Durant la visualisation par système PIV de l'écoulement, la seule moitié supérieure du tube d'essai nous intéresse (le champ de la caméra est focalisé sur une seule moitié du tube). Les fenêtres d'interrogation utilisées dans ce cas seront par conséquent augmentées à 64X64 pour la première passe et à 32X32 pour les deux passes suivantes. Sur la figure Fig. 2-22 sont présentées les caractéristiques des quantités turbulentes moyennées dans le temps et dans l'espace, profils moyens, profils moyens en coordonnées de paroi, intensités axiales de la turbulence suivant les deux axes et les tensions de Reynolds. Ces résultats sont plus proches de ceux d'Eggels et al. (1994) et de Kim et al. (1987). Par la suite les mesures PIV seront réalisées sur la moitié supérieure du tube.

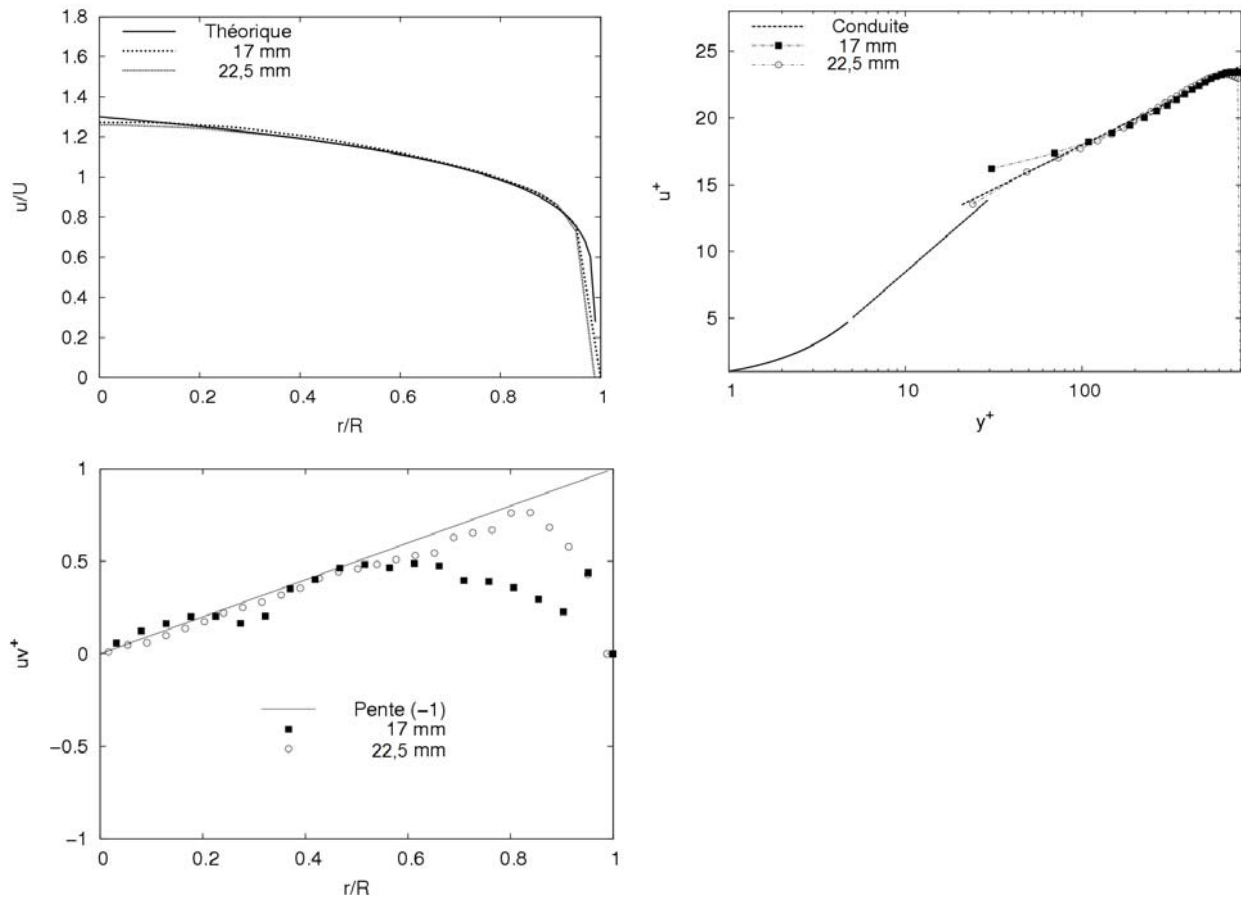


Fig. 2-20 : Profils moyens pour de l'eau à 20°C dans 17 et 22,5 mm de diamètre pour un nombre de Reynolds $Re \approx 24500$: a) adimensionnés par la vitesse débitante, b) en coordonnées de paroi, c) tensions de Reynolds.

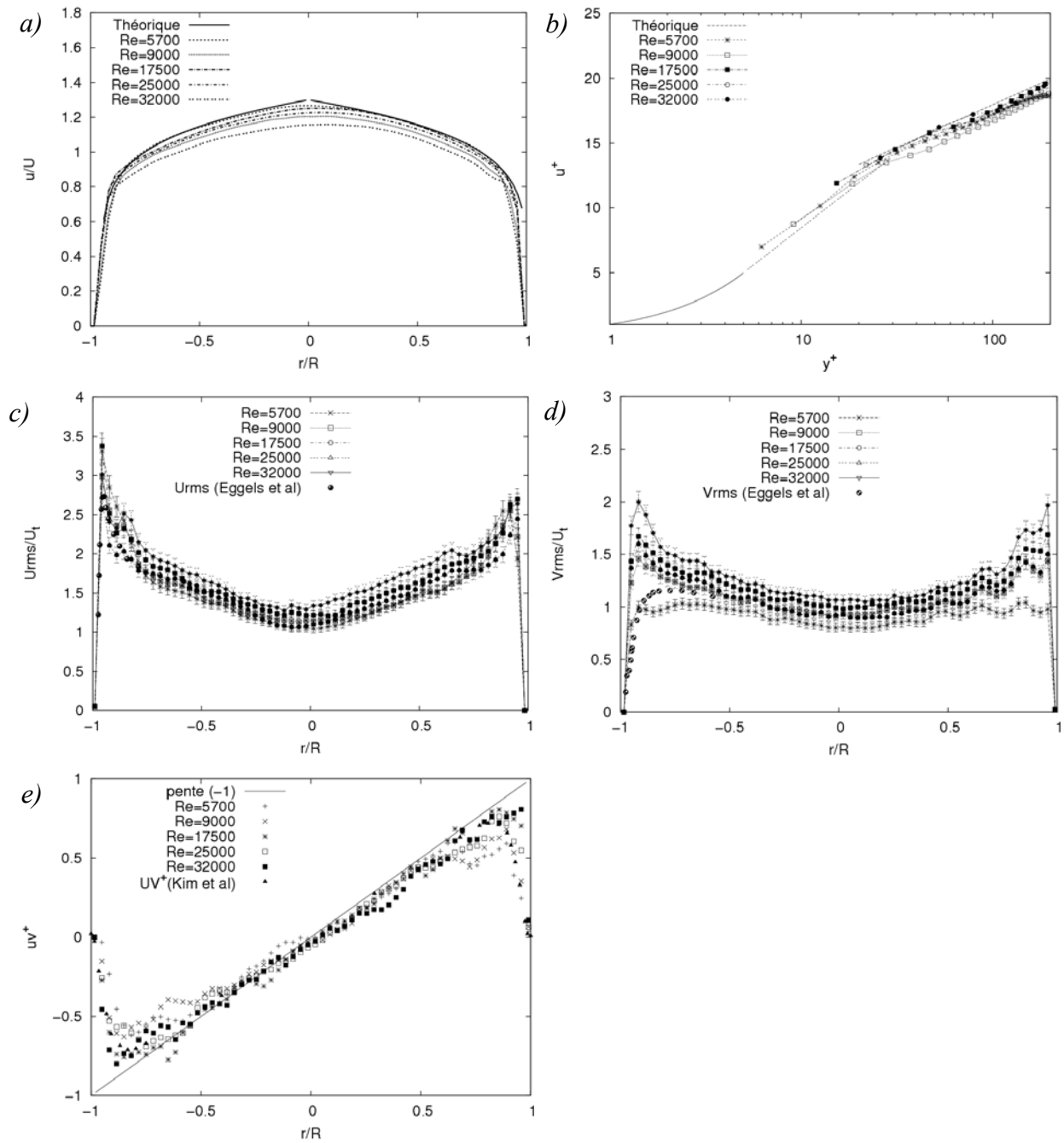


Fig. 2-21 : Profils moyens de vitesses et caractéristiques de la turbulence pour de l'eau à 20°C à différents régimes d'écoulement ($D=22,5$ mm) : a) adimensionnés par la vitesse débitante, b) en coordonnées de paroi ; c) et d) intensités axiales de la turbulence suivant respectivement l'axe (x) et l'axe (y) (U^+_{rms} et V^+_{rms}), e) tensions de Reynolds (UV^+).

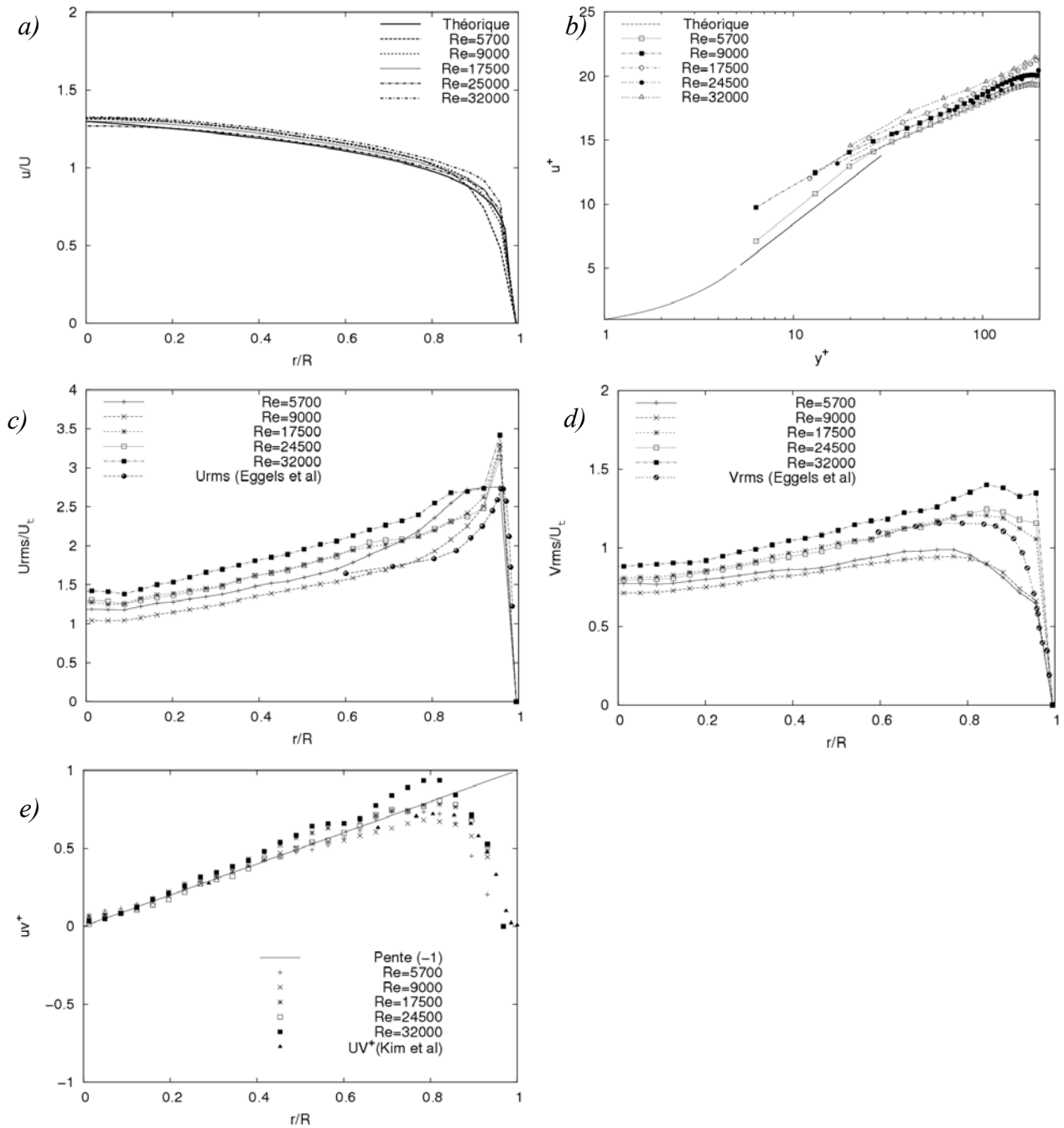


Fig. 2-22 : Profils moyens de vitesses et caractéristiques de la turbulence pour de l'eau à 20°C à différents régimes d'écoulement dans la moitié supérieure du tronçon de visualisation ($D=22,5$ mm) : a) adimensionnés par la vitesse débitante, b) en coordonnées de paroi ; c) et d) intensités axiales de la turbulence suivant respectivement l'axe (x) et l'axe (y) (U^+_{rms} et V^+_{rms}), e) tensions de Reynolds (UV^+).

2.4 SIMULATION NUMERIQUE DIRECTE

2.4.1 Introduction et présentation de la géométrie

La simulation numérique directe (**D**irect **N**umerical **S**imulation, DNS) est utilisée ici pour simuler l'écoulement de fluides complexes à partir du comportement rhéologique de la solution.

L'écoulement choisi est celui entre deux plaques planes parallèles. Cette géométrie nous permet de faire des simplifications réduisant ses dimensions et permet l'emploi d'un maillage cartésien. Un code de calcul, baptisé SUDRES3D pour **S**urfactant **D**rag **R**eduction **S**tudy **S**Urfactant **D**rag **R**Eduction **S**tudy **3** **D**imensions), résolvant les équations de Navier-Stokes en trois dimensions a été développé (Guillou, 2005 et Guillou et Makhloufi, 2002 et 2007). Le code utilisant la méthode des différences finies, est basé sur l'algorithme de projection de Chorin -Temam et un schéma temporel explicite du second ordre de type Adams-Bashforth. Une attention particulière a été portée à la résolution des termes d'advection, ainsi qu'au fait de pouvoir faire les calculs à débit fixé et non à perte de charge imposée comme c'est souvent le cas par ailleurs. Le code fournit des résultats instantanés qu'il faut post-traiter par une procédure de moyenne également mise en place. On obtient ainsi les profils de vitesses, d'énergie turbulente, de tensions de Reynolds et le coefficient de frottement à la paroi qui nous intéresse.

L'écoulement entre deux plaques planes fixées (Fig. 2-23), est l'un des écoulements le plus simple et le plus utilisé soit en DNS (Kim et al., 1978 et 1987) ou en expérimental (Dean, 1978, Kawaguchi, 2001, 2002).

La géométrie des deux plaques parallèles qui confine l'écoulement est L_x et L_y (respectivement suivant les axes X et Y) et L_z la distance verticale entre les deux plaques ($L_z = 2h$).

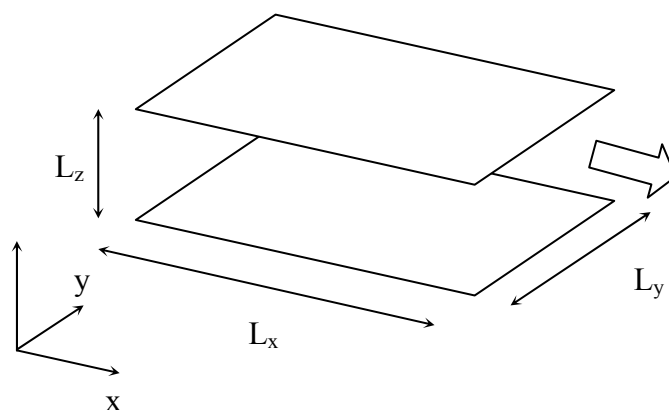


Fig. 2-23 : configuration de l'écoulement entre deux plaques planes parallèles.

2.4.2 Fondement mathématique

En réduction de la traînée, les concentrations utilisées sont généralement très faibles (quelques ppm). Cependant, l'interaction entre particules n'est pas prise en compte et leurs actions sur le fluide sont prises en compte par les tenseurs des contraintes, τ_{ij} (manifestation macroscopique du comportement rhéologique). Ce qui nous amène aux équations classiques de la mécanique des fluides (Eq. 2-10). On suppose que le fluide est incompressible et adopte un comportement de type visqueux généralisé.

$$\text{Eq. 2-10} \quad \begin{cases} \frac{\partial u_i}{\partial t} + u_j \frac{\partial u_i}{\partial x_j} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{1}{\rho} \frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_j} \\ \frac{\partial u_i}{\partial x_i} = 0 \end{cases} \quad \text{pour } i \text{ et } j = [1, 2, 3]$$

ρ : masse volumique (Kg/m^3) ;

D_{ij} : tenseur des taux de déformations, $D_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right)$;

τ_{ij} : tenseur déviatorique, $\tau_{ij} = 2\mu(II_{2D}, III_{2D})D_{ij} = f(\dot{\epsilon}, \dot{\gamma})$;

μ : viscosité dynamique ;

II_{2D} : deuxième invariant du double du tenseur de déformation,
 $II_{2D} = \frac{1}{2}((2D_{ij})^2 - 4D_{ij}D_{ij})$;

III_{2D} : troisième invariant du double du tenseur de déformation, $III_{2D} = \text{Det}(2D_{ij})$.

Le second invariant II_{2D} , s'apparentant au taux de déformation en cisaillement $\dot{\gamma}$ est donné par l'équation Eq. 2-11, tandis que le troisième invariant III_{2D} , s'apparente au taux d'élongation $\dot{\epsilon}$. Ce dernier peut être exprimé en fonction de la trace du taux de déformation (Eq. 2-12).

$$\text{Eq. 2-11} \quad \dot{\gamma} = \sqrt{|-II_{2D}|} = \sqrt{|-2\bar{D} : \bar{D}|}$$

$$\text{Eq. 2-12} \quad \dot{\epsilon} = \frac{2\text{tr}D^3}{\text{tr}D^2}$$

L'écoulement est caractérisé par une vitesse moyenne (débitante) suivant l'axe de l'écoulement (U) et une vitesse de frottement (cisaillement) au contact de la paroi (U_τ). Le nombre de Reynolds qui caractérise l'écoulement peut être calculé soit par rapport à la vitesse moyenne de l'écoulement ($\text{Re}_\tau = \frac{2.U_\tau.h}{\nu}$) soit par rapport à la vitesse de frottement à la paroi ($\text{Re}_\tau = \frac{2.U.h}{\nu}$).

Si l'on veut exploiter les résultats de calcul du point de vue de l'expérimentateur, travailler à débit fixe s'impose. Les simulations numériques réalisées dans ce travail seront donc menées à débit constant.

2.4.3 Méthodes

Nous considérons un écoulement entre deux plaques planes parallèles distantes de $2h$. Le domaine est de dimension $2\pi h \times \pi h \times 2h$, respectivement dans les directions x, y et z . La direction x est celle de l'écoulement principal. L'écoulement est considéré comme périodique dans les directions x et y , et une condition d'adhérence est imposée sur les plaques. Le débit est fixé à $Q = U 2h \pi h$, le maillage est uniforme dans les directions d'homogénéité et non uniforme dans la direction aux parois.

Les simulations sont initialisées par un écoulement de Poiseuille ($Re=5600$) perturbé par un champ aléatoire de 10 % d'amplitude.

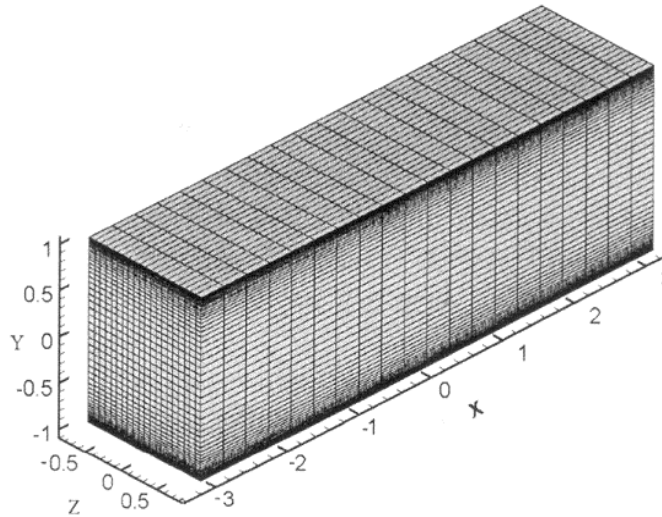


Fig. 2-24 : Exemple de maillage du domaine de calcul utilisé.

L'approche statistique de la turbulence remonte à Reynolds qui a émis l'hypothèse selon laquelle les écoulements turbulents pourraient être décrits par leurs caractéristiques moyennes, sans recours à leurs comportements instantanés.

Le code de calcul SUDRES3D donne des résultats instantanés en vitesse-pression. Un premier traitement statistique est fait à chaque instant au travers d'une moyenne spatiale dans les directions d'homogénéité. Pour cela on définit un opérateur de moyenne statistique par plan d'homogénéité $\langle \rangle$ tel que pour une variable Φ de l'écoulement, sa moyenne statistique suivant le plan x, y , soit donnée par l'équation Eq. 2-13. Ceci permet d'extraire les quantités moyennées spatialement ainsi que les valeurs statistiques de la turbulence (énergie turbulente axiale et tensions de Reynolds) et de les stocker. Ces valeurs instantanées moyennées subiront un post-traitement statistique afin d'en sortir des grandeurs spatio-temporelles (Eq. 2-14). L'écart de la variable ϕ , par rapport à la moyenne $\bar{\phi}$ est notée ϕ' telle que $\phi' = \phi - \bar{\phi}$.

Le traitement statistique doit être exécuté durant un temps d'échantillonnage suffisant (Guillou and Makhloufi, 2007).

$$\text{Eq. 2-13} \quad \langle \phi \rangle(z, t) = \frac{1}{L_x L_y} \int_{-L_x/2}^{L_x/2} \int_{-L_y/2}^{L_y/2} \phi(x, y, z, t) dx dy$$

$$\text{Eq. 2-14} \quad \bar{\phi} = \frac{1}{(t_1 - t_0)} \int_{t_0}^{t_1} \langle \phi \rangle dt$$

En régime laminaire, l'écoulement est de type Poiseuille classique. Le profil moyen de vitesses peut être approché par l'équation Eq. 2-15.

$$\text{Eq. 2-15} \quad u_x(z) = \frac{3}{2}U \left(1 - \left(\frac{z}{h} \right)^2 \right)$$

En terme de profils de vitesses adimensionnés par la vitesse de frottement à la paroi, on peut approcher le régime transitoire et le turbulent par les deux lois suivantes :

$$\text{Sous-couche visqueuse : } U^+ = y^+ \quad y^+ \leq 11$$

$$\text{Zone turbulente : } U^+ = 2,5 \ln(y^+) - 5,45 \quad y^+ > 11$$

2.4.4 Exemple de fluide newtonien

Des simulations pour un fluide newtonien, qui sert comme solvant pour les solutions de tensio-actifs sont effectuées à un nombre de Reynolds de 5600. Ce nombre de Reynolds correspond à un nombre de Reynolds turbulent de 180 utilisé par Kim et al. (Kim et al., 1987).

Un maillage de 61x61x61 (Nx, Ny, Nz) est utilisé suivant respectivement les directions x, y et z. L'écoulement est à débit fixé.

2.4.4.1 Résultats instantanés

La figure Fig. 2-25 donne l'évolution temporelle de la vitesse axiale au centre du canal adimensionnée par la vitesse moyenne au centre du profil laminaire ($U_c^* = 3U_m / 2$), l'erreur du débit instantané par rapport au débit moyen qui est considéré comme fixé et le coefficient de frottement. La vitesse au centre adimensionnée U_c^* est constante durant quelques secondes (environ 60 s), puis chute progressivement pour se stabiliser à partir de 180s près d'une valeur de vitesses adimensionnée de 0,75. Le coefficient de frottement passe de $2 \cdot 10^{-3}$ au début de la simulation pour fluctuer autour de 0,9 à partir de deux ou trois minutes de simulation. La formule de Dean pour le calcul du coefficient de frottement ($C_f = 0.071 \text{Re}^{-0.25}$) donne une valeur de 0,91 pour un tel nombre de Reynolds (5600). Le débit instantané se stabilise après quelques secondes et l'erreur par rapport au débit fixé au préalable reste négligeable.

L'obtention des différents champs de vitesses instantanées permet d'observer les structures d'écoulement turbulent et de mettre en évidence les intensités axiales de la turbulence (Fig. 2-26 et Fig. 2-27) suivant les trois axes et les structures tourbillonnaires.

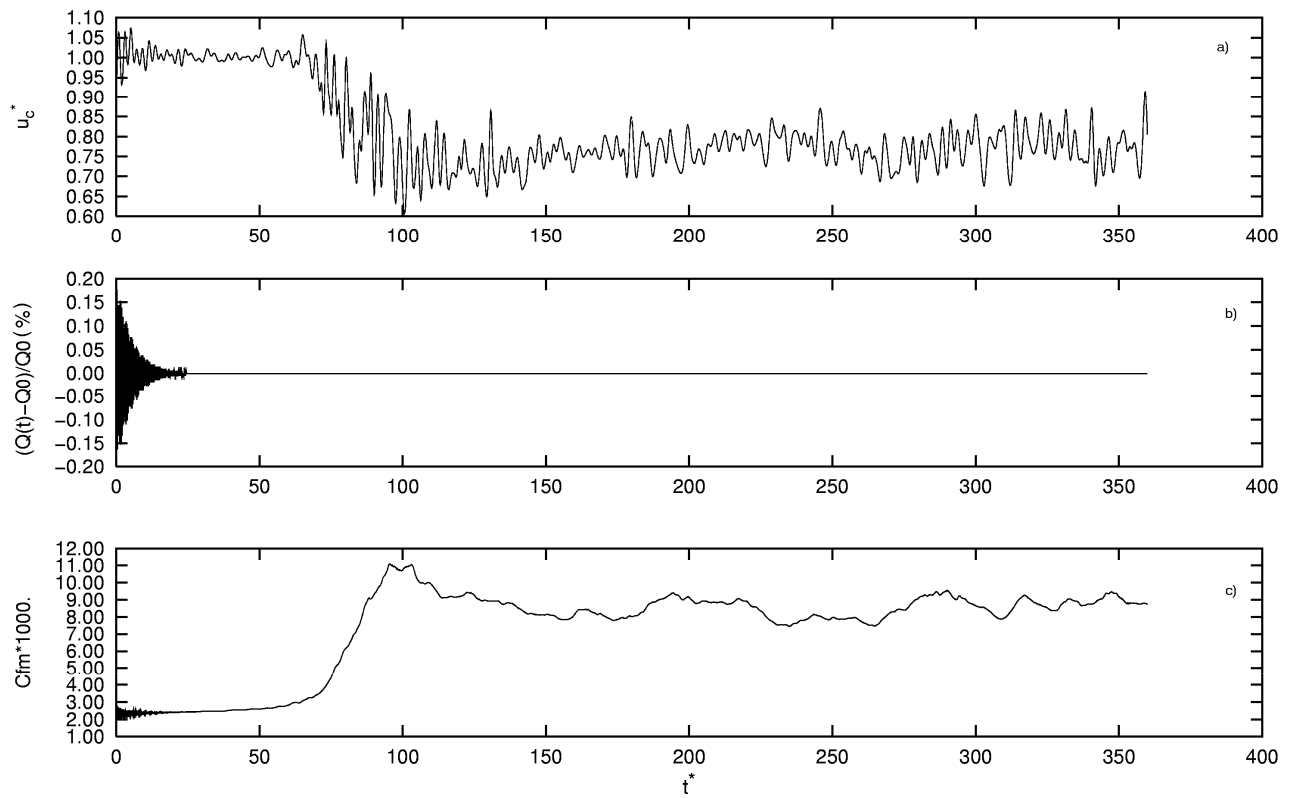


Fig. 2-25 : Evolution temporelle des valeurs instantanées : a) de la vitesse au centre adimensionnée par la vitesse moyenne au centre du profil laminaire ($U_c^* = 3U_m / 2$), b) de l'erreur sur le débit en pourcentage, c) du coefficient de frottement au centre du domaine (Guillou et Makhloufi, 2007).

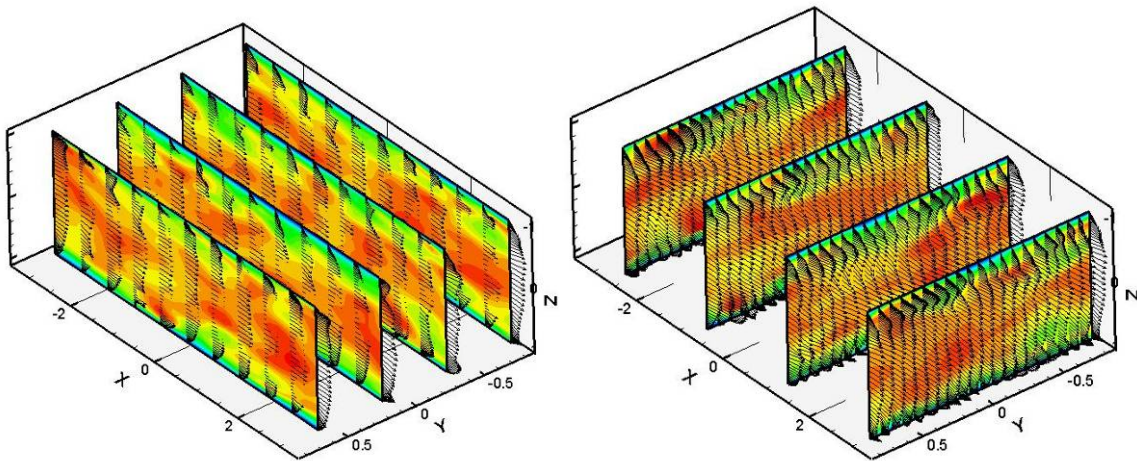


Fig. 2-26 : Champs de vitesses instantanées $u(x,y,z)$ le long de l'axe de l'écoulement (x) et le long de l'axe perpendiculaire (y) (fluide newtonien, $Re=5600$).

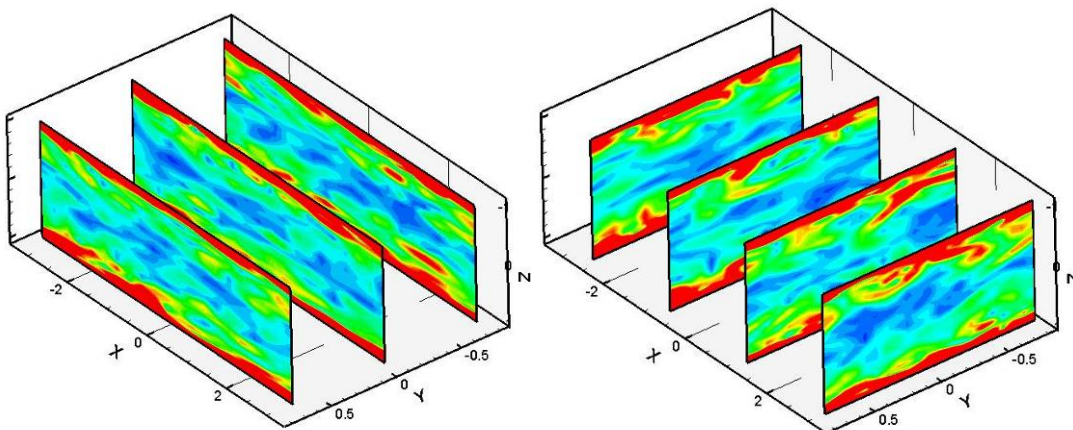


Fig. 2-27 : Normes de la vorticité le long de l'axe de l'écoulement (x) et le long de l'axe perpendiculaire (y) (fluide newtonien, $Re=5600$).

2.4.4.2 Résultats moyennés

Des moyennes en espace puis en temps (spatio-temporelles) sont faites sur la période de l'état statistiquement stationnaire de l'écoulement.

Expérimentalement, Dean (1978) a réussi à relier dans un écoulement en canal, la vitesse moyenne au centre de l'écoulement au coefficient de frottement. Ces corrélations appelées, corrélations de Dean sont données par l'équation Eq. 2-16. Une comparaison entre les valeurs moyennes obtenues par simulation numérique (SUDRES3D), étude expérimentale de Dean (1978) et résultats numériques de Kim et al. (1987) est faite sur le Tableau 2-4, pour un nombre de Reynolds $Re_\tau = 180$, équivalent à un nombre de Reynolds Re de 5600.

$$\text{Eq. 2-16} \quad C_f = 0,073 \cdot Re^{-0,25} \quad U_c / U = 1,25 \cdot Re^{-0,0116}$$

Où U_c est la vitesse au centre du canal, U , la vitesse moyenne et Re , le nombre de Reynolds basé sur la vitesse moyenne.

| | U_c / U | C_f | Re | Re_c |
|------------------------------------|-----------|----------------------|---------------|----------------|
| <i>résultats de calculs</i> | 1,16 | $8,32 \cdot 10^{-3}$ | 180,8 | 3242 |
| <i>Corrélations de Dean (1978)</i> | 1,16 | $8,44 \cdot 10^{-3}$ | ----- | ----- |
| <i>Kim et al. (1987)</i> | 1,16 | $8,18 \cdot 10^{-3}$ | ≈ 180 | ≈ 3300 |

Tableau 2-4 : Variables moyennes d'un écoulement newtonien.

Les résultats obtenus par simulation numérique pour le profil moyen de vitesses axiales normalisées par la vitesse moyenne au centre du profil laminaire et normalisés par la vitesse de frottement en coordonnées de paroi (Fig. 2-28) concordent avec les résultats des solutions théoriques et numériques trouvés par Kim et al. (1987).

Les valeurs des intensités de la turbulence et des tensions de Reynolds moyennées et normées par la vitesse de frottement (u^+ , v^+ , w^+ et uv^+), sont données dans la figure Fig. 2-28. Une similitude en forme et en grandeur est observée si on compare ces résultats à ceux trouvés dans les travaux numériques de Kim et al., 1987 et expérimentaux de Wei and Willmarth, 1989 (Guillou et Makhloufi, 2002).

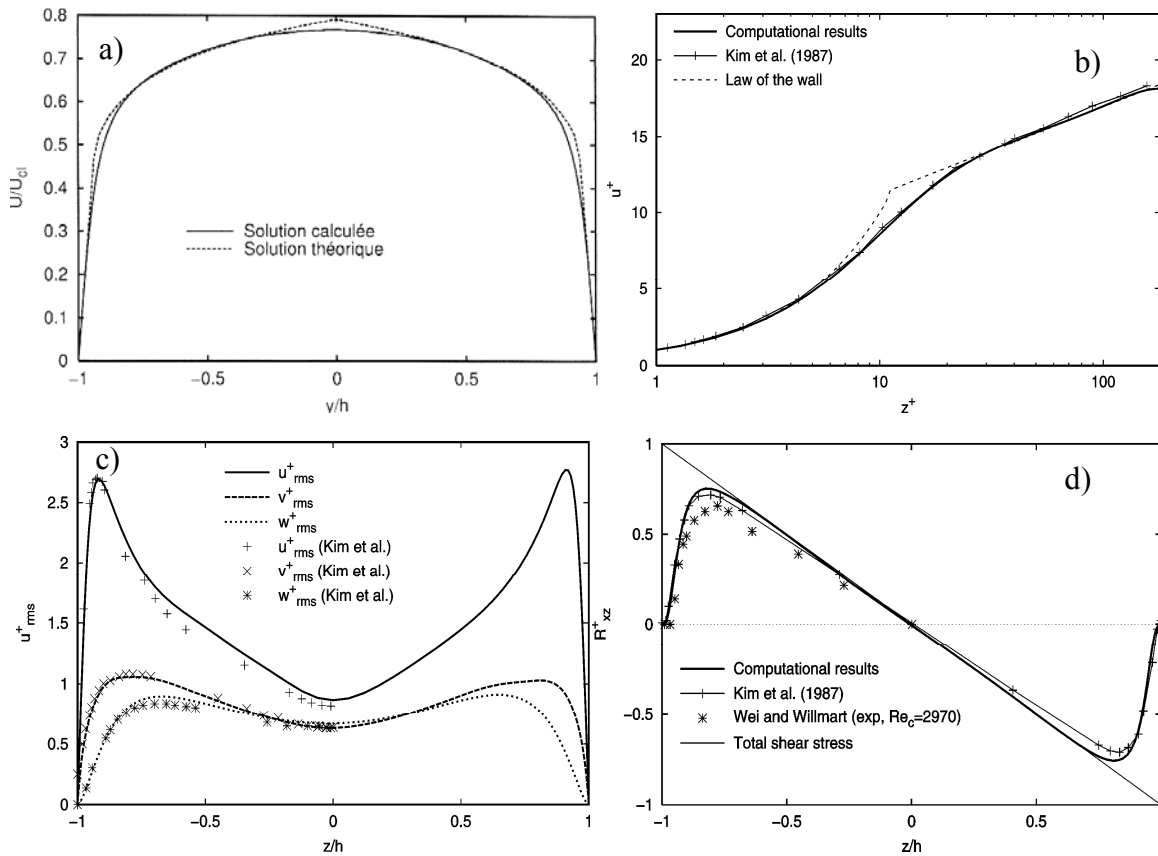


Fig. 2-28 : a) Profil moyen de vitesses adimensionnées par la vitesse moyenne au centre du profil laminaire, b) Profil de vitesses moyen normalisé par la vitesse de frottement en coordonnées de paroi, c) Intensités de la turbulence suivant les axes X, Y et Z, d) contraintes de Reynolds (uv^+) (Guillou and Makhloufi, 2007).

2.4.4.3 Coefficient de frottement

Le coefficient de frottement pour un fluide newtonien est estimé à l'aide de la corrélation de Dean pour les écoulements turbulents entre deux plaques. Dans le cas laminaire, il est estimé par la droite donnée par la loi de Hagen-Poiseuille d'équation (12/Re). Le passage entre les deux régimes se fait progressivement. C'est ce qu'on appelle le régime transitoire ou pseudo-turbulent.

En effectuant des simulations pour plusieurs nombres de Reynolds avec un fluide newtonien (de l'eau), le coefficient de frottements en fonction du nombre de Reynolds suit la droite de Hagen-Poiseuille pour les Re inférieurs à 2000, ce qui correspond à un comportement d'un écoulement laminaire. Pour les nombres de Reynolds supérieurs à 3000, le C_f suit la droite de Dean, témoignant d'un comportement d'un écoulement turbulent.

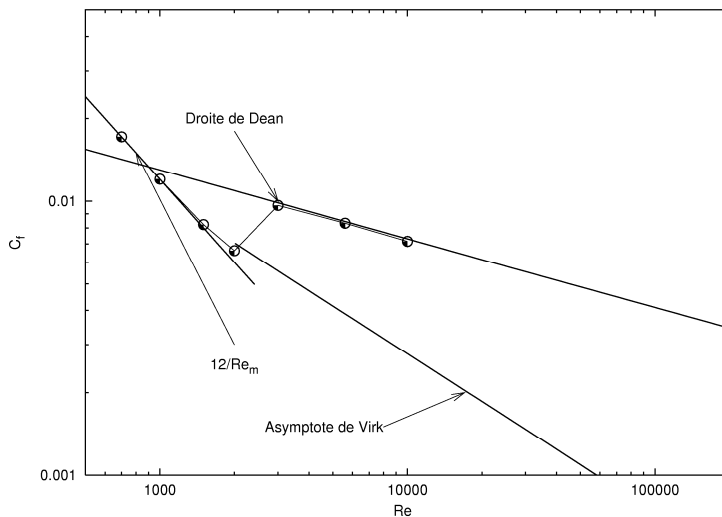


Fig. 2-29 : Evolution du coefficient de frottement en fonction du nombre de Reynolds, cas d'un fluide newtonien.

2.4.5 Cas d'un fluide non-newtonien

Plusieurs auteurs ont constaté qu'à partir des résultats expérimentaux, on peut tirer respectivement une loi de puissance donnant la viscosité de cisaillement η_v en fonction du taux de cisaillement ($\eta_v = f(\dot{\gamma})$) et la viscosité élongationnelle η_e en fonction du taux de déformation ($\eta_e = g(\dot{\epsilon})$). Rudman et al. (2004) a utilisé une loi de comportement traduisant la viscosité de cisaillement en fonction du taux de cisaillement ($\eta = K[\dot{\gamma}]^{n-1}$) dans ces travaux sur la réduction de la traînée. Dans la même année Pinho (Pinho, 2004) a constaté aussi que l'on pouvait approcher ces résultats par une loi de comportement combinée regroupant la viscosité élongationnelle et de cisaillement : $\eta(\dot{\gamma}, \dot{\epsilon}) = f(\dot{\gamma}) \times g(\dot{\epsilon})$.

2.4.5.1 Loi de puissance simple

Sur la figure Fig. 2-30 sont présentés les résultats expérimentaux d'Escudier pour une solution de polymères concentrée à 0,009 % de CMC/XG (Carboxymethylcellulose/xantan gum). Ce type de comportement rhéologique peut être décrit par une simple loi de puissance de type ($\eta = K[\dot{\gamma}]^{n-1}$). Rudman et al. (2004) ont utilisé ce modèle simple pour l'étude de la réduction de traînée des solutions de polymères. Ce modèle simple ne prenant en considération que la viscosité apparente est utilisée pour simuler les écoulements réducteurs de traînée entre deux plaques parallèles avec le modèle SUDRES3D.

Les coefficients K et n de la loi de puissance sont déterminées par la méthode des moindres carrés. Ils sont respectivement de $0,1498 \text{ Kg.m}^{-1} \text{ s}^{1-n}$ pour K et $0,587$ pour n .

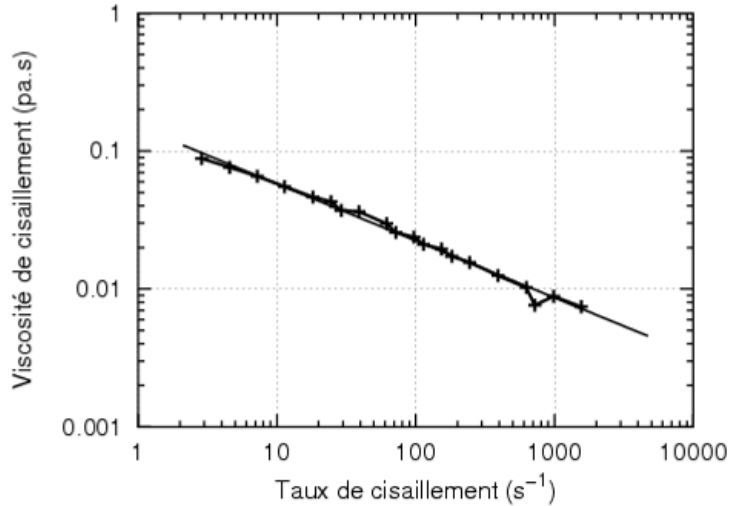


Fig. 2-30 : Evolutions de la viscosité en fonction du taux de cisaillement pour une solution de polymères dosée à 0,009 % de CMC/XG (+ : valeurs expérimentales, - : valeurs théoriques).

Régime laminaire

En régime laminaire, dans le cas d'un écoulement entre deux plaques, le profil normal de vitesses est donné par la relation analytique suivante :

$$\text{Eq. 2-17} \quad \frac{u_x(z)}{U} = \frac{3-2\alpha}{2-\alpha} \left(1 - \left(\frac{z}{h} \right)^{\frac{2-\alpha}{1-\alpha}} \right)$$

De cette relation, on peut déduire le taux de cisaillement en fonction de la distance Z, qui est donnée par :

$$\text{Eq. 2-18} \quad \dot{\gamma}(z) = \frac{U}{h} \frac{3-2\alpha}{1-\alpha} \left(\frac{z}{h} \right)^{\frac{1}{1-\alpha}}$$

La viscosité et la viscosité apparente à la paroi seront données respectivement par les deux relations Eq. 2-19 et Eq. 2-20 :

$$\text{Eq. 2-19} \quad \eta(z) = K_0 \left(\frac{U}{h} \frac{3-2\alpha}{1-\alpha} \right)^{-\alpha} \left(\frac{z}{h} \right)^{\frac{1}{1-\alpha}}$$

$$\text{Eq. 2-20} \quad \eta_w = K_0 \left(\frac{U}{h} \right)^{-\alpha} \left(\frac{3-2\alpha}{1-\alpha} \right)^{-\alpha}$$

Enfin, le nombre de Reynolds basé sur la viscosité de la solution et le coefficient de frottement sont donnés respectivement par les deux équations suivantes :

$$\text{Eq. 2-21} \quad \text{Re}_a = \frac{\rho U 2h}{\eta_a(z)} \quad \text{ou} \quad \text{Re}_a = \frac{2\rho U^{1+\alpha} h^{1-\alpha}}{K_0} \left(\frac{3-2\alpha}{1-\alpha} \right)^\alpha$$

$$Eq. 2-22 \quad C_f = \frac{2\mu_0 \left(\frac{\partial u}{\partial z} \right)^{1-\alpha}}{\rho U^2} = \frac{K_0}{\rho U^{1+\alpha} h^{1-\alpha}} \left(\frac{3-2\alpha}{1-\alpha} \right)^{1-\alpha}$$

Les résultats du code de calcul pour un diamètre de 22,5 mm à deux différents nombres de Reynolds en régime laminaire (1000 et 4000) sont comparés à ceux donnés par une solution analytique à un même diamètre (Eq. 2-17). Les résultats donnés par ces deux méthodes sont très proches. Ceux donnés par la solution théorique pour une distance de 22,5 et 100 mm entre deux plaques parallèles, la solution en conduite ainsi que la solution numérique avec le code SUDRES3D en régime laminaire sont reportés sur la figure Fig. 2-31. Les résultats de la solution théorique et ceux donnés par le code de calcul sont confondus. Ils suivent une pente égale à celle de la droite de Hagen-Poiseuille avec un léger décalage indépendamment du confinement (la distance entre les deux plaques). Les résultats donnés par la solution analytique en conduite superposent les résultats expérimentaux trouvés par Escudier et al. (2003).

| | Re | Re _a | C _f |
|-------------------------------|------|-----------------|----------------|
| Théorie | 1000 | 10.450 | 1,417 |
| | 4000 | 146,690 | 0.101 |
| Simulation (loi de puissance) | 1000 | 10.425 | 1.431 |
| | 4000 | 146,690 | 0.102 |

Tableau 2-5 : Comparaison de quelques valeurs caractéristiques d'un écoulement laminaire pour une simple loi de puissance.

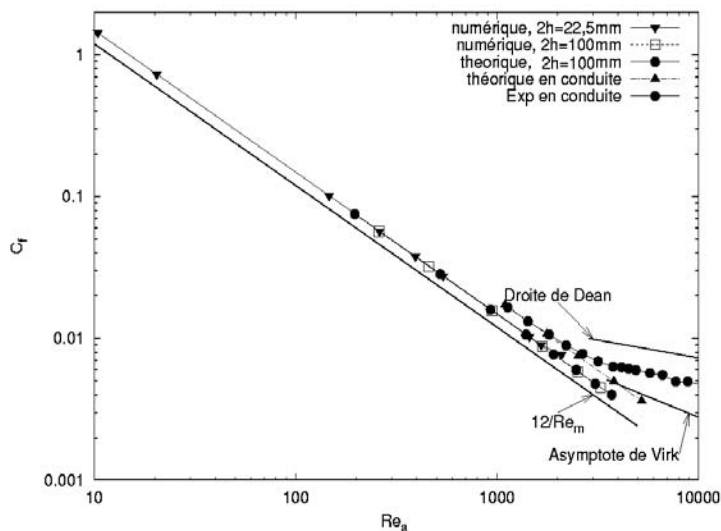


Fig. 2-31 : Evolution du coefficient de frottement en fonction du nombre de Reynolds en régime laminaire dans un canal et en conduite pour une solution de polymères dosée à 0,009 % CMC/XG.

Régime turbulent

La figure Fig. 2-32 présente les résultats du coefficient de frottement obtenus pour une solution de polymères concentrée à 0,009 % de CMC/XG (Escudier et al., 2004). En régime laminaire les résultats sont identiques à ceux donnés par une solution théorique basée sur un comportement visqueux modélisé en loi de puissance s'écoulant entre deux plaques, comme l'indique le comportement de la solution à faibles nombres de Reynolds. À des nombres de Reynolds supérieurs à 2000, le coefficient de frottement se détache de la droite trouvée pour un régime laminaire newtonien pour finir par rejoindre la droite de Blasius qui caractérise le régime pleinement turbulent ($Re > 10000$) pour un diamètre de 22,5 mm. A un diamètre largement supérieur (100 mm), la réduction en coefficient de frottement tend vers des nombres de Reynolds supérieurs mais le comportement reste le même. Les résultats expérimentaux d'Escudier et al., 2004 (pour une solution dosée à 0,009 % CMC/XG dans une conduite de 100 mm de diamètre) présentent un comportement newtonien en régime laminaire avec une droite légèrement supérieure à celle trouvée pour un écoulement entre deux plaques. A des nombres de Reynolds supérieurs à 3000, on passe rapidement à une perte de la réduction de perte de charge avec le modèle numérique, mais les résultats expérimentaux montrent une réduction de traînée encore importante avec un changement de la pente de coefficient de frottement et donc un écoulement différent de régime laminaire mais réducteur de la traînée.

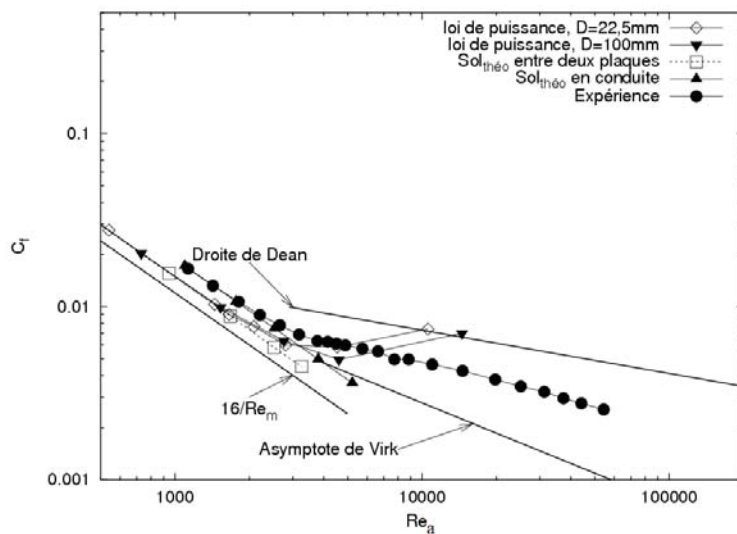


Fig. 2-32 : Evolution du coefficient de frottement en fonction du nombre de Reynolds dans un canal et en conduite pour une solution de polymères dosée à 0,009 % CMC/XG.

2.4.5.2 Loi de puissance composée (modèle proposé par Pinho, 2004)

Nous nous reportons ici aux travaux d'Escudier et al. (2004) portant sur une solution dosée à 0.09 % CMC/XG (carboxyméthylcellulose/xanthan gum). Les deux figures Fig. 2-33, a et b nous donnent respectivement, la viscosité de cisaillement η_v en fonction du taux de cisaillement $\dot{\gamma}$ et la viscosité élongationnelle η_e en fonction du taux de déformation élongationnel $\dot{\epsilon}$ pour une température de 293°K.

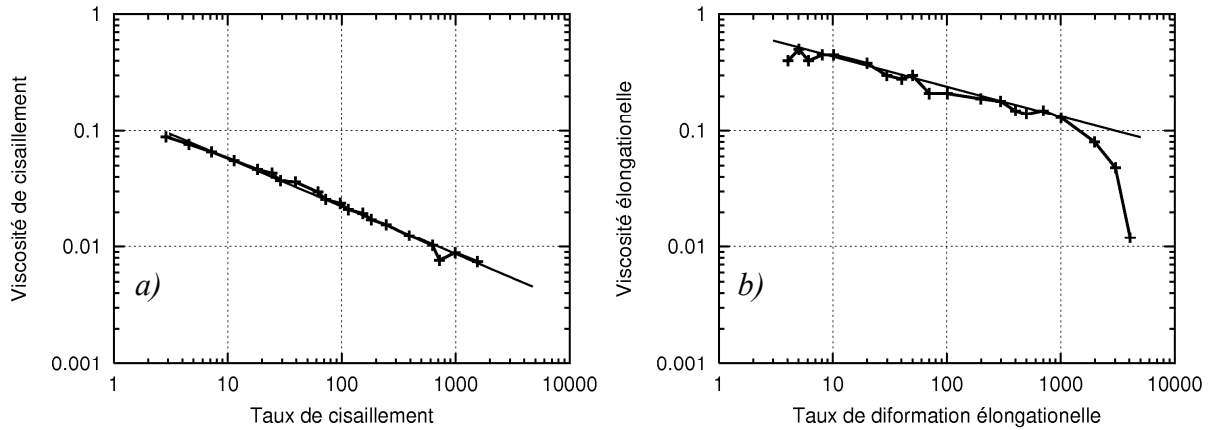


Fig. 2-33 : Evolutions de la viscosité en fonction du taux de cisaillement et d'élongation pour une solution de polymères dosée à 0,009 % de CMC/XG (+ : valeurs expérimentales, - : valeurs théoriques), a) : Viscosité de cisaillement, b) : Viscosité élongationnelle (— : Valeurs théoriques, + : Valeurs numériques).

Comme Pinho (Pinho et al., 1998, 2003 et 2004), on constate que l'on peut approcher ces résultats par des lois de puissance. Ainsi on peut écrire une loi de puissance donnant la viscosité de cisaillement η_v en fonction du taux de cisaillement $\dot{\gamma}$ (Eq. 2-23) et une loi donnant la viscosité élongationnelle η_e en fonction du taux de déformation élongationnelle $\dot{\epsilon}$ (Eq. 2-24). K_a, K_b, m et q sont des coefficients déterminés de manière à approcher au mieux les résultats de l'expérience (Hadri et al., 2005).

Pinho (Pinho et al., 2003) a utilisé un modèle liant la viscosité apparente au taux de cisaillement et au taux de déformation, telle que $\eta(\dot{\gamma}, \dot{\epsilon}) = f(\dot{\gamma}) \times g(\dot{\epsilon})$. Ce modèle simple faisant apparaître un effet viscoélastique est donné par l'équation Eq. 2-25.

$$\text{Eq. 2-23} \quad \eta_v = K_a [\dot{\gamma}^2]^{\frac{m-1}{2}}$$

$$\text{Eq. 2-24} \quad \eta_e = K_b [\dot{\gamma}^2]^{\frac{q-1}{2}}$$

$$\text{Eq. 2-25} \quad \eta = K_v [\dot{\gamma}^2]^{\frac{(n-1)}{2}} K_e [\dot{\epsilon}^2]^{\frac{(p-1)}{2}}$$

Pour la solution de 0.09 % CMC/XG, les paramètres théoriques de la loi de viscosité complexe sont : $K_v=0,1498$, $n=0,587$, $K_e=2,3578$, $p=1,0541$.

Régime laminaire (faible élongation)

En supposant qu'en régime laminaire $\dot{\epsilon}$ tend vers sa valeur minimale $\dot{\epsilon}_{\min}$, la loi de viscosité peut s'écrire sous la forme simple d'une loi de puissance $\eta(\dot{\gamma}) = \eta_0(\dot{\gamma}^2)^{-\alpha}$ avec $\alpha = 1 - n$ et $\eta_0 = K_v K_e [\dot{\epsilon}_{\min}^2]^{\frac{(p-1)}{2}}$.

La solution analytique de l'écoulement entre deux plaques d'un tel fluide en régime laminaire est donnée par l'équation, $\eta(\dot{\gamma}) = \eta_0 [\dot{\gamma}^2]^{-\alpha}$.

Le profil de vitesse, le coefficient de frottement et le nombre de Reynolds sont donnés respectivement par les relations : Eq. 2-26, Eq. 2-27 et Eq. 2-28.

$$\text{Eq. 2-26} \quad \frac{U_x(y)}{U} = \frac{3-2\alpha}{2-\alpha} \left(1 - \left(\frac{Z}{h} \right)^{\frac{2-\alpha}{1-\alpha}} \right)$$

$$\text{Eq. 2-27} \quad Cf = \frac{2\tau}{\rho u^2}$$

$$\text{Eq. 2-28} \quad Re = \frac{\rho u d}{\eta_w}$$

Les profils moyens de vitesse, la viscosité apparente et le taux de cisaillement sont présentés sur la figure Fig. 2-34. Les figures 3a et 3c montrent respectivement, le profil moyen de vitesses adimensionnées par la vitesse axiale laminaire $U_{cl}=3U_m/2$, et le profil des taux de déformations, trouvés avec la solution analytique décrite précédemment et le code de calcul. Nous observons une parfaite superposition entre les deux courbes. Ce résultat tend à prouver que dans ce régime, le fluide se comporte comme un fluide en loi de puissance pure. Les très faibles valeurs du taux de déformation élongationnelle (non présentée ici) résultant du calcul confirment cela. En figure 3b, nous avons comparé les profils de viscosité apparente adimensionnés par la viscosité du solvant. On constate que loin du centre les deux courbes se superposent. Dans une zone proche du centre, la viscosité en loi de puissance tend vers une valeur très grande, et très éloignée des valeurs données par le modèle. Dans cette zone, le gradient de vitesses est proche de zéro, et donc, théoriquement la viscosité donnée par la loi puissance (α étant positif) tend vers l'infini. Dans le code, pour des raisons numériques, nous avons limité les valeurs minimales ($\dot{\epsilon}_{\min}$ et $\dot{\gamma}_{\min}$) des taux de déformation élongationnelle et en cisaillement, ce qui explique cet écart.

On peut donc en déduire que dans le régime laminaire, le fluide décrit par l'équation Eq. 2-25 se comporte comme un fluide purement visqueux en loi de puissance. L'équivalent de la solution analytique entre deux plaques existe pour un écoulement en conduite cylindrique. Nous avons reporté sur la figure Fig. 2-35 le coefficient de frottement calculé avec cette solution analytique (symbole \square), dans les mêmes conditions que l'expérience. On constate que les deux résultats (expérimentaux et théoriques) se superposent parfaitement. Ceci veut dire que dans le régime laminaire la solution dosée à 0.009 % CM/XG se comporte comme un fluide purement visqueux en loi puissance.

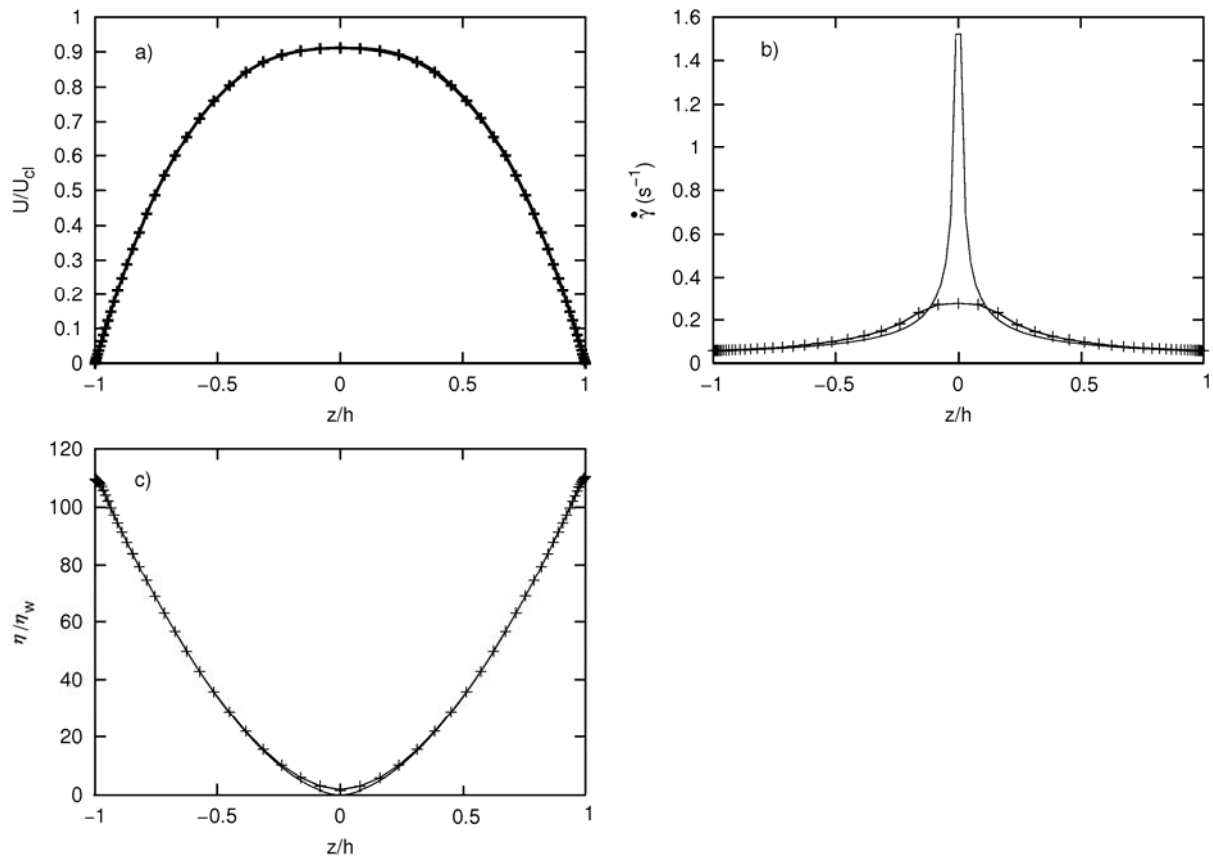


Fig. 2-34 : Comparaison entre les résultats numérique et théorique (régime laminaire) : a) vitesse axiale, b) viscosité apparente, c) taux de déformation. (— : Valeurs théoriques, + : Valeurs numériques).

En régime laminaire avec la solution théorique nous avons éliminé l'effet de la viscosité élongationnelle, en fixant cette viscosité à une valeur minimale, la solution de polymères se comporte comme un fluide purement visqueux. Cela est confirmé par les différents résultats trouvés superposants les résultats théoriques. Ces comparaisons indiquent un bon comportement du code de calculs en régime laminaire et nous donnent un aperçu sur l'exactitude de nos résultats numériques par rapport aux résultats théoriques trouvés.

Régime turbulent (écoulement élongationnel)

Le modèle est appliqué à une solution dosée à 0.09 % CMC/XG, avec une distance de 50 et de 100 mm entre les deux plaques, et les calculs ont été menés pour plusieurs nombres de Reynolds. La figure Fig. 2-35 représente les différents coefficients de frottement pour les solutions numériques et théoriques, en fonction du nombre de Reynolds basé sur la viscosité de la solution à la paroi ($Re_a = \frac{U \cdot 2h}{\nu_w}$, où U est la vitesse moyenne et ν_w , la viscosité de la solution à la paroi.). On y trouve aussi les résultats expérimentaux d'Escudier et al. (2004), obtenus dans une conduite de 100 mm de diamètre et une température de 20°C. Les résultats de la solution numérique pour un écoulement laminaire entre deux plaques suivent une droite de pente proche de celle trouvée pour un écoulement newtonien. Pour $2h=100$ mm et $2h=50$ mm, le coefficient de frottement décroît pour atteindre un nombre de Reynolds avoisinant les

8000 où une augmentation de C_f se produit jusqu'à atteindre la droite de Dean. Le coefficient de frottement reste tangent à cette droite pour le régime turbulent avec un écoulement quasi newtonien. Par contre pour le diamètre supérieur ($2h=100$ mm), le coefficient de frottement évolue moins rapidement dans le cas du régime transitoire et il reste plus longtemps au-dessous de la droite de Dean. Les résultats expérimentaux d'Escudier et al. (2004) suivent une droite de pente parallèle à celle trouvée numériquement jusqu'à un nombre de Reynolds avoisinant les 3000, à partir de ce nombre le coefficient de frottement change de pente.

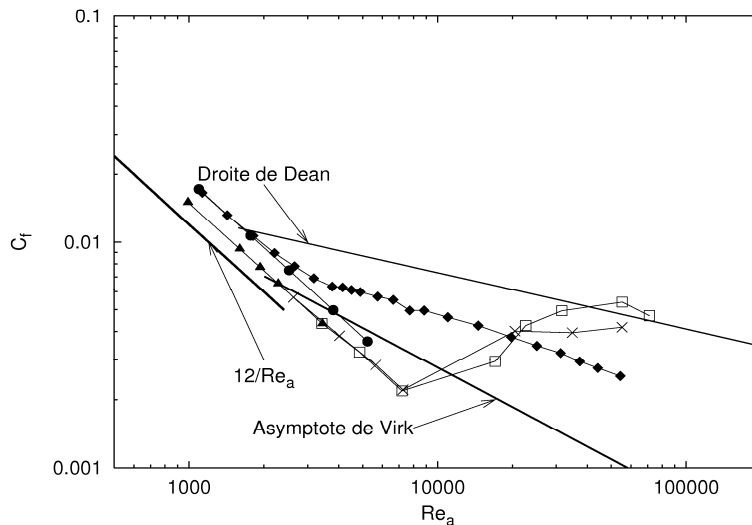


Fig. 2-35 : Evolution du coefficient de frottement : \circ) Solution numérique ($2h=50$ mm), \times) Solution numérique ($2h=100$ mm), \square) Résultats expérimentaux d'Escudier dans une conduite cylindrique ($D=100$ mm), \blacktriangle) Solution théorique entre deux plaques ($2h=100$ mm), \circ) Solution théorique dans une conduite cylindrique ($D=100$ mm).

Le modèle utilisé ici traduit à la fois la viscosité et l'élasticité en les combinant sous forme de deux lois de puissance. Nous avons trouvé des résultats convaincants en régime laminaire, et nous avons fait une première étude pour le régime turbulent. Nous avons une réduction de la traînée très importante en régime laminaire et transitoire, avec des contraintes de Reynolds quasiment nulles. Avec l'augmentation du nombre de Reynolds, après le passage vers le régime pleinement turbulent $Re \geq 50000$, le coefficient de frottement atteint la droite de Dean et le régime devient quasi-newtonien.

2.5 GEOMETRIE DE TAYLOR-COUETTE

Cette partie est développée pour visualiser les écoulements réducteurs de traînée dans une géométrie de Couette. Le comportement à l'intérieur d'une telle géométrie peut nous être utile pour mieux comprendre le comportement en proche paroi de ce type de solution (Cadot et al., 1998). Sachant que le comportement est complexe près des parois (glissement et gradient de vitesses importantes), cette partie avec deux parois, une mobile et une fixe et des nombres de Reynolds moins importants qu'en conduite, nous donnera la possibilité de caractériser et de quantifier plus facilement le comportement de la solution utilisée au contact de la paroi.

2.5.1 Eléments de théorie

La figure Fig. 2-36 présente la coupe d'une géométrie simple de Couette. Le fluide à étudier est placé entre les deux cylindres d'entrefer e . Si on considère M , le couple appliqué au cylindre intérieur, et que le couple est transmis au fluide sans aucune perte, la contrainte de cisaillement sur la couche du fluide situé au rayon r est donnée par l'équation Eq. 2-29. Si on considère que $k = r/R_1$, $\bar{R} = (R_1 + r)/2$ (R_2 et R_1 désignent respectivement, le rayon du cylindre extérieur et du cylindre intérieur) et une vitesse angulaire constante du cylindre intérieur ω (en rad/s), le taux de cisaillement sera donné par le système d'équations Eq. 2-30.

$$\text{Eq. 2-29} \quad T_{21} = \tau_{r,\theta}(r) = \frac{M}{2\pi r^2 L}$$

$$\text{Eq. 2-30} \quad \begin{cases} \dot{\gamma}(r) = \frac{2\omega}{1-k^2} & \text{pour } k > 0,99 \text{ (} \dot{\gamma}(r) \cong \dot{\gamma}(R_1) \text{)} \\ \dot{\gamma}(r) = \frac{2\omega}{n(1-k^{2/n})} & \text{pour } 0,5 < k < 0,99, \text{ où } n = \frac{d \ln M}{d \ln \omega} \end{cases}$$

La viscosité dynamique de la solution sera exprimée par le rapport entre la contrainte appliquée et le taux de cisaillement ($\eta = \frac{\tau}{\dot{\gamma}}$).

Les forces normales représentent la différence entre la contrainte normale T_{11} et la contrainte radiale T_{22} . Elle est donnée par l'équation Eq. 2-31.

$$\text{Eq. 2-31} \quad T_{11} - T_{22} = \tau_{\theta\theta} - \tau_{rr} = \frac{[\tau_{rr}(r) - \tau_{rr}(R_1)\bar{R}]}{(R_1 - r)}$$

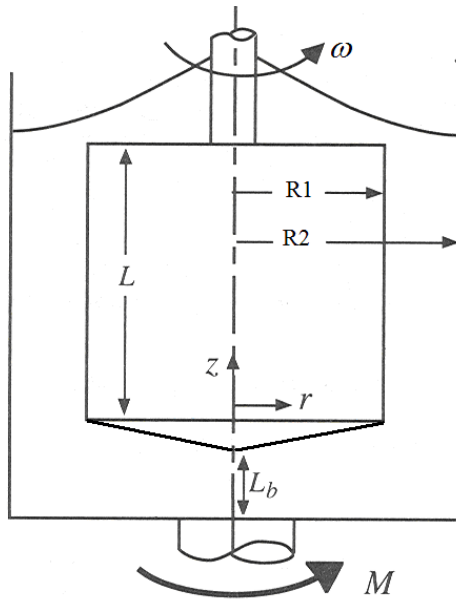


Fig. 2-36 : Coupe suivant l'axe de rotation d'une cellule de Taylor-Couette, C W., Macosko, 1993.

2.5.1.1 Profil laminaire

On peut déterminer le comportement rhéologique d'une solution si l'on connaît préalablement le type d'équation rhéologique de la solution à étudier (comportement newtonien, loi de puissance, etc.). Dans un rhéomètre à géométrie de Couette, la solution analytique d'un fluide newtonien en régime laminaire est connue. Si on considère un écoulement sans glissement à la paroi, la vitesse radiale et tangentielle dans l'entrefer seront données par le système d'équations Eq. 2-32. En régime laminaire, la vitesse radiale est considérée nulle (on prend comme hypothèse que la vitesse radiale est nulle).

$$\text{Eq. 2-32} \quad \begin{cases} u_r(r, \theta) = 0 \\ u_\theta(r, \theta) = \frac{\omega}{R_2} \cdot \frac{(R_2 \cdot R_1)^2}{R_2^2 - R_1^2} \cdot \left(\frac{R_2}{r} - \frac{r}{R_2} \right) \end{cases}$$

2.5.1.2 Instabilité de Taylor-Couette

Lors d'un mouvement dans une cellule de Couette, il y a création d'une force centrifuge et radiale qui augmente avec la vitesse angulaire. Dans le cas où le cylindre intérieur est mobile et le cylindre extérieur est fixe, le fluide est soumis à une force centrifuge et subit une accélération vers l'extérieur.

Lorsque les forces visqueuses qui stabilisent l'écoulement deviennent plus faibles que les forces inertielles, l'écoulement devient instable, les vitesses radiales deviennent non nulles et des tourbillons (rouleaux) apparaissent (Fig. 2-37). Cette instabilité, qui a été mise en évidence par Taylor (1923), est appelée instabilité de Taylor-Couette. Elle est caractérisée par un nombre sans dimension (nombre de Taylor-Couette) qui est un rapport entre les forces visqueuses et centrifuges (Eq. 2-33).

$$\text{Eq. 2-33} \quad Ta = \frac{\omega^2 (R_2 - R_1)^3 (R_2 + R_1)}{2\nu^2},$$

où ω est la vitesse du cylindre intérieur, ν , la viscosité cinématique du fluide.

En plus du nombre adimensionné de Taylor-Couette, on peut définir un nombre de Reynolds pour chaque vitesse d'écoulement (Eq. 2-34). Ce nombre de Reynolds est basé sur la vitesse périphérique du rotor et la valeur de l'entrefer de la cellule ($R_2 - R_1$).

$$\text{Eq. 2-34} \quad Re = \frac{\omega R_1 (R_2 - R_1)}{\nu}$$

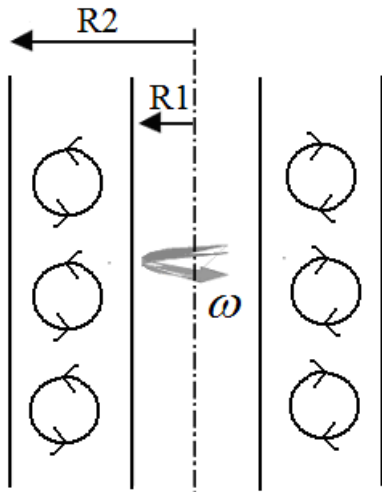


Fig. 2-37 : Écoulement de Taylor-Couette instable.

Selon les expériences de Taylor, le nombre de Taylor-Couette critique qui définit le passage d'un régime laminaire stable à un régime instable est $Ta_c = 1700$ (Macosko, 1993). Par ailleurs, l'apparition de ces instabilités peut dépendre fortement de la viscoélasticité et de l'effet élongationnel de la solution.

Dans les cas de faible viscosité (proche de celle de l'eau), ce qui est le cas des solutions de CTAC/NaSal faiblement dosée, l'écoulement devient rapidement instable. Sachant que le nombre de Taylor-Couette dépend du cisaillement mais aussi de la géométrie et de la viscosité, le cas des fluides non-newtoniens, où la viscosité dépend du taux de cisaillement, rend le calcul des instabilités encore plus compliqué. Avec une solution de CTAC/NaSal faiblement dosée (75 ppm), on suppose que la viscosité est peu affectée par la vitesse de cisaillement et on la considère donc stable. Par ailleurs, les instabilités de Taylor peuvent être aussi affectées par la viscoélasticité et la viscosité élongationnelle.

2.5.2 Matériels et techniques expérimentales

Dans le but de visualiser un écoulement de Couette d'une solution de surfactants, la technique de vélocimétrie par images de particules (PIV) est mise en œuvre avec une géométrie de cylindre coaxiaux (Besq et al., 2006 et Hadri et al., 2006). Le schéma de principe de fonctionnement et la surface de visualisation sont présentés respectivement sur les figures Fig. 2-38 et Fig. 2-39.

Deux cellules de Couette de diamètre différent ont été réalisées, l'une d'un entrefer de 11 mm et l'autre d'un entrefer de 22,5 mm. Au début de notre étude, on a utilisé un moteur pas à pas balayant des vitesses de rotation de 0 à 120 tours par minute avec un entrefer de 11 mm afin d'accéder aux profils de vitesses en régime laminaire. Dans le but de récupérer le couple appliqué pour une vitesse de rotation donnée mais aussi pour avoir le même confinement qu'en conduite, on a placé la cellule de Couette d'un entrefer de 22,5 mm (égal au diamètre utilisé en conduite) sous le Rhéoscope.

La cellule de Couette d'un entrefer de 11 mm est composée d'un cylindre intérieur de rayon $R1=22$ mm et de hauteur $h=61,6$ mm à extrémité conique de hauteur 11,9 mm en PVC opaque, et d'un cylindre extérieur de rayon $R2=33$ mm transparent pour permettre la visualisation. Le cylindre intérieur est assujéti à un mouvement de rotation uniforme généré par un moteur pas à pas et transmis par une courroie crantée. Sa gamme de vitesses de rotation (ω) s'étend de 1 à 120 trs/min. La température est maintenue constante à 20°C grâce à la circulation d'un fluide caloporteur dans le corps du stator.

La deuxième cellule de Couette d'un entrefer de 22,5 mm est composée de deux cylindres, l'un intérieur à extrémité conique de rayon $R1=10,5$ mm et de hauteur $h=60,2$ mm (hauteur conique=11,9 mm) en aluminium, l'autre extérieur de rayon $r2=33$ mm, transparent. Le mouvement du rotor (cylindre intérieur) est obtenu grâce au rhéomètre Rhéoscope à contrainte imposée de Thermo Scientific. La vitesse de rotation (ω) peut atteindre 1200 trs/min.

Pour réduire les problèmes optiques, la surface extérieure du stator dans les deux cas est plane de section carrée. Ce dernier est réalisé par alésage dans un parallélépipède de PMMA de section 80x80 mm.

L'ensemencement est fait à l'aide de particules sphériques de mélamine ($D=2,8\pm 0,1\mu\text{m}$). Les particules sont teintées avec de la rhodamine 6B.

La calibration est réalisée avec une mire circulaire du même diamètre que le stator en époxy cuivré (quadrillage de croix de pas de 2 mm). Pour le traitement statistique des résultats, nous travaillons avec des séries de 400 paires d'images et un écart temporel entre deux images successives (Δt) déterminé en fonction de la vitesse du rotor et des fenêtres d'interrogation utilisées. La fréquence d'enregistrement des paires d'image est de 5Hz.

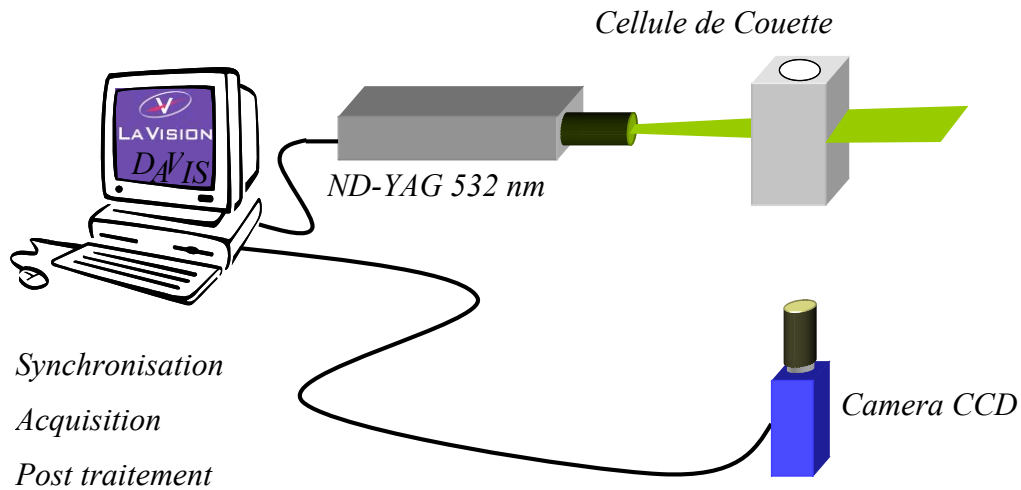


Fig. 2-38 : Schéma de la cellule de cisaillement avec visualisation PIV.

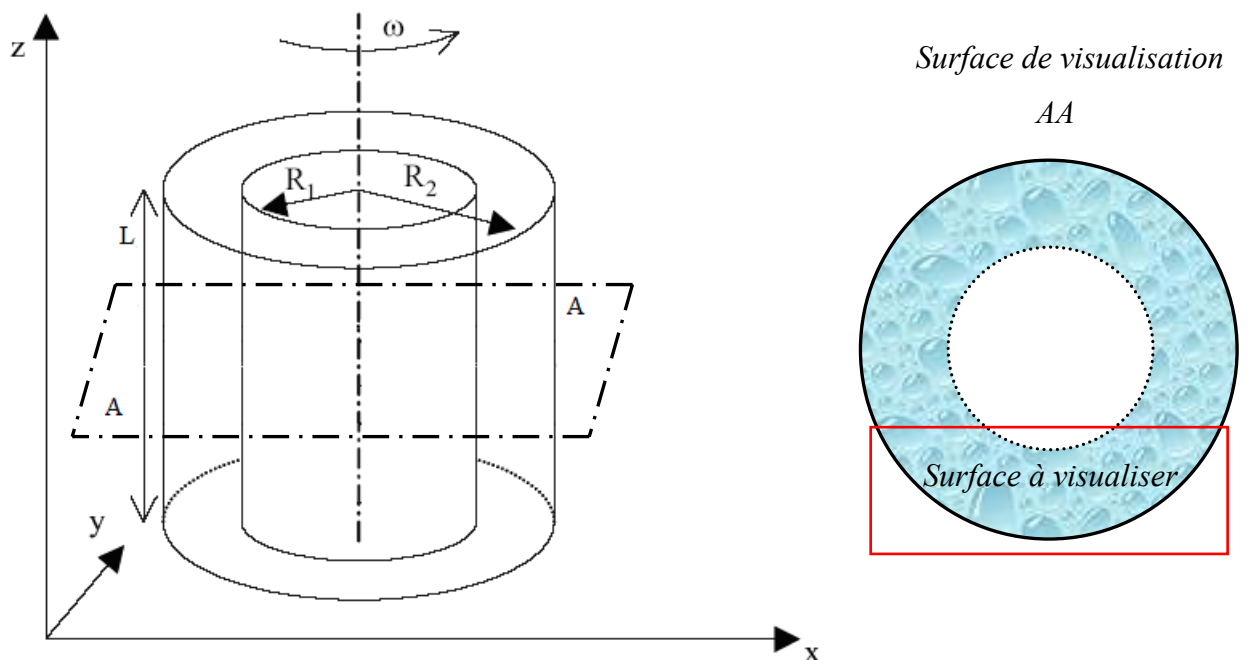


Fig. 2-39 : Coupe de visualisation perpendiculaire à l'axe de rotation.

On définit l'axe de rotation du cylindre (centre du cercle de rayon R_1) comme origine (O) et on utilise une corrélation croisée adaptative (logiciel DAVIS de la vision).

Après avoir déterminé les champs instantanés de vitesse, on passe au calcul des moyennes temporelles. Par la suite on change de repère par rapport au point O , en supposant une indépendance suivant l'axe Z , afin d'accéder par intégration aux profils moyens spatio-temporels. Les vitesses normales et tangentielles sont connues dans le cas d'un écoulement newtonien laminaire, elles sont données par le système d'équations Eq. 2-32.

Durant toute la durée de nos expériences, la température est stable et avoisine les 20°C (température ambiante).

Après avoir effectué la calibration et un précisaillement d'une durée d'environ 15 minutes, on impose la vitesse de rotation du cylindre intérieur et on procède à l'enregistrement de plusieurs paires d'images après un temps de stabilisation de 15 minutes environ (suivi de la stabilisation avec les profils instantanés de la contrainte). Les profils de vitesses instantanés sont calculés à partir des paires d'images enregistrées et le couple nécessaire à générer l'écoulement est récupéré automatiquement à l'aide d'un fichier généré par le Rhéoscope. On applique ensuite une moyenne temporelle sur plusieurs champs de vitesses instantanés, puis spatiale sur un secteur d'angle de 12° passant par le centre du cylindre. Une moyenne complète spatio-temporelle est obtenue sur l'ensemble des fichiers instantanés.

2.5.3 Cas d'un fluide newtonien

Ici sont utilisées deux cellules de Couette de 11 mm et de 22,5 mm. Le logiciel Davis est utilisé avec des fenêtres d'interrogation de 32×32 pixels en première passe et 16×16 les deux dernières passes. Un recouvrement de 50 % et des interpolations sont aussi utilisés.

Les vitesses moyennes tangentielles adimensionnées par la vitesse du rotor (U_θ^*) en fonction de la distance (r) adimensionnée par l'entrefer ($r^* = [r - R1] / [R2 - R1]$) sont présentées sur la figure Fig. 2-40, a, pour un entrefer de 11 mm et de la glycérine comme fluide à des vitesses de rotation du moteur fixées à 2, 4, 6 et 8 trs/min, Fig. 2-40, b, pour un entrefer de 22,5 mm et de l'eau comme fluide à une vitesse de rotation de 1 tr/min. Les résultats adimensionnés pour les deux fluides Newtoniens (Glycérine et de l'eau) superposent parfaitement la solution théorique trouvée pour un fluide newtonien laminaire. Une légère différence est toute fois visible près du stator (Fig. 2-40, a). Cette différence est due à un faible déplacement de particule d'ensemencement sachant que le temps qui sépare deux images successives est calculé par rapport à la vitesse du rotor.

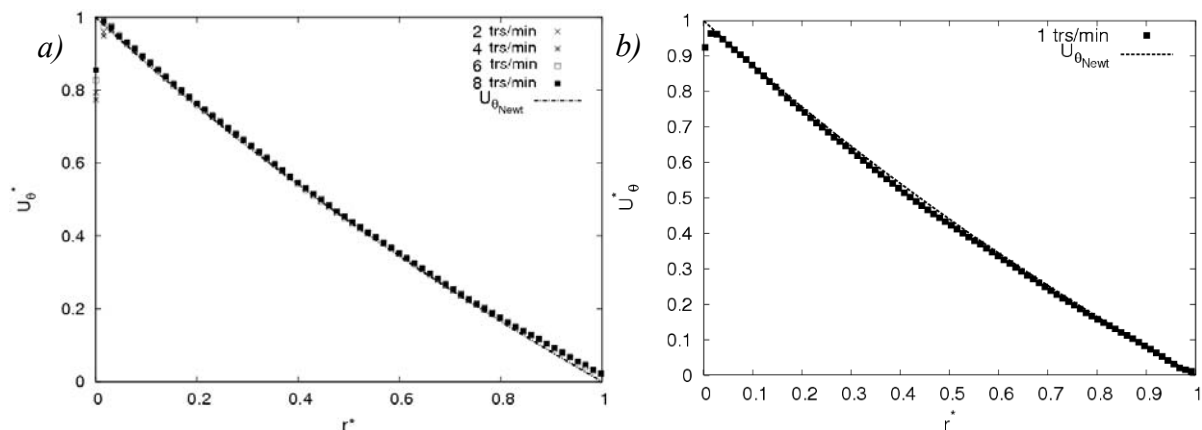


Fig. 2-40 : Profils de vitesses moyennes adimensionnées par la vitesse du rotor : a) dans un entrefer de 11 mm pour de la glycérine, b) dans un entrefer de 22,5 mm pour de l'eau.

2.6 CONCLUSION

Dans cette partie de la thèse sont présentés les différentes techniques et outils de caractérisation utilisés pour l'étude de la réduction de la traînée. La rhéométrie est utilisée pour caractériser les solutions de CTAC/NaSal, la PIV pour visualiser les écoulements en conduite et en cellule de Couette transparentes, et le modèle numérique (SUDRES3D) pour simuler les écoulements réducteurs de la traînée entre deux plaques parallèles.

Le coefficient de frottement est calculé à partir des pertes de pressions survenues lors de l'écoulement. Les résultats instantanés sont récupérés et traités statistiquement par un ordinateur puis validés pour trois diamètres différents (10, 17 et 22,5 mm) à l'aide des formules empiriques existantes (Blasius). Le system PIV est utilisé pour visualiser l'écoulement en conduite au travers d'un tube en verre borosilicaté. Les paramètres de calculs sont optimisés après plusieurs applications à de l'eau et une comparaison avec des résultats trouvés dans la littérature (Kim et al., 1987 et Eggels et al., 1994). Sachant que l'écoulement est statistiquement symétrique entre les deux moitiés du tube d'essai, la seule moitié supérieure du tube sera utilisée.

Le code de calcul SUDRES3D est utilisé dans ce travail de thèse pour simuler les écoulements réducteurs de la traînée (polymères et tensio-actifs), en se basant sur leurs comportements rhéologiques. Ce code est validé par un fluide newtonien (de l'eau) et une première application à une simple loi de puissance qui traduit la viscosité de cisaillement et de puissance modifiée traduisant les effets de cisaillement et d'élongation en même temps est faite. Une solution réductrice de la traînée à base de polymère (0,09 % CMC/XG) donne de bons résultats en régime laminaire. Le comportement en régime turbulent reste insuffisant comparé aux résultats trouvés expérimentalement en conduite.

En cellule de Couette, les profils laminaires d'une solution de Glycérine et de l'eau indiquent un écoulement laminaire purement newtonien. Ces résultats concordent parfaitement avec ceux de la solution théorique trouvée pour un fluide newtonien en régime laminaire.

3 EFFET D'UNE SOLUTION DE CTAC/NASAL SUR L'ÉCOULEMENT

Dans cette partie nous nous intéressons plus particulièrement à une solution réductrice de la traînée à base de CTAC/NaSal à basse concentration. Son étude et celui de son comportement en écoulement sont réalisés avec les différents dispositifs décrit et validés au chapitre précédent (rhéomètre double Couette et capillaire, mesure de perte de charges, mesures PIV-2D en conduite et en géométrie Couette et simulation numérique direct en canal).

Sont recherchés ici, les pertes de charges, les structures de la turbulence, les effets du glissement et l'impact de loi rhéologique simple sur le comportement en écoulement.

3.1 TENSIO-ACTIF ETUDIE

3.1.1 Système tensio-actifs de l'étude

Au début de la thèse, l'objectif était de trouver une solution de tensio-actifs biodégradables réductrice de la traînée. Je me suis basé sur les résultats de Gurka et al. (2004) qui ont démontré qu'à de faibles concentrations (à partir de 20 ppm) en surfactant biodégradable (Agnique PG 264-U appelé aussi Agrimul PG 2062Agrimul), les caractéristiques de la turbulence sont affectées. Les intensités axiales de la turbulence diminuent, les tensions de Reynolds ne représentent qu'un dixième de celles trouvées pour de l'eau et l'énergie turbulente est fortement réduite.

En utilisant la boucle d'essais conçue au sein du laboratoire (voir le chapitre précédent), et après plusieurs essais réalisés avec un surfactant biodégradable de la même famille que celui utilisé par Gurka et al. (2004), GlucoPON 650 EC de Cognis (même surfactant d'après Cognis), aucune réduction de traînée n'a été détectée. Notre choix a été orienté par la suite vers d'autres surfactants présentant d'autres types d'avantages, comme leur utilisation à de faibles concentrations, leur domaine d'application, leur résistance, etc.

En se basant sur les résultats de la littérature, notre choix est fixé sur le CTAC (CetyltriMethyl Ammonium Chloride, $C_{16}H_{33}N(CH_3)_3Cl$). Il appartient au groupe des surfactants cationiques. Il est peu affecté par les ions présents naturellement dans l'eau. Le sel de Sodium salicylate (NaSal) est utilisé comme sel stabilisateur (contreions). Ce type de surfactant est utilisable avec des concentrations infinitésimales, quelques ppm (à partir de 25 ppm) et la réduction de traînée couvre une plage de température assez importante à de faibles concentrations (de 10 jusqu'à 40°C avec une concentration inférieure à 100 ppm, Li et al., 2005).

Dans la partie expérimentale, des concentrations comprises entre 25 et 150 ppm sont étudiées. Ces concentrations ont été utilisées surtout dans les travaux de Itoh et al. (2004) et Kawaguchi et al. (2002), dans leurs différents travaux expérimentaux et numériques sur la réduction de la traînée. Le comportement rhéologique des solutions utilisées dans ce travail est rhéo-épaississant (voir la Fig. 3-1).

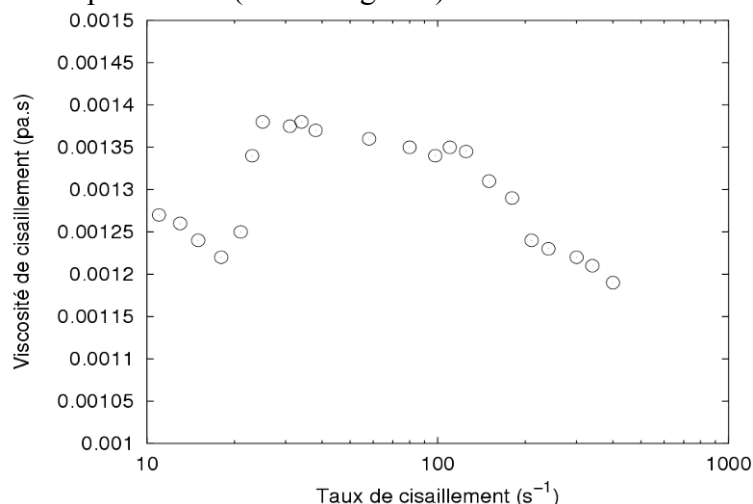


Fig. 3-1 : Viscosité apparente d'une solution de CTAC/NaSal dosée à 75 ppm, Itoh et al. (2004).

3.1.2 Préparation de la solution (CTAC/NaSal)

On dispose d'une solution de CetyltriMethyl Ammonium Chloride désignée généralement par CTAC (voir la formule développée sur Fig. 3-2) diluée et dosée à 25 % du poids et du sodium Salicylate (NaSal) pur à 99,5 % fourni par la société SIGMA-ALDRICH. On mélange dans un volume de deux litres environ d'eau du robinet la quantité nécessaire en tensio-actif afin d'obtenir une concentration voulue pour un volume de 35 litres (volume de la boucle d'essai) on ajoute la même concentration en poids en sodium Salicylate. Le tout est mélangé pendant 2 à 3 heures, puis dilué dans un volume de 33 litres pour obtenir le volume total de la boucle. On laisse la boucle tourner durant au minimum une heure avant de faire les mesures pour que la solution surfactants-contreions soit bien homogène.

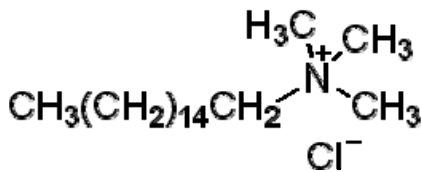


Fig. 3-2 : Formule développée de CetyltriMethyl Ammonium Chloride (CTAC).

3.1.3 Propriétés rhéologiques des solutions de CTAC/NaSal

Plusieurs études ont été consacrées à l'étude du lien entre la réduction de la traînée et le comportement rhéologique de la solution utilisée, viscosité, élasticité et effet d'élongation (Guillou et Makhloufi, 2002 et 2005, Li et al., 2001, 2004 et 2005, Lu et al., 1997, Bewersdorff and Gyr, 1998, Gyr et Bewersdorff, 1995, Zhang et al., 2005, Indartono et al., 2005, ... Yu et al., 2004, 2006). Ici la solution de CTAC/NaSal sera caractérisée avec un rhéomètre double Couette (AR1000) pour suivre l'évolution de la viscosité en fonction de la vitesse de cisaillement et un rhéomètre capillaire (D=0,53 mm) gravitaire pour mettre en évidence l'influence de la température et de la concentration sur le comportement rhéologique de la solution.

Les deux rhéomètres sont étalonnés et le couple corrigé avec une viscosité de référence certifiée ISO 17025.

Sur la figure présentée ci-dessous (Fig. 3-3) sont portés les résultats de mesure de la viscosité d'une solution de CTAC/NaSal dosé à 75 ppm et à une température de 20°C, dans une géométrie double Couette. A de faibles taux de cisaillement, la viscosité est légèrement inférieure à celle trouvée pour de l'eau. Avec l'augmentation du cisaillement, la viscosité se stabilise à une viscosité équivalente à celle trouvée pour du solvant pur.

Bien que le couple soit corrigé et le rhéomètre étalonné, il reste difficile de trouver des résultats exacts, sachant que la précision des rhéomètres dans le cas des faibles viscosités est mise en cause.

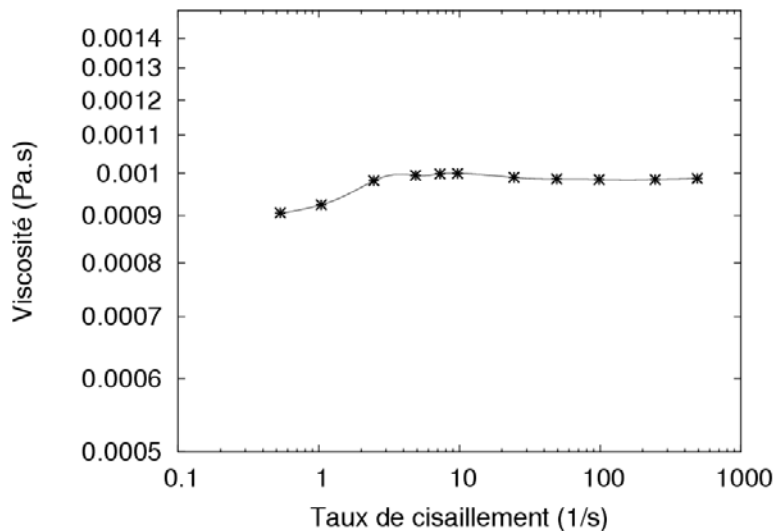


Fig. 3-3 : Viscosité de cisaillement en fonction du taux de cisaillement dans une géométrie double Couette d'une solution de CTAC/NaSal dosée à 75 ppm à 20°C.

La figure ci-dessous (Fig. 3-4, a) nous permet de suivre l'évolution de la viscosité en fonction de la concentration. A une température de 20°C, la viscosité augmente de 1,1 mPa.s ($\approx 1,1$ la viscosité de l'eau) à une concentration de 25 ppm, pour atteindre une valeur de 1,3 mPa.s à une concentration de 300 ppm avec un accroissement non linéaire. La viscosité reste stable entre 25 et 50 ppm, elle augmente rapidement entre 50 et 75 ppm pour finir avec une évolution moins rapide entre 75 et 300 ppm.

Dans un rhéomètre capillaire à écoulement gravitaire, on obtient une viscosité de 1,508 à 10°C, 1,318 à 15°C, 1,1772 à 20°C, 0,894 à 30°C et 0,708 à 40°C (en mPa.s). On remarque une très grande dépendance de la viscosité par rapport à la température de la solution (Fig. 3-4, b).

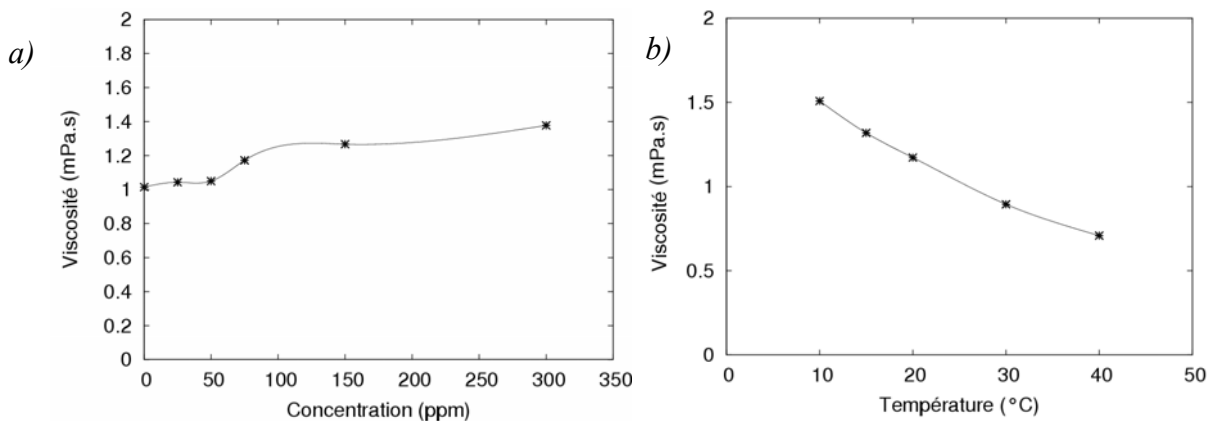


Fig. 3-4 : Viscosité cinématique d'une solution de CTAC/NaSal : a) en fonction de la concentration à $T=20^\circ\text{C}$, b) en fonction de la température à une concentration $C=75$ ppm.

Ces mesures rhéologiques montrent que les solutions aqueuses à base de CTAC/NaSal à faible concentration (25 ppm) possèdent des propriétés rhéologiques presque identiques à

celles de l'eau à des températures ambiantes bien qu'elles présentent des taux de réduction de traînée proches de 60 % (Li et al., 2005). Par contre, pour des concentrations légèrement supérieures (75 ppm) les propriétés rhéologiques sont légèrement différentes de celles de l'eau. Une légère viscoélasticité et une dépendance de la viscosité au taux de cisaillement apparaissent selon Li et al. (Li et al., 2008).

La vélocimétrie par images de particules nécessite un ensemencement par des traceurs. Ces traceurs sont ajoutés dans la solution à étudier (CTAC/NaSal) afin de déterminer exactement leur influence sur la viscosité de cette solution à 20°C. Le volume des particules en verre creuses utilisées en visualisation est déterminé durant la validation en fonction de la qualité de l'image et du nombre de particules visibles dans une fenêtre d'interrogation. On a opté pour une concentration de 100 particules environ par millilitre de solution (0,1 g/l). Les particules en verre creuses nous ont permis d'obtenir des valeurs de viscosité avec un écart de 1 % seulement par rapport à la valeur trouvée sans ensemencement. D'autres types de particules (plastique) nous donnent un écart de 2 %. Compte tenu de l'incertitude sur les mesures, ces deux écarts restent négligeables et la viscosité reste peu affectée par les particules d'ensemencement utilisées.

3.1.4 Conclusion

Les mesures de la viscosité au rhéomètre AR1000 avec une géométrie double Couette et simple Couette (non présentées ici) et au rhéomètre capillaire révèlent une viscosité faible, proche de celle de l'eau, avec une variation de l'ordre de l'incertitude des appareils. A 20°C et une concentration de 75 ppm en CTAC/NaSal, la viscosité est de l'ordre de 1 mPa.s dans le premier cas (rhéomètre AR1000) et d'environ 1,2 mPa.s, dans le second cas (rhéomètre capillaire).

La température et la concentration influent considérablement sur la viscosité de la solution étudiée. La viscosité passe de 1,4 mPa.s pour une température de 10°C à moins de 0,8 mPa.s à une température de 40°C et elle passe de 1,1 mPa.s à une concentration de 25 ppm à une valeur de 1,3 mPa.s pour une concentration de 300 ppm à une température fixe de 20°C.

3.2 ECOULEMENT D'UNE SOLUTION REDUCTRICE DE LA TRAINÉE EN CONDUITE : ETUDE EXPERIMENTALE

3.2.1 Influence du nombre de Reynolds sur la réduction de la traînée

La réduction de la traînée dépend fortement de la nature de l'écoulement et des forces de cisaillement générées durant cet écoulement. Pour cela, on essaiera de mettre en évidence l'influence du nombre de Reynolds sur les caractéristiques de l'écoulement en régime turbulent (profils de vitesses et turbulence). Les nombres de Reynolds à étudier, le débit, la vitesse moyenne, le coefficient de frottement et la vitesse à la paroi sont récapitulés dans le Tableau 3-1.

| Q (l/min) | Re | U (m/s) | C_f | U_t (m/s) |
|-------------|-----------------|-----------|-----------|-------------|
| 5,8 | ≈ 5700 | 0,2426 | 0,0056189 | 0,012858 |
| 9 | ≈ 9000 | 0,3767 | 0,0028224 | 0,014152 |
| 17,6 | ≈ 17500 | 0,7372 | 0,0022361 | 0,025016 |
| 26,4 | ≈ 24500 | 1,1061 | 0,0002703 | 0,032577 |
| 33 | ≈ 32000 | 1,3827 | 0,0001729 | 0,037738 |

Tableau 3-1 : Résultats de mesures de la perte de charge pour différents nombres de Reynolds.

L'évolution du coefficient de frottement en fonction du nombre de Reynolds pour un diamètre de 22,5 mm et une température de 20°C est donnée sur la figure Fig. 3-5. Le C_f diminue linéairement avec une pente légèrement supérieure à celle de Hagen-Poiseuille jusqu'à atteindre l'asymptote de Virk à un nombre de Reynolds proche de 10000. A des nombres de Reynolds supérieurs, on observe une petite région (10000<Re<12000) où le coefficient de frottement est presque constant. Par la suite (Re>12000), le C_f diminue de nouveau en suivant l'asymptote de Virk jusqu'à une valeur critique du nombre de Reynolds (Re≈45000) à partir de laquelle il augmente pour rejoindre la droite de Blasius. Ce type de comportement est largement commenté dans les travaux de Bewersdorff et Ohlendorf (1988) sur les écoulements de solutions de tensio-actifs. La réduction de la traînée atteint un taux de 60 % vers un nombre de Reynolds de 10000 et une valeur supérieure à 70 % vers Re≈35000, correspondant à des vitesses d'écoulement comprises entre 0,5 et 2 m/s (Fig. 3-6). La contrainte à la paroi en fonction du nombre de Reynolds présenté sur la figure Fig. 3-7 évolue de la même façon que le coefficient de frottement. On distingue trois régions différentes, la première, Re<10000, correspondant à une faible pente d'évolution de contrainte à la paroi, une deuxième région comprise entre Re=10000 et Re=40000 où la pente est légèrement supérieure mais elle reste encore faible (cette région est marquée par un taux de réduction important du coefficient de frottement). La troisième région correspond à des nombres de Reynolds supérieurs à 40000. Cette dernière est sans doute la région de post réduction de la

traînée. Elle est caractérisée par une forte pente d'évolution de la contrainte à la paroi en fonction du nombre de Reynolds.

Sur la figure Fig. 3-8 sont présentées les valeurs de la perte de pression en fonction de la vitesse débitante dans un diamètre de 22,5 mm à 20°C pour de l'eau et une solution de surfactants (CTAC/NaSal dosée à 75 ppm). A partir d'une vitesse débitante $U \approx 0,3$ m/s, la différence entre la perte de pression due à de l'eau et celle due aux tensio-actifs divergent. Cette divergence augmente progressivement pour atteindre son maximum vers une vitesse de 1,3 m/s. A cet endroit, la perte de pression avec une solution réductrice de traînée est de 12 mbar et pour de l'eau, elle avoisine 60 mbar. Pour les vitesses d'écoulements supérieures, l'écart entre les deux pertes de pression (eau-CTAC) se réduit, c'est la phase post-réduction de la perte de pression. Myska and Chara (2001) ont observé le même comportement dans leurs applications aux circuits de chauffage pour d'autres types de surfactants (SPE 98330).

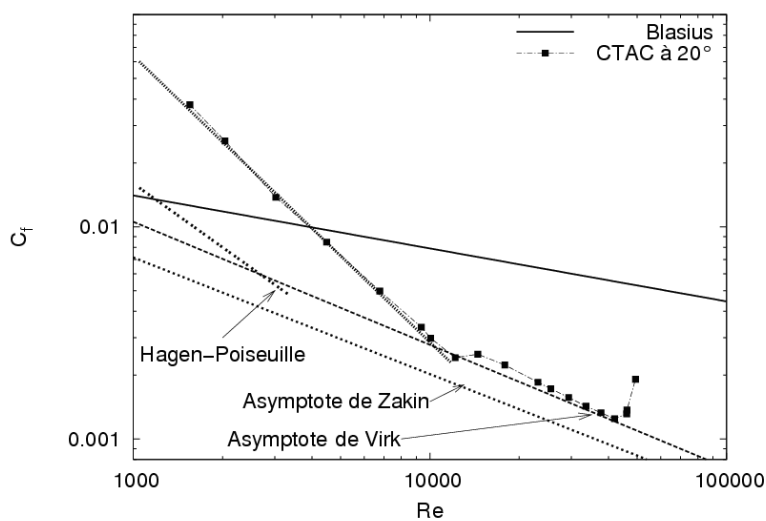


Fig. 3-5 : Coefficient de frottement en fonction du nombre d'une solution de CTAC/NaSal dosée à 75 ppm, $D=22,5$ mm, $T^\circ=20^\circ\text{C}$.

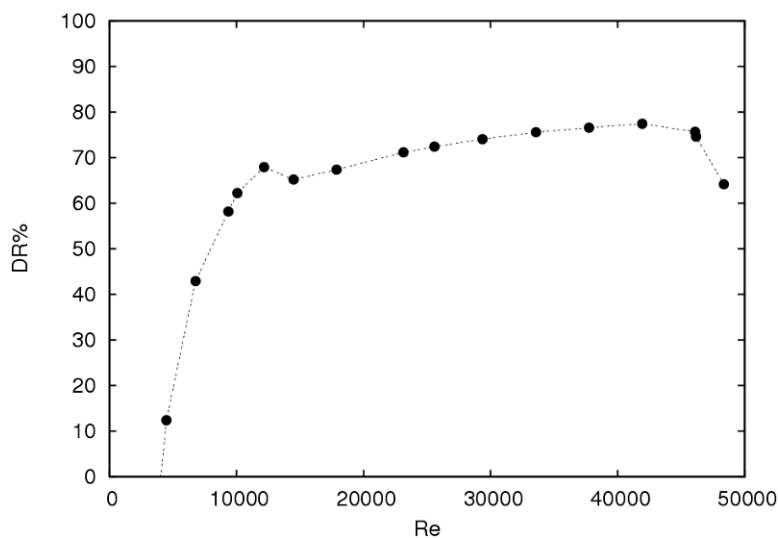


Fig. 3-6 : Réduction de traînée en fonction du nombre de Reynolds d'une solution de CTAC/NaSal dosée à 75 ppm, $D=22,5$ mm, $T^\circ=20^\circ\text{C}$.

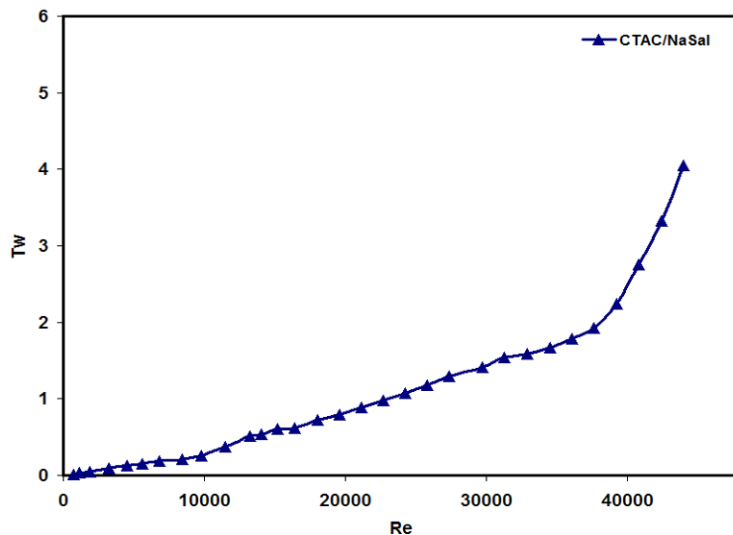


Fig. 3-7 : Evolution de la contrainte à la paroi en fonction du nombre de Reynolds d'une solution de CTAC/NaSal dosée à 75 ppm, $D=22,5$ mm, $T^{\circ}=20^{\circ}\text{C}$.

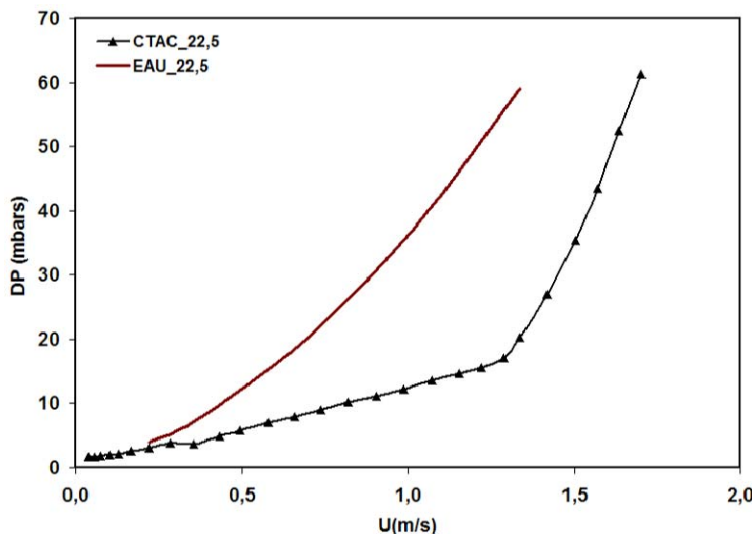


Fig. 3-8 : La perte de pression en fonction de la vitesse débitante d'une solution de CTAC/NaSal dosé à 75 ppm comparé à de l'eau, $D=22,5$ mm, $T^{\circ}=20^{\circ}\text{C}$.

L'écoulement en conduite de solutions de tensio-actifs est différent de celui trouvé pour un fluide newtonien. Même si l'écoulement est turbulent, les profils de vitesses restent caractérisés par une allure spécifique, différente de celle du régime turbulent du solvant. Si on prend un fluide newtonien comme de l'eau par exemple, l'écoulement devient théoriquement pleinement turbulent dès que l'on dépasse un nombre de Reynolds de 3000. Les profils de vitesses adimensionnés en ce régime sont caractérisés par la même allure indépendamment du nombre de Reynolds. Par contre, dans le cas des fluides à base du CTAC/NaSal, les profils de vitesses continuent d'évoluer avec le nombre de Reynolds. L'écoulement ne commence à se stabiliser qu'à des nombres de Reynolds supérieurs à 17500 (Fig. 3-9).

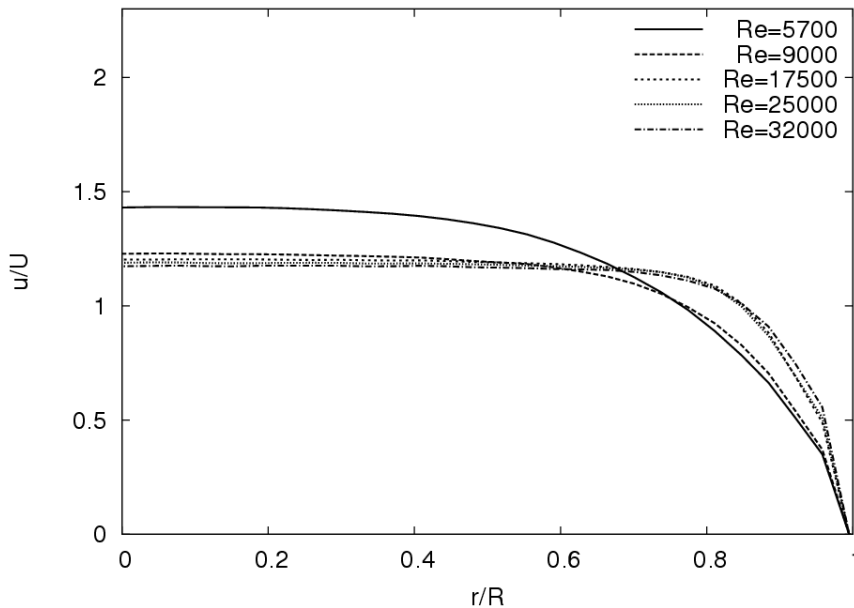


Fig. 3-9 : Profils moyens de vitesses adimensionnés à différents nombre de Reynolds d'une solution de CTAC/NaSal dosée à 75 ppm, $D=22,5$ mm, $T=20^{\circ}\text{C}$.

Les solutions réductrices de perte de charge présentent des profils adimensionnés de forme évolutive avec le nombre de Reynolds tandis que celles d'un fluide newtonien turbulent restent les mêmes. Une comparaison des profils de vitesses pour de l'eau et une solution de surfactants à différents régimes d'écoulement est présentée dans la figure Fig. 3-10. A faible nombre de Reynolds ($Re \approx 5700$), les solutions réductrices de la traînée présentent un gradient de vitesses faible près de la paroi. Cependant, ce gradient est plus important dans la zone intermédiaire se situant entre la paroi et le centre de la conduite comparé à celui trouvé pour de l'eau. C'est en quelque sorte un profil intermédiaire entre l'écoulement laminaire et turbulent. Avec l'augmentation du nombre de Reynolds (du débit), le profil trouvé pour une solution de CTAC/NaSal dosée à 75 ppm change d'allure. On distingue trois régions distinctes : une région près de la paroi où le gradient de vitesses des solutions réductrices de traînée est plus faible comparé à celui du solvant, une région intermédiaire où le gradient de vitesses devient plus important et enfin une région près du centre de la conduite où le gradient de vitesses des solutions de CTAC/NaSal présente un gradient nul avec un profil horizontal.

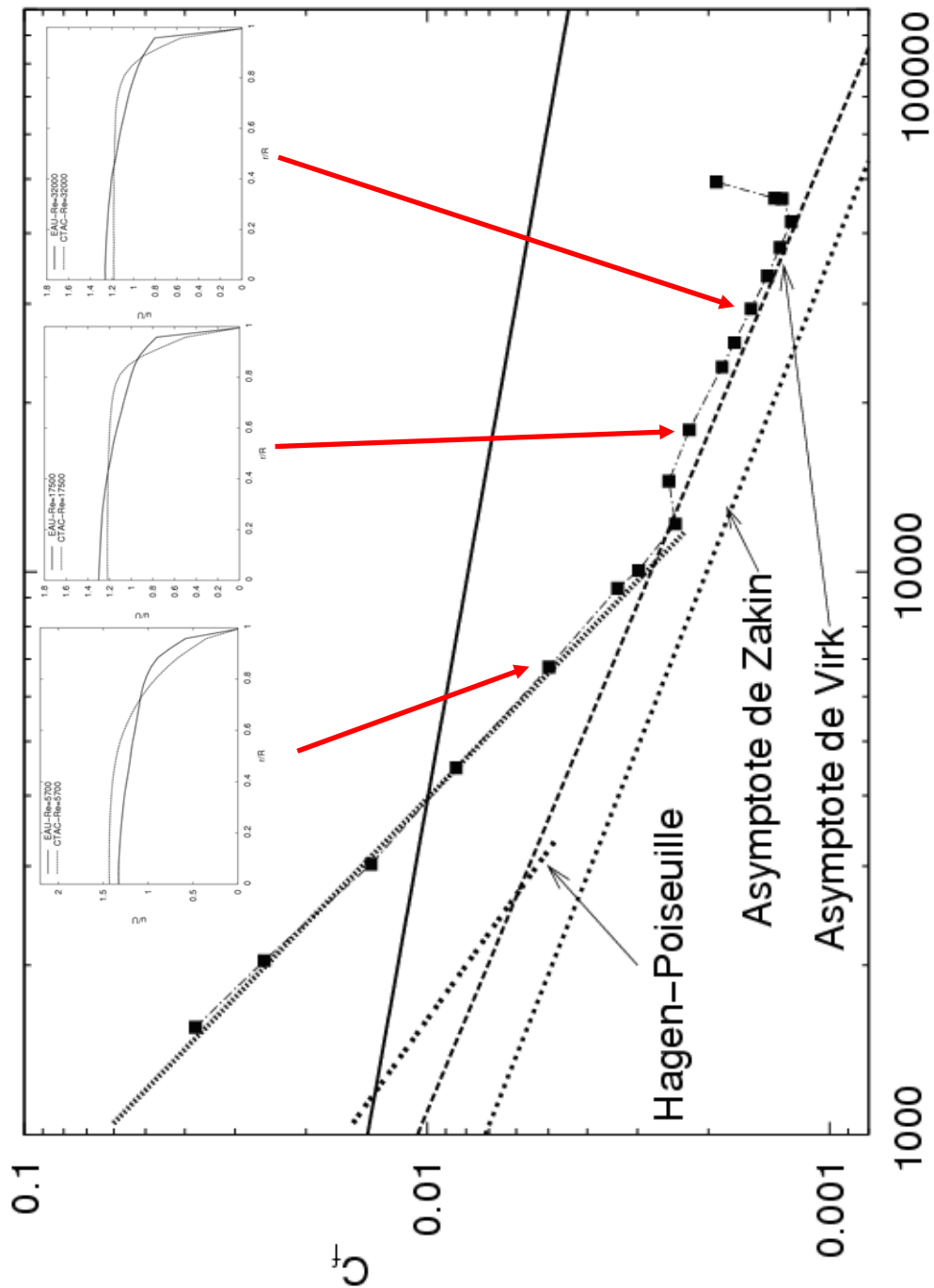


Fig. 3-10 : Comparaison des profils moyens de vitesses pour de l'eau et d'une solution de CTAC/NaSal à 75 ppm à différents nombres de Reynolds, $D=22,5$ mm, $T=20^\circ\text{C}$.

Sur la figure Fig. 3-11 sont présentés les profils de vitesses moyens normalisés par la vitesse à la paroi ($u^+=u(r)/u_\tau$) en fonction de la distance normalisée à la paroi ($y^+=y \cdot u_\tau/\nu$). On distingue deux différents types de profils de vitesses qui dépendent du nombre de Reynolds.

A des nombres de Reynolds de 5700 et 9000, les profils suivent une pente proche de l'asymptote de Virk au début ($y^+ \leq 70$), pour rejoindre à la fin une droite parallèle à celle

trouvée pour de l'eau (Fig. 3-11, a). A de forts nombres de Reynolds (≥ 17500), les résultats suivent la droite de Virk ($u^+ = 11.7 \ln(y^+) - 17$) jusqu'à atteindre une distance y^+ proche de 100 à partir de laquelle, le comportement change d'allure pour suivre une droite parallèle à celle trouvée pour de l'eau (Fig. 3-11, b). Ces résultats sont proches des ceux préexistants sur le comportement des solutions de tensio-actifs (Bewersdorff and Ohlendorf, 1988, Gyr et Bewersdorff and Gyr, 1998, Yu et al., 2004, etc.).

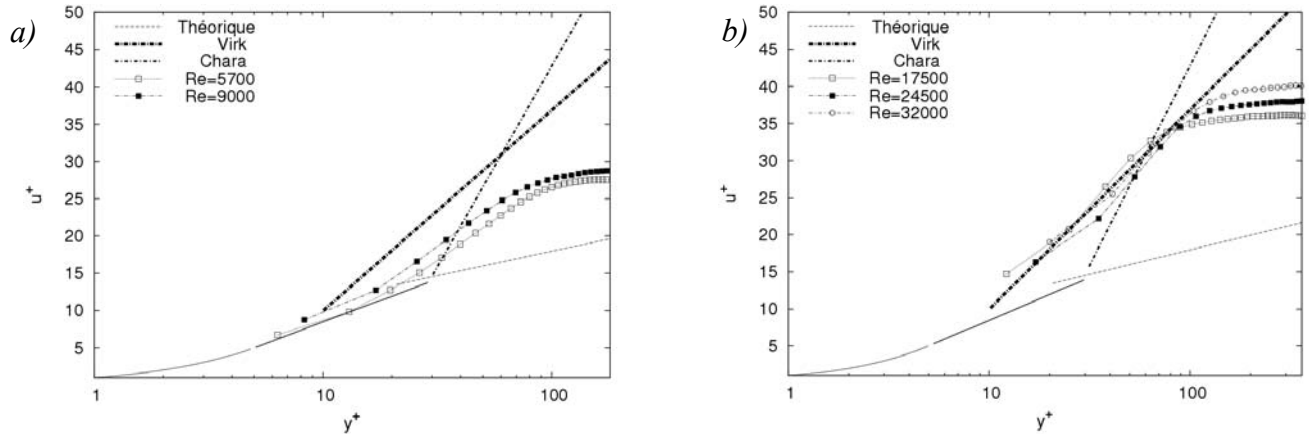


Fig. 3-11 : Profils moyens de vitesses en coordonnées de paroi d'une solution de CTAC/NaSal dosée à 75 ppm à différents nombres de Reynolds, $D=22,5$ mm, $T=20^\circ\text{C}$.

Les intensités axiales de la turbulence suivant les deux axes de l'écoulement à différents nombres de Reynolds pour de l'eau et d'une solution de CTAC/NaSal sont présentées sur la figure Fig. 3-12. A $\text{Re}=5700$, les intensités axiales de la turbulence des solutions d'additifs suivant l'axe de l'écoulement sont du même ordre de grandeur que celles d'un fluide newtonien au centre de la conduite. Près de la paroi, une légère baisse des fluctuations est constatée pour les solutions à base de CTAC. Suivant l'axe perpendiculaire à l'axe de l'écoulement, les fluctuations affichent des valeurs inférieures à celles trouvées pour un fluide newtonien. A fort nombre de Reynolds ($\text{Re}=32000$), les intensités de la turbulence suivant l'axe de l'écoulement sont légèrement supérieures à celles trouvées pour du solvant pur mais elles évoluent de la même manière que ses dernières. Suivant l'axe transversal, les intensités axiales de la turbulence sont identiques à celles trouvées pour de l'eau.

Les tensions de Reynolds adimensionnées par le carré de la vitesse à la paroi (u_τ^2) pour une solution de surfactants et de l'eau sont présentées dans la figure Fig. 3-13. Les tensions de Reynolds d'un écoulement réducteur de traînée (Fig. 3-13, b) tendent vers des valeurs nulles, même à fort nombre de Reynolds (Fig. 3-13, a), contrairement aux résultats trouvés pour de l'eau. Les tensions de Reynolds nulles sont une caractéristique de la réduction de la traînée selon Gyr and Bewersdorff (1995). Sont données dans la figure Fig. 3-14, les énergies turbulentes pour de l'eau et pour une solution de surfactants à différents nombres de Reynolds. La différence de l'énergie turbulente entre les deux types d'écoulement (eau et CTAC/NaSal) est importante. L'énergie turbulente trouvée pour des solutions de tensio-actifs est d'environ un tiers (1/3) inférieure à celle trouvée pour de l'eau à un nombre de Reynolds de 17500, elle atteint deux tiers (2/3) à un nombre de Reynolds de 24500 pour finir à un peu

moins de 50 % pour les forts nombres de Reynolds ($Re \approx 32000$). Cette évolution de l'énergie turbulente semble suivre le taux de réduction de traînée.

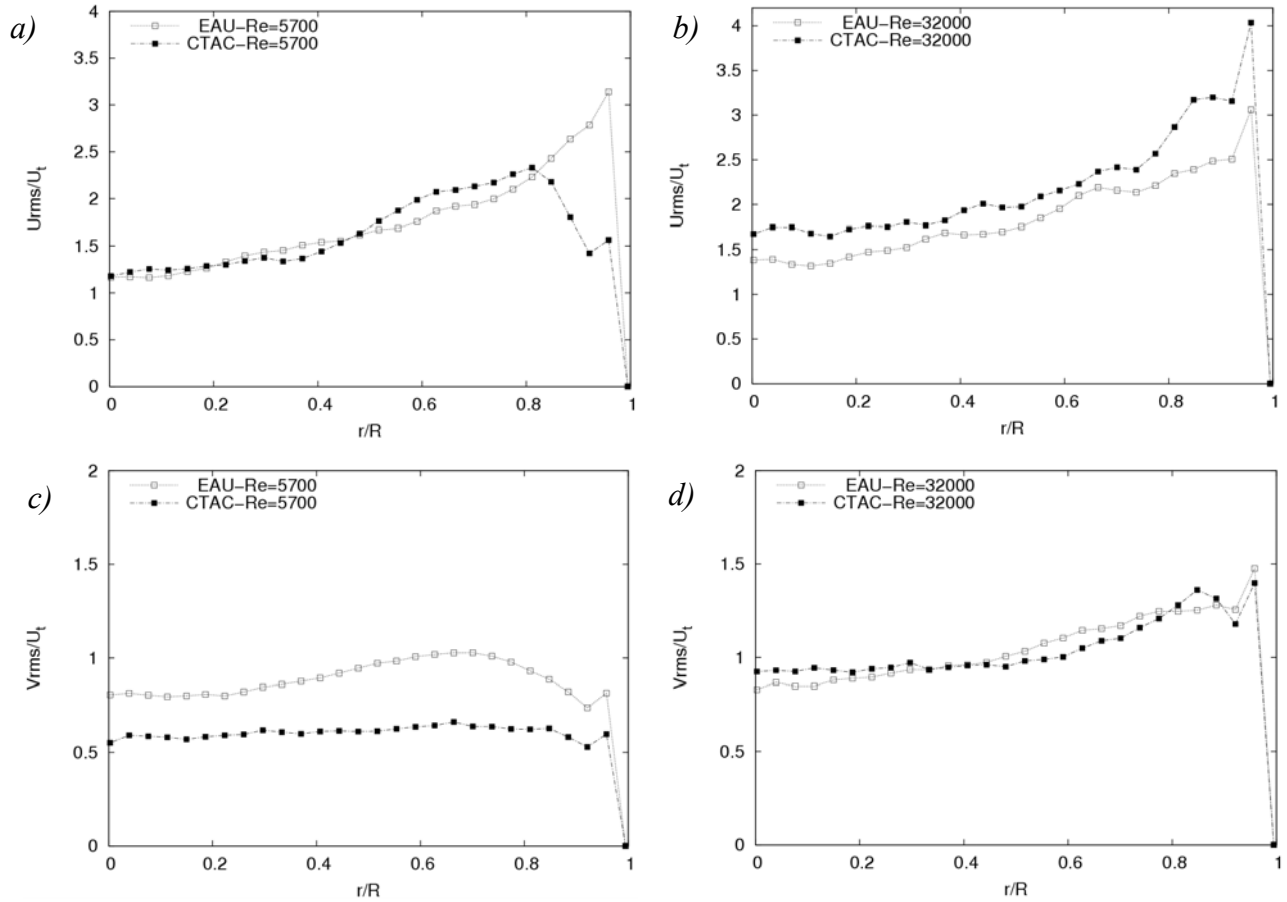


Fig. 3-12 : Intensités de la turbulence suivant les deux axes de l'écoulement pour de l'eau et d'une solution de CTAC/NaSal à 75 ppm, $D=22,5$ mm, $T=20^\circ\text{C}$.

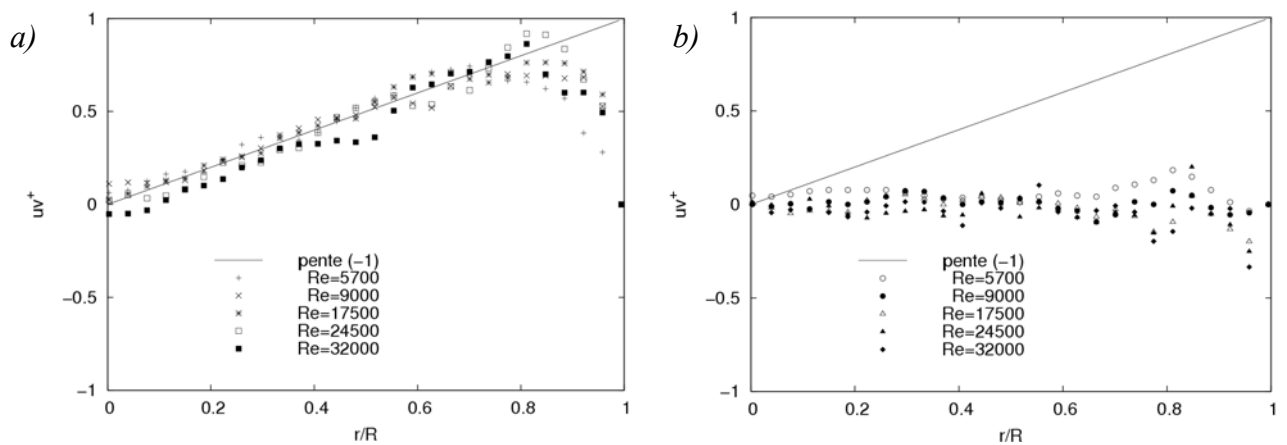


Fig. 3-13 : Tensions de Reynolds, a) pour de l'eau, b) pour une solution de CTAC/NaSal à 75 ppm, $D=22,5$ mm, $T=20^\circ\text{C}$.

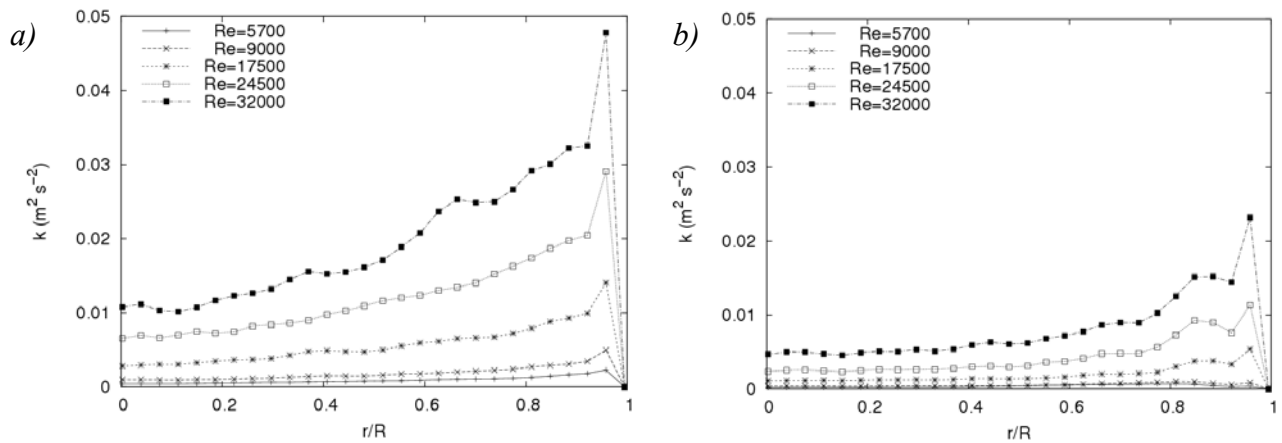


Fig. 3-14 : Energie turbulente a) pour de l'eau, b) pour une solution de CTAC/NaSal dosée à 75 ppm, $D=22,5$ mm, $T=20^{\circ}\text{C}$.

Les normes de vitesses adimensionnées par la vitesse débitante, pour de l'eau et une solution de surfactant sont présentées sur la figure Fig. 3-15. L'organisation des couches d'iso-normes de vitesses est différente entre une solution réductrice de la traînée et du solvant pur. Près de la paroi, l'écoulement est plus stable dans le cas des surfactants et les vitesses instantanées évoluent moins rapidement comparées à celles trouvées pour de l'eau aux mêmes conditions. C'est une sorte de laminarisation de l'écoulement avec des fluctuations plus faibles près de la paroi. Avec l'augmentation du nombre de Reynolds, le comportement reste identique mais accompagné d'une évolution plus rapide des vitesses en allant de la paroi vers le centre de la conduite. Ce constat a également été rapporté dans les travaux de Kawaguchi et al., 2002 avec des conditions expérimentales différentes des nôtres.

Les vitesses instantanées présentées sur la figure Fig. 3-16 sont amputées de la vitesse moyenne débitante pour de l'eau et une solution de surfactants à différents nombres de Reynolds ($Re=5700$ et $Re\approx 24500$). Aux nombres de Reynolds de 5700, l'écoulement des solutions de CTAC/NaSal semble plus stable et la région de forte turbulence se trouve plus éloignée de la paroi que dans le cas de l'eau pure. Près du centre, l'écoulement fait apparaître des vecteurs vitesses parallèles à l'axe de l'écoulement dans les cas des solutions réductrices de traînée et une légère déviation dans le cas des solutions newtoniennes. Si on fait augmenter le nombre de Reynolds ($Re\approx 24500$), les vecteurs vitesses sont plutôt dans le sens de l'écoulement lors d'un écoulement réducteur de la traînée tandis que l'écoulement est fortement instable dans le cas du solvant pur (eau).

Les lignes de courant qui peuvent nous donner un aperçu sur la trajectoire suivie par une particule à l'intérieur du volume fluide lors de l'écoulement sont présentées sur la figure Fig. 3-17 pour un nombre de Reynolds de 24500. Les écoulements des solutions de tensio-actifs semblent indiquer un écoulement moins turbulent que le solvant pur. On distingue des lignes de courant parallèles au centre de l'écoulement occupant 75 % du demi-rayon de la conduite dans les cas des solutions réductrices de pertes de charge. Cela est caractérisé par une présence moins importante des tourbillons dans le corps de l'écoulement et des vecteurs vitesses orientés dans la direction principale de l'écoulement. Les lignes du courant pour de l'eau pure comme fluide ne sont plus parallèles exceptée la partie la plus proche du centre de la conduite qui présente des lignes plus ou moins orientées dans la direction de l'écoulement.

La visualisation de deux types de fluide en mouvement turbulent (newtonien et solution d'additifs) à différents nombres de Reynolds confirme que pour un même nombre de Reynolds, l'écoulement est plus turbulent dans le cas d'un solvant pur que dans le cas d'une solution de CTAC/NaSal dosée à 75 ppm. Si on se réfère aux résultats trouvés dans la littérature (Gasljevic, 1997, Zakin et al., 1998, Gyr and Bewersdorff, 1995), on pourra expliquer ce phénomène par un retardement de l'apparition d'un écoulement pleinement turbulent, conséquence d'un changement du comportement de la solution en régime turbulent. Selon Gyr et Bewersdorff, 1995, cela peut s'expliquer par le comportement des chaînes de surfactants présentes en solution qui s'organisent suivant le sens de l'écoulement et empêchent le développement d'une turbulence équivalente à celle d'un écoulement newtonien (solvant pur). L'organisation particulière des tourbillons et les échelles de turbulence développées conduisent à un niveau de dissipation moins conséquent que dans le cas des écoulements newtoniens.

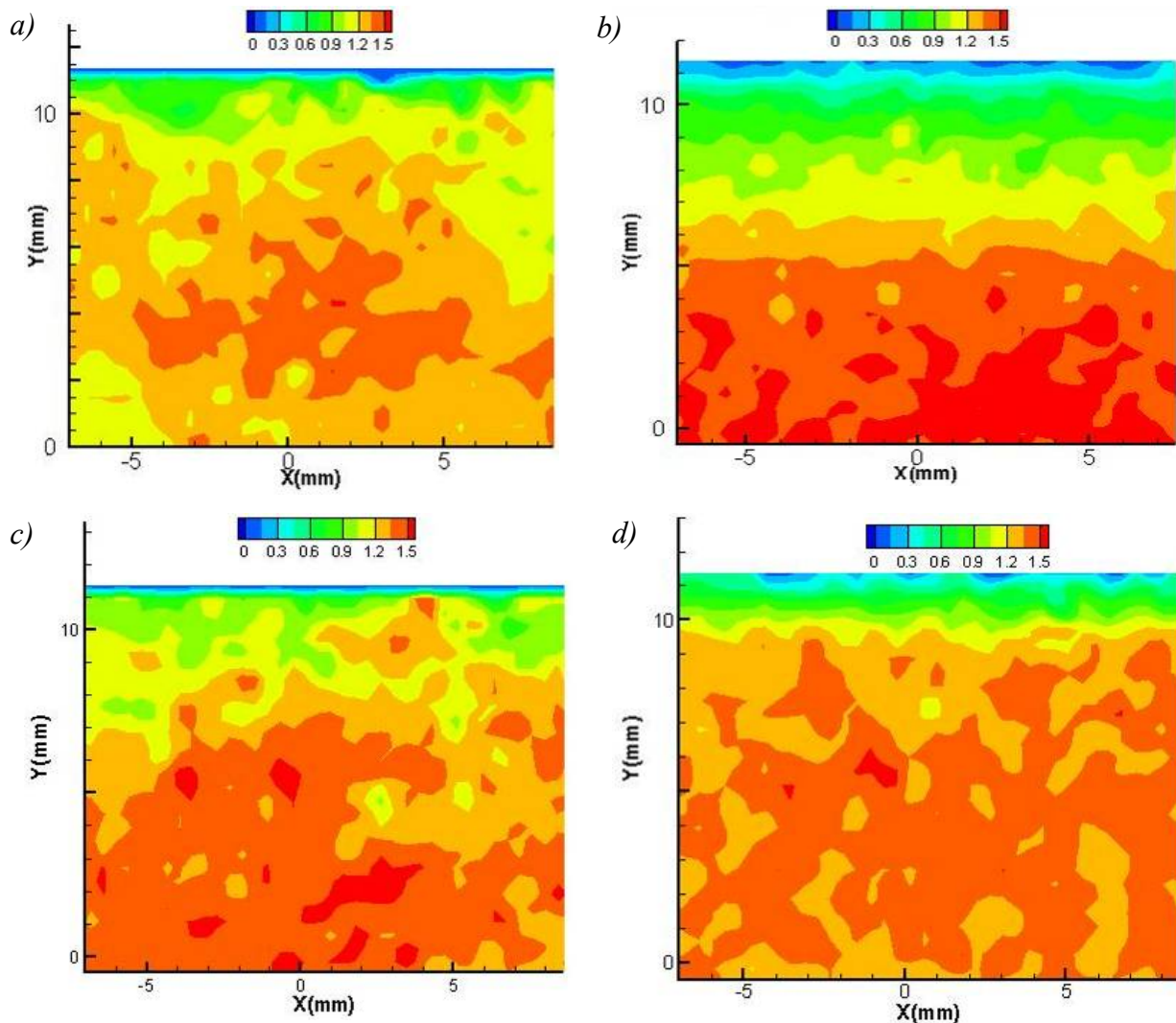


Fig. 3-15 : Normes de vitesses adimensionnées par la vitesse débitante : a) pour de l'eau à $Re=5700$, b) pour une solution de surfactants à $Re=5700$, c) pour de l'eau à $Re\approx 24500$, d) pour une solution de surfactant à $Re\approx 24500$ ($C=75$ ppm, $D=22,5$ mm, $T=20^\circ\text{C}$).

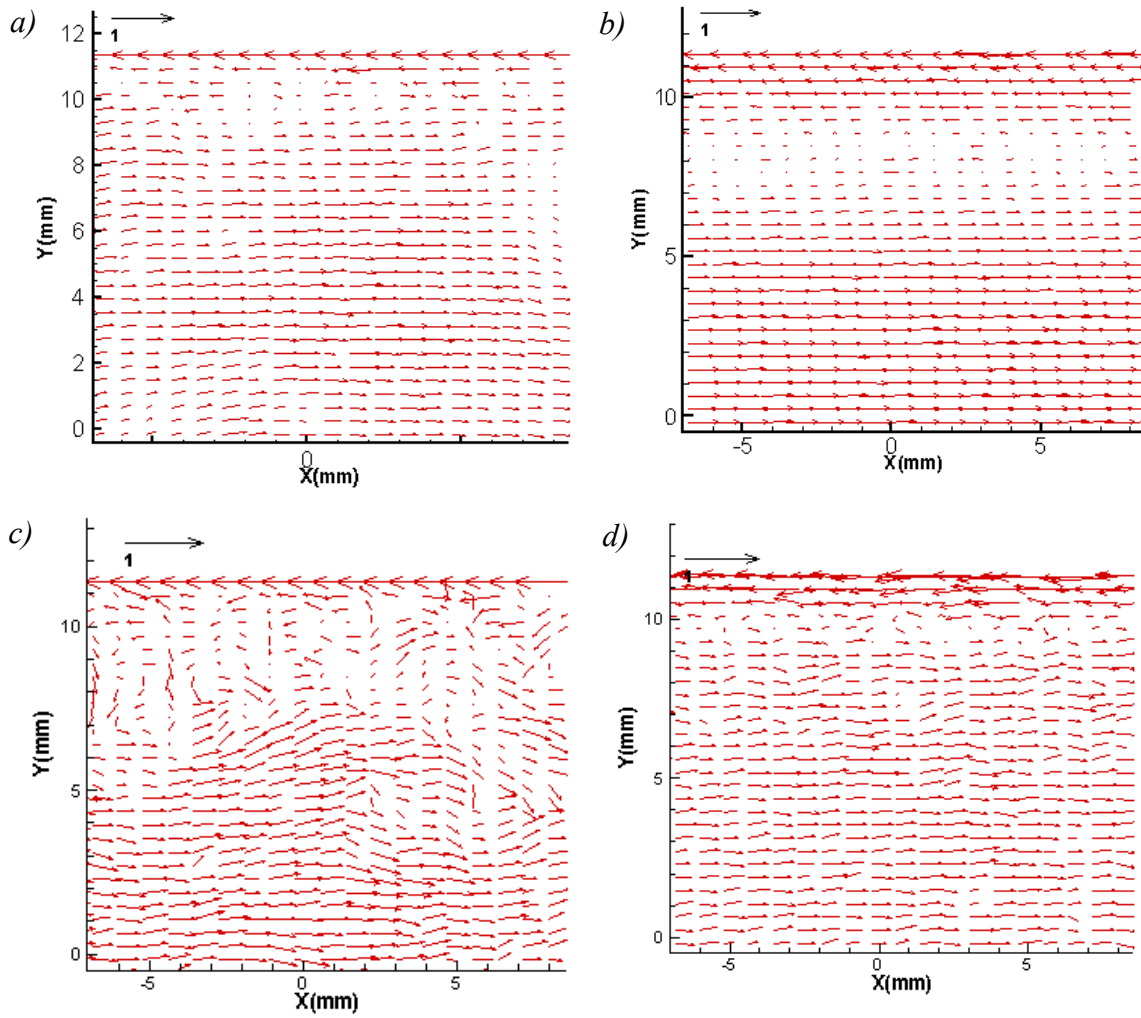


Fig. 3-16 : Vitesses instantanées amputées de la vitesse moyenne : a) pour de l'eau à $Re=5700$, b) pour une solution de surfactants à $Re=5700$, c) pour de l'eau à $Re\approx 24500$, d) pour une solution de surfactants à $Re\approx 24500$ ($C=75$ ppm, $D=22,5$ mm, $T=20^\circ C$).

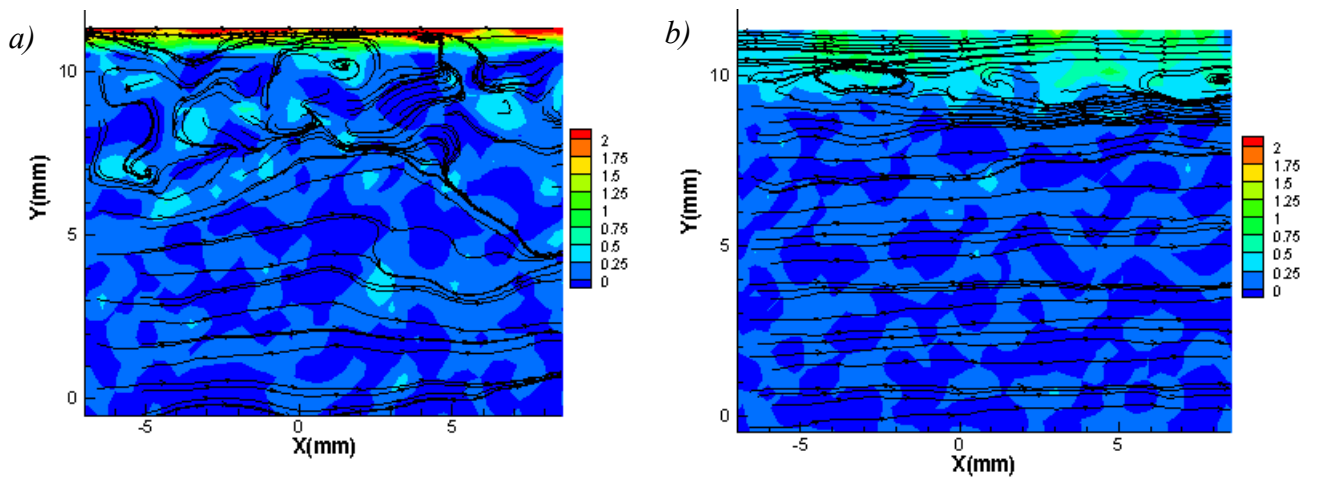


Fig. 3-17 : Rotationnel et lignes de courant à un nombre de Reynolds de 24500, a) pour de l'eau, b) pour une solution de CTAC/NaSal ($C=75$ ppm, $D=22,5$ mm, $T=20^\circ C$).

3.2.2 Influence du diamètre sur la réduction de la traînée

Le coefficient de frottement en fonction du nombre de Reynolds pour des diamètres de 10, 17 et 22,5 mm à une température de 20°C est donné par la figure Fig. 3-18. Lorsque le nombre de Reynolds est inférieur à 10000, le coefficient de frottement suit une droite de pente linéaire parallèle à celle trouvée pour de l'eau en régime laminaire, puis l'asymptote de Virk à des nombres de Reynolds supérieurs. Le décrochement du coefficient de frottement de cette asymptote se fait à des nombres de Reynolds différents dépendant du diamètre de la conduite, vers 20000 pour un diamètre de 10 mm, 30000 pour 17 mm et plus de 40000 pour un diamètre de 22,5 mm (Bewersdorff et Ohlendorf (1988) ont aussi remarqué une influence non négligeable du diamètre sur la réduction la traînée dans leurs travaux avec des concentrations beaucoup plus supérieures aux nôtres).

Des courbes montrant la perte de pression mesurée en fonction du débit dans une conduite pour de l'eau et une solution de CTAC/NaSal dosée à 75 ppm maintenue à 20°C sont présentées sur la figure Fig. 3-19. La perte de pression évolue d'une manière différente entre les deux diamètres présentés (10 et 17 mm). Pour un diamètre de 10 mm et un débit de 8 l/min (équivalent au maximum de réduction de coefficient de frottement), on trouve une valeur de ΔP égale 70 mbar pour une solution de surfactant et plus de 200 mbar pour un même débit dans le cas du solvant pur. A 17 mm et un débit de 25 l/min, les mesures de perte de pression atteignent des valeurs proches de 150 mbar pour de l'eau et ne dépassent pas 40 mbar pour une solution réductrice de traînée.

Le taux de réduction de la traînée en fonction du nombre de Reynolds et de la vitesse débitante est présenté sur la figure Fig. 3-20. Le maximum de la réduction de la traînée est d'environ 65 % à un diamètre de 10 mm avec une étendue d'application allant jusqu'à des nombres de Reynolds avoisinant les 20000. Ce taux de réduction dépasse légèrement les 70 % à un diamètre de 17 mm avec une efficacité atteignant des nombres de Reynolds supérieurs à 30000. A un diamètre de 22,5 mm, la réduction de la traînée frôle les 80 % à un nombre de Reynolds de 45000.

En hydraulique, le débit et la vitesse d'écoulement sont des paramètres souvent utilisés durant l'étude d'un projet. La figure Fig. 3-21 qui nous donne la réduction de la traînée en fonction du débit pompé, peut nous aider à choisir le diamètre du circuit hydraulique à utiliser. Pour de faibles débits, une réduction de traînée supérieure à 50 % peut être obtenue entre 3 et 8 l/min. Pour des débits compris entre 5 et 22 l/min environ, un diamètre de 17 mm nous donne des résultats satisfaisants avec des réductions de traînée supérieures à 65 %. Si le système demande un débit plus conséquent, un diamètre de 22,5 nous donne une réduction de traînée supérieure à 65 % et peut atteindre les 80 % entre un débit de 15 et 45 l/min. Les vitesses correspondant aux taux de réduction de la traînée à différents diamètres sont présentées sur la figure Fig. 3-22. Le maximum de réduction de la perte de charge est compris entre une vitesse de 0,5 et 2 m/s pour les trois diamètres avec une légère augmentation de la vitesse maximale limite vers des valeurs plus importantes avec l'accroissement du diamètre.

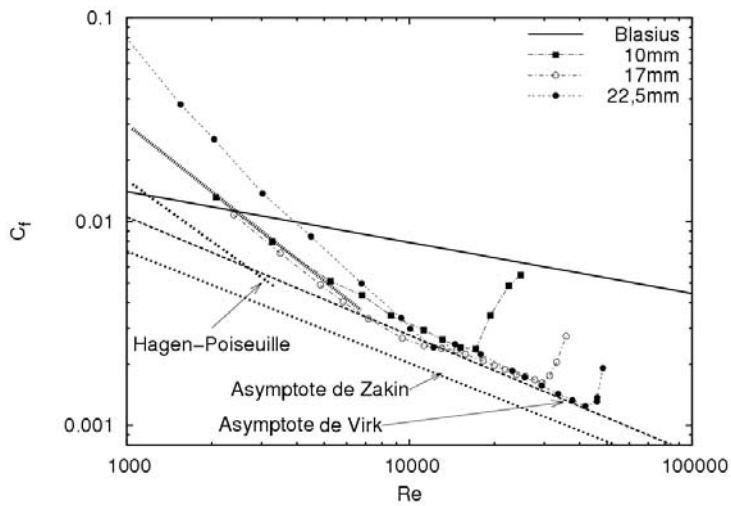


Fig. 3-18 : Evolution du coefficient de frottement en fonction du nombre de Reynolds, ($C=75$ ppm et $T^{\circ}=20^{\circ}C$).

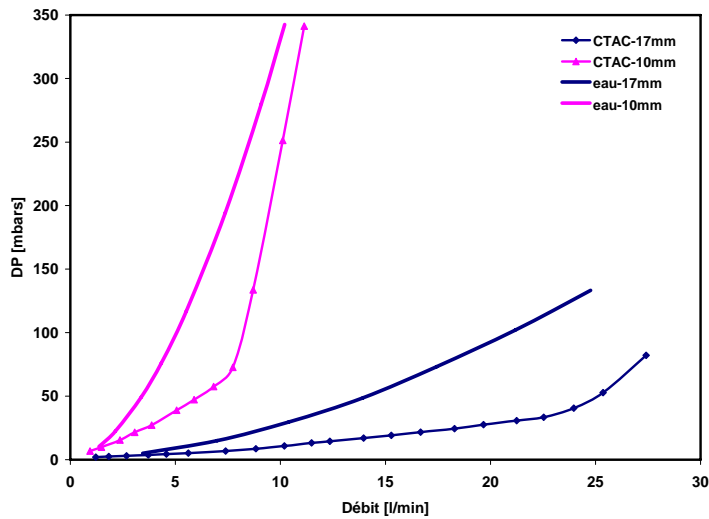


Fig. 3-19 : Evolution de la perte de pression en fonction du débit ($C=75$ ppm et $T^{\circ}=20^{\circ}C$).

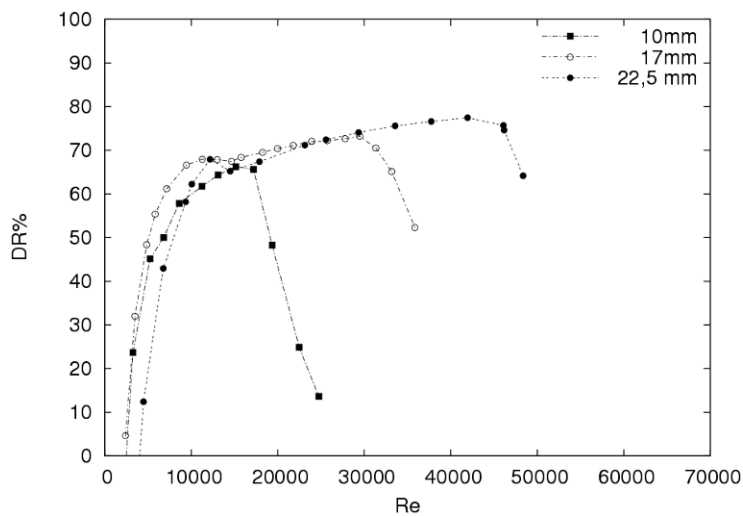


Fig. 3-20 : Evolution de la réduction de traînée en fonction du nombre de Reynolds ($C=75$ ppm et $T^{\circ}=20^{\circ}C$).

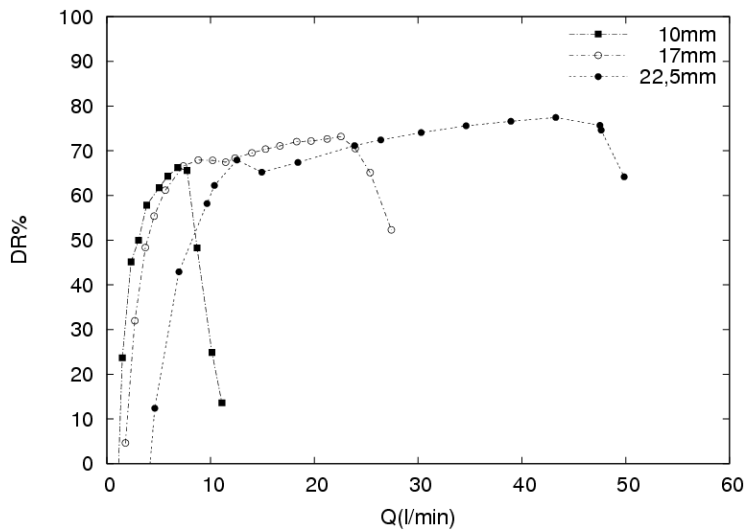


Fig. 3-21 : Evolution de la réduction de traînée en fonction du débit ($C=75$ ppm et $T^{\circ}=20^{\circ}C$).

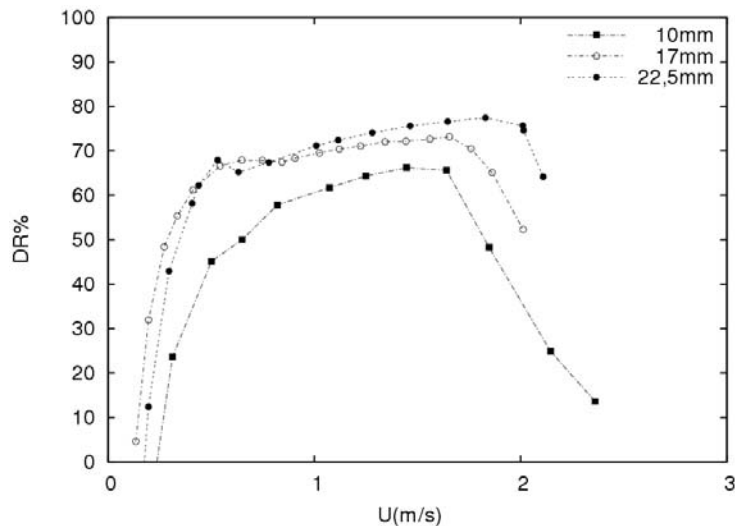


Fig. 3-22 : Evolution de la réduction de traînée en fonction de la vitesse débitante ($C=75$ ppm et $T^{\circ}=20^{\circ}C$).

En traçant le nombre de Reynolds critique en fonction du diamètre interne de la conduite à une température de $20^{\circ}C$ et une concentration de 75 ppm (Fig. 3-23), on obtient une droite qui peut être approchée par l'équation Eq. 3-1. Si ce comportement se confirme pour d'autres diamètres, on sera en mesure de prédire le domaine d'application et la vitesse d'écoulement correspondant à chaque solution de tensio-actifs en se référant au comportement du nombre de Reynolds critique en fonction du diamètre (équation d'évolution du nombre de Reynolds critique en fonction du diamètre). Cette approche nous permettra de choisir d'une manière objective le diamètre de la conduite approprié pour un domaine d'application ou une vitesse d'écoulement demandée.

La vitesse moyenne d'écoulement à partir de laquelle la réduction de la traînée commence à baisser (correspondant au nombre de Reynolds critique) passe d'une valeur de 1,5 m/s à un diamètre de 10 mm à plus de 1,8 m/s à un diamètre de 22,5 mm. Cela confirme une augmentation de l'étendue de la réduction de la traînée en terme de vitesses d'écoulement en

plus du nombre de Reynolds qui est généralement utilisé (Aguilar et al., 2001 et Bewersdorff et Ohlendorf, 1988).

$$\text{Eq. 3-1} \quad \text{Re}_c = 2137,7x - 6415,5$$

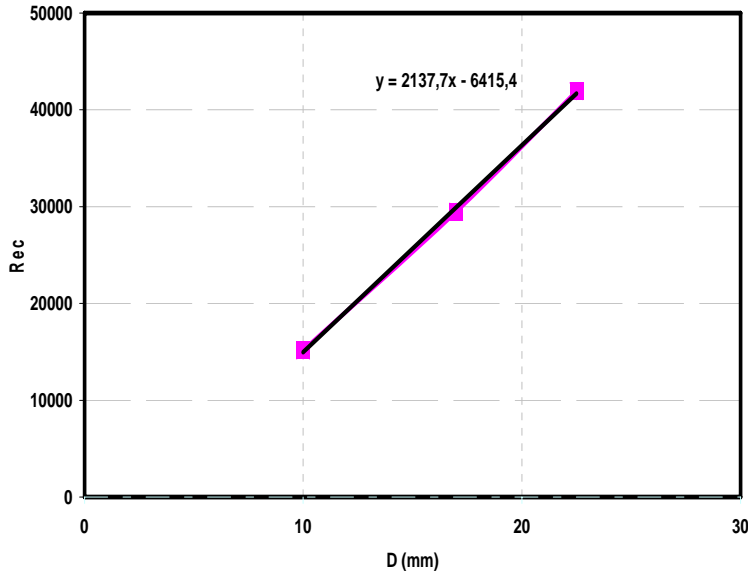


Fig. 3-23 : Evolution du nombre de Reynolds critique en fonction du diamètre de la conduite ($C=75$ ppm, et $T^{\circ}=20^{\circ}\text{C}$).

Sur la figure Fig. 3-24 sont présentés les profils de vitesses moyennes adimensionnées en coordonnées de paroi pour différents nombres de Reynolds à une concentration de 75 ppm et une température de 20°C . Ces profils suivent l'asymptote de Virk dès la première valeur jusqu'à une valeur de $y^+ \approx 100$ ($10 < y^+ < 100$) pour finir en droite horizontale pour des valeurs supérieures de y^+ à un diamètre de 22,5 mm. Tandis qu'à un diamètre de 17 mm, les profils de vitesses moyennes adimensionnées en coordonnées de paroi affichent des valeurs supérieures à l'asymptote de Virk et ne finissent par la rejoindre qu'à des valeurs de $y^+ > 30$ et enfin changer de comportement à des valeurs de $y^+ > 150$. Proche de la paroi, cette différence peut être expliquée par une déformation optique plus importante de l'image près de la paroi d'où l'intérêt d'utiliser un diamètre plus grand pour avoir des résultats plus précis.

Les tensions de Reynolds données par la figure Fig. 3-25 présentent une différence non négligeable entre un diamètre de 17 et de 22,5 mm. Aux nombres de Reynolds inférieurs à 24500 (entre $\text{Re} \approx 5600$ et $\text{Re} \approx 24500$), les résultats fluctuent autour d'une valeur nulle pour les deux diamètres 17 et 22,5 mm. A un nombre de Reynolds de 32000, les tensions de Reynolds restent fluctuantes autour d'une valeur proche de zéro à un diamètre de 22,5 mm et augmentent à $D=17$ mm pour se rapprocher des résultats obtenus pour un fluide newtonien en régime turbulent. Ce comportement peut s'expliquer par le commencement tardif de la perte de la réduction de la traînée dans le cas des grands diamètres, conséquence d'un cisaillement plus important dans des diamètres inférieurs (Fig. 3-20).

L'énergie turbulente dans des conduites de 17 et 22,5 mm à différents nombres de Reynolds est présentée sur la figure Fig. 3-26. Il apparaît que l'énergie turbulente dissipée

durant l'écoulement est proche dans le cas des deux diamètres utilisés à de faibles nombres de Reynolds ($Re < 17500$) puis, elle augmente plus rapidement pour un diamètre de 17 mm que pour celui de 22,5 mm. Ceci est un signe de la perte de la réduction de la perte de charge et du passage progressif vers un régime newtonien turbulent. On peut constater aussi une forme de courbe plus régulière dans le cas d'un diamètre de 22,5 mm. Ceci est dû à des résultats de meilleure qualité avec le diamètre 22,5 mm que celui de 17 mm.

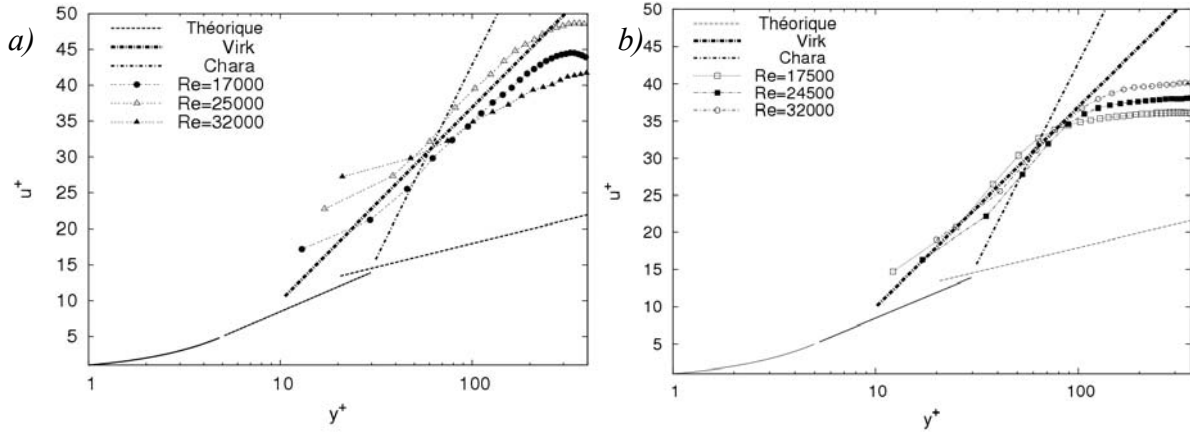


Fig. 3-24 : Profils moyens de vitesses en coordonnées de paroi à différents nombres de Reynolds, a) $D=17$ mm (à droite) et b) $D=22,5$ mm (à gauche), ($T=20^{\circ}\text{C}$ et $C=75$ ppm).

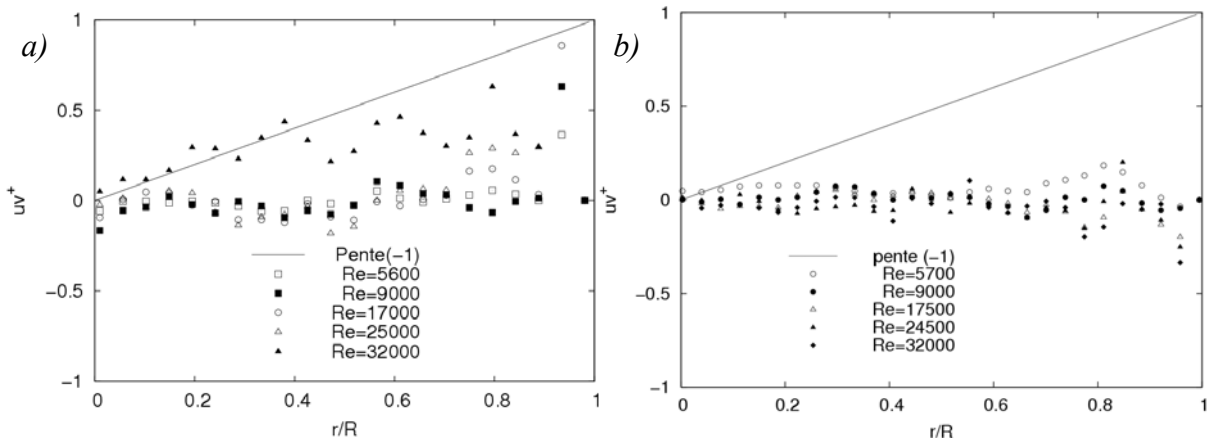


Fig. 3-25 : Tensions de Reynolds d'une solution de tensio-actifs dosée à 75 ppm à une température de 20°C , a) $D=17$ mm (à droite) et b) $D=22,5$ mm (à gauche).

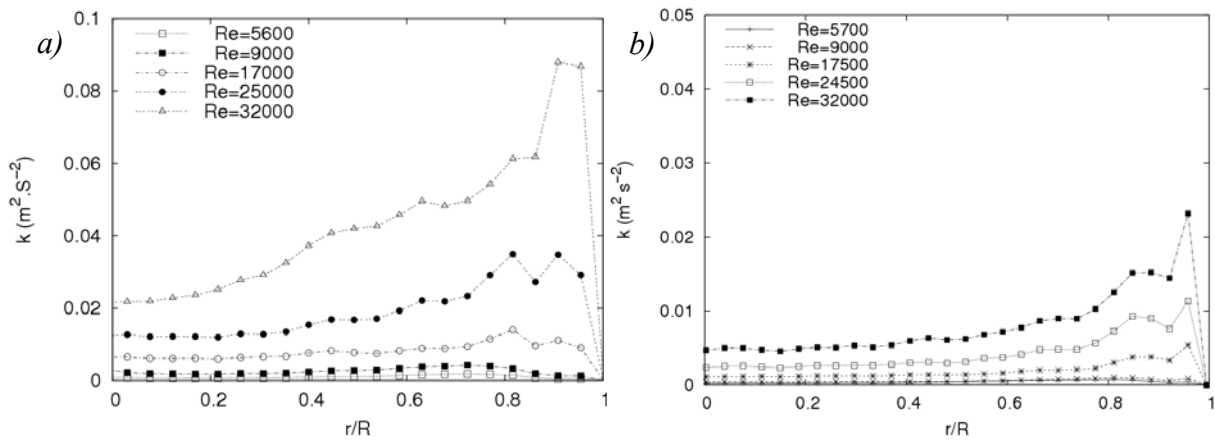


Fig. 3-26 : Energie turbulente d'une solution de tensio-actifs dosée à 75 ppm à une température de 20°C, a) $D=17$ mm (à droite) et b) $D=22,5$ mm (à gauche).

La réduction de la traînée augmente avec le diamètre ainsi que le nombre de Reynolds critique qui correspond au début de la chute de la réduction de perte de charge. Ainsi, l'étendue de la réduction de la traînée augmente sensiblement avec le diamètre, d'où la nécessité d'utiliser de gros diamètres pour les hauts débits si on espère avoir une réduction de traînée significative. Ceci concorde avec des études faites dans ce sens par Usui et al., 1998 et Bewersdorff and Ohlendorf (1988).

3.2.3 Influence de la concentration

La concentration d'une solution aqueuse réductrice de traînée est parmi les paramètres les plus influents sur la réduction de la traînée (Zakin et al., 1998). La figure Fig. 3-27 nous donne le coefficient de frottement en fonction du nombre de Reynolds à différentes concentrations (25, 50, 75 et 150 ppm). A faible concentration (25 ppm), la réduction de traînée ne se manifeste qu'à de faibles nombres de Reynolds. Elle atteint un taux de 62 % et un nombre de Reynolds critique de 10000 (Fig. 3-28). Le taux de réduction de la traînée et son étendue d'efficacité augmentent avec la concentration (Indartono et al., 2005). A 150 ppm, la réduction de traînée n'évolue pas tellement en quantité de perte de charge réduite mais en domaine de réduction de traînée. Ce taux dépasse les 80 % (DR% \approx 82 %) et le nombre de Reynolds correspondant atteint une valeur proche de 50000. Sur la figure Fig. 3-29 sont portés les taux de réduction du coefficient de frottement en fonction de la vitesse débitante U . L'étendue de la réduction de la traînée est limitée par une vitesse d'écoulement ne dépassant pas les 0,5 m/s à une concentration de 25 ppm et elle dépasse 2 m/s à une concentration de 150 ppm. Chou et al. (2007) ont remarqué que la réduction de la traînée peut atteindre encore 70 % et une vitesse d'écoulement de 4 m/s à des températures de 60°C avec des concentrations plus importantes en tensio-actifs (\approx 1000 ppm).

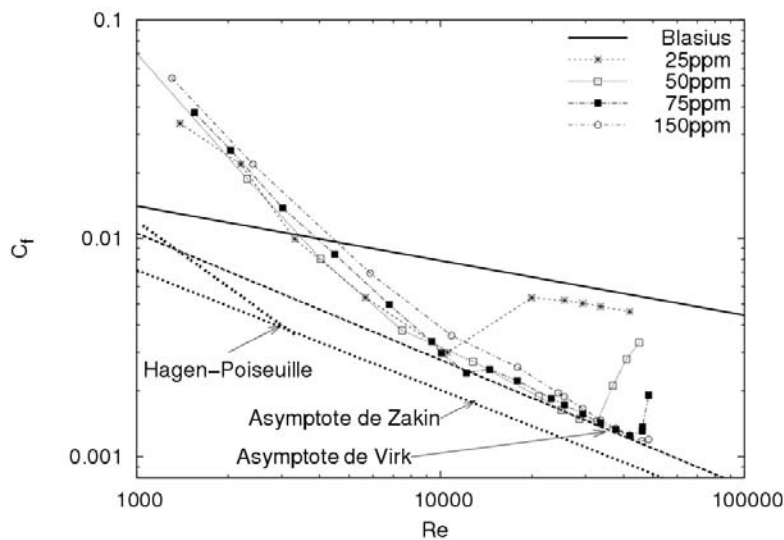


Fig. 3-27 : Evolution du coefficient de frottement en fonction du nombre de Reynolds à différentes concentrations d'une solution de CTAC/NaSal à 20°C, $D=22,5$ mm.

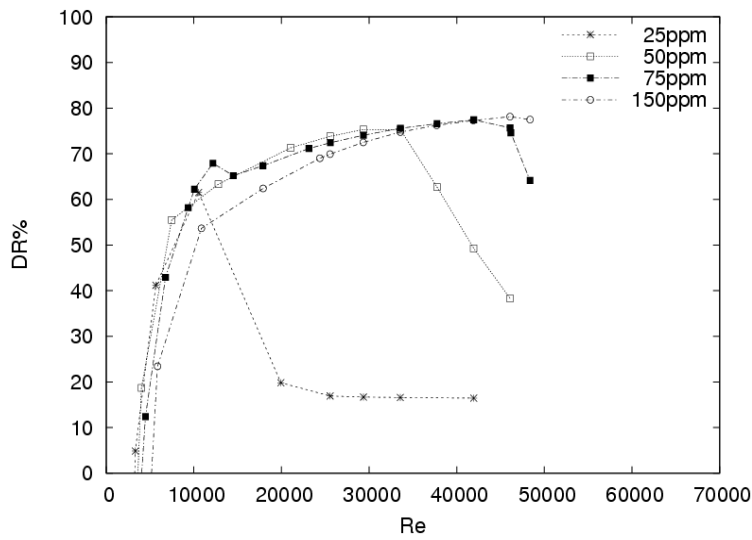


Fig. 3-28 : Evolution de la réduction de traînée en fonction du nombre de Reynolds à différentes concentrations d'une solution de CTAC/NaSal à 20°C, $D=22,5$ mm.

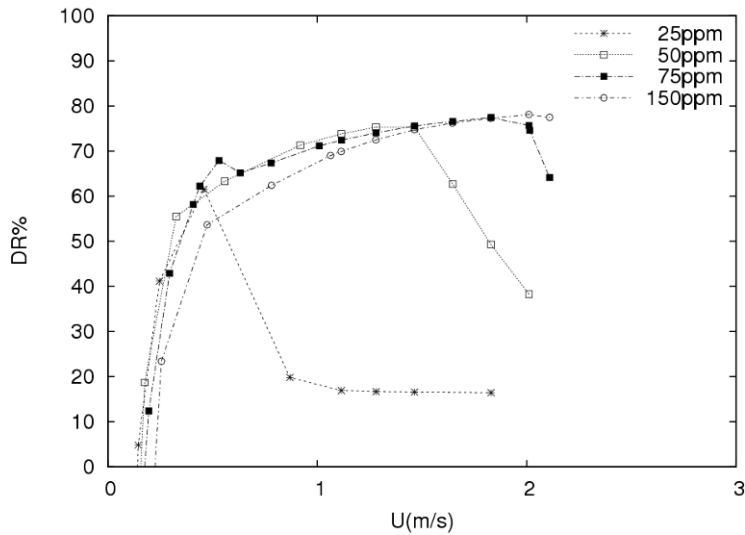


Fig. 3-29 : Evolution de la réduction de traînée en fonction de la vitesse moyenne de l'écoulement à différentes concentrations d'une solution de CTAC/NaSal à 20°C, $D=22,5$ mm.

La réduction de la traînée en fonction de la contrainte à la paroi à différentes concentrations est donnée sur la figure Fig. 3-30. Le taux de réduction atteint son maximum pour une valeur de contrainte inférieure à 0,5 Pascal à 25 ppm. Elle est d'environ 1,5 Pascal à 50 ppm, et finit aux alentours de 3 Pascal pour des concentrations de 75 et 150 ppm. La figure Fig. 3-31 nous donne l'évolution du nombre de Reynolds critique, à partir duquel la réduction de la traînée cesse en fonction de la concentration. L'étendue de la réduction de pertes de charge atteint des nombres de Reynolds de près de 50000 à une concentration de 150 ppm et elle ne dépasse pas les 11000 à une concentration de 25 ppm. Entre une concentration de 25 et de 50 ppm le nombre de Reynolds critique évolue rapidement. Il passe de 10000 à 32000 environ. En passant de 50 à 75 ppm, le Re_c évolue moins rapidement, il passe d'un $Re \approx 32000$ à un $Re \approx 42000$. Si on augmente encore la concentration (de 75 à 150 ppm) le nombre de Reynolds critique évolue peu. Il passe de 42000 à un peu plus de 50000. Donc, pour balayer une grande gamme de débit ou de nombre de Reynolds, il est préférable d'utiliser des concentrations supérieures à 75 ppm.

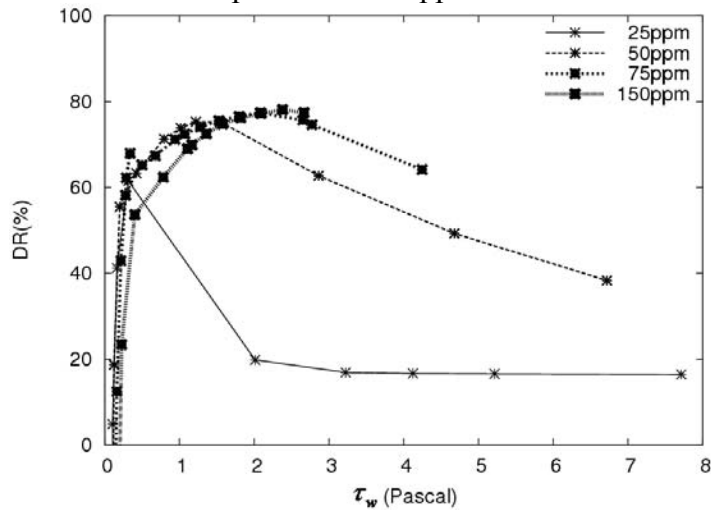


Fig. 3-30 : Evolution du taux de la réduction de la traînée en fonction de la contrainte à la paroi à différentes concentrations d'une solution de CTAC/NaSal à 20°C, $D=22,5$ mm.

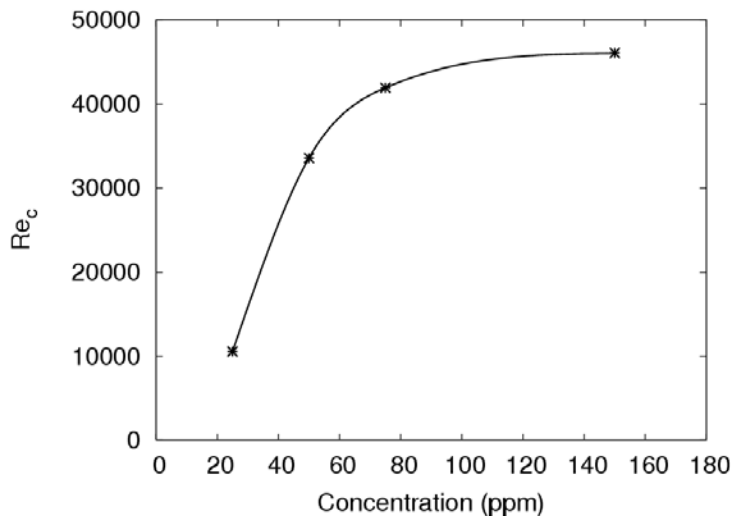


Fig. 3-31 : Evolution du nombre de Reynolds critique en fonction de la concentration d'une solution de CTAC/NaSal à 20°C, $D=22,5$ mm.

Sur la figure Fig. 3-32-a sont présentés les profils de vitesses moyennes à un nombre de Reynolds de 24500 pour différentes concentrations (25, 50, 75 et 150 ppm). A 25 ppm, le profil de vitesses suit un comportement newtonien turbulent. Les autres concentrations indiquent un comportement typique d'un écoulement réducteur de la traînée, avec un aplatissement au centre de l'écoulement et un gradient moins important que celui d'un écoulement purement turbulent près de la paroi de la conduite. Les profils de vitesses adimensionnés en coordonnées de paroi présentés sur la figure Fig. 3-32-b suivent les résultats trouvés pour un écoulement purement newtonien turbulent pour une concentration de 25 ppm, puis la droite de Virk pour les concentrations supérieures. A ce nombre de Reynolds et à une température de 20°C, une concentration de minimum 50 ppm est nécessaire pour avoir un comportement réducteur de traînée.

Sur la figure Fig. 3-33 sont présentées les intensités axiales de la turbulence et les tensions de Reynolds suivant les deux axes de visualisation à un nombre de Reynolds de 24500. Suivant l'axe de l'écoulement, les fluctuations augmentent avec la valeur de la concentration et suivent celles d'un écoulement newtonien pour une concentration de 25 ppm. Suivant l'axe transversal (Fig. 3-33, b), les fluctuations adimensionnées sont légèrement inférieures à celles trouvées pour de l'eau. Ce comportement a été évoqué dans les différents travaux de Zakin et al. (1998) et Gyr et Bewersdorff (1995). Les tensions de Reynolds (Fig. 3-33, c) s'annulent avec l'augmentation de la concentration. Elles sont nulles à des concentrations supérieures à 50 ppm et proches de celles trouvées pour de l'eau à de faibles concentrations (25 ppm). Les valeurs nulles en terme de tension de Reynolds correspondent à des taux de réduction de la traînée généralement supérieurs à 50 %, ce qui se confirme dans ce travail. Selon Gyr et Bewersdorff (1995), l'annulation des tensions de Reynolds est une des caractéristiques d'une réduction de traînée significative.

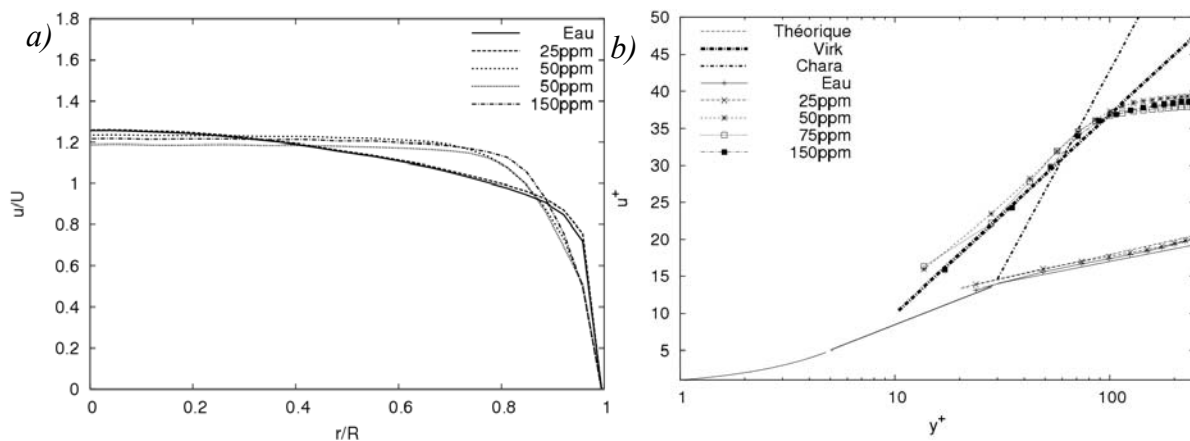


Fig. 3-32 : Profils de vitesses moyennes à différentes concentrations ($D=22,5$ mm), $Re \approx 24500$, a) profils moyens de vitesses adimensionnée par la vitesse moyenne, b) profils moyens de vitesses en coordonnées de paroi.

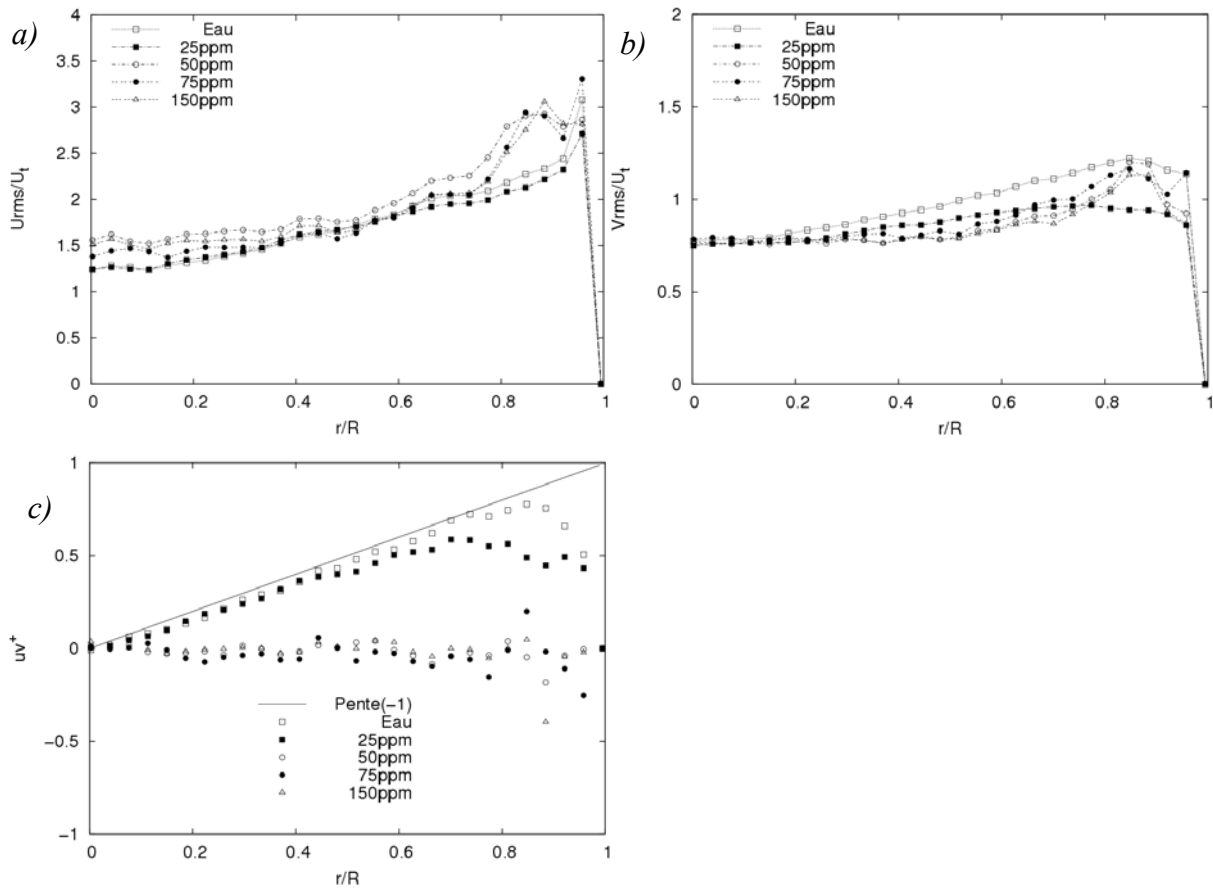


Fig. 3-33 : a et b) Les intensités axiales de la turbulence suivant les deux axes (respectivement, l'axe de l'écoulement et l'axe transversal), c) tensions de Reynolds pour différentes concentrations, $Re \approx 24500$, $T^\circ = 20^\circ C$, $D = 22,5$ mm.

De faibles concentrations en CTAC/NaSal peuvent être utilisées pour la réduction de la traînée. Li et al. (2005) ont utilisé une concentration de 25 ppm. Avant, Yu et al. (2004) avaient utilisé une concentration de 75 ppm.

En se basant sur les résultats énumérés précédemment, il est apparu que la réduction de la traînée est visible même pour de faibles concentrations, par contre, leur étendue en nombre de Reynolds et en température sont affectées. Le nombre de Reynolds critique augmente avec la concentration. Il est de 10000 pour une concentration de 25 ppm et il dépasse les 45000 pour une concentration de 150 ppm. A forts nombres de Reynolds ($Re \approx 24500$) la réduction de la traînée cesse pour les faibles concentrations (25 ppm), elle diminue pour une concentration de 50 ppm et elle est encore à son maximum pour des concentrations de 75 et de 150 ppm. Finalement, on peut dire que les solutions à faible concentration en surfactant résistent moins aux forts cisaillements et à la turbulence. La réduction de la traînée disparaît à de forts nombres de Reynolds et la solution finit par se comporter comme un solvant pur. Cela peut être dû à la reformation plus lente ou impossible des chaînes de tensio-actifs capables de réduire la traînée faute d'une concentration suffisante en particules de tensio-actifs.

3.2.4 Influence de la température sur la réduction de la traînée

3.2.4.1 Pour une concentration de 75 ppm

La température peut influencer considérablement la réduction de la traînée par les tensio-actifs (Zakin et al., 1998). Les différentes études menées sur cette dernière (Gasljevic et al., 1997, Li et al., 2005, Indartono et al., 2005, ...) indiquent une forte dépendance entre la réduction de la perte de charge et la température de la solution en écoulement turbulent. En plus de la concentration critique (CMC) qui est fortement dépendant de la température, il existe une longueur de chaîne moyenne dépendante aussi de la température à partir de laquelle on peut prétendre à un phénomène réducteur de la traînée. Selon Gyr and Bewersdorff (1995), dans une solution, les tensio-actifs se regroupent pour former des micelles puis des chaînes de tensio-actifs plus ou moins complexes et de longueurs différentes qui s'orientent dans la direction de l'écoulement. Afin que la réduction de la traînée soit efficace, une longueur de chaîne minimale est nécessaire. Théoriquement, il est possible de calculer une longueur moyenne de chaînes de tensio-actifs si on connaît les caractéristiques de la solution, sa concentration et sa température (Ait Ali and Makhloufi, 1997). Elle sera donnée par l'équation Eq. 3-2.

$$\text{Eq. 3-2} \quad \bar{L} \approx C^{0,6} \exp(E_{\text{sciss}} / 2k_B T)$$

Où C est la concentration en surfactant, E_{sciss} , est l'énergie de scission de la chaîne, k_B est la constante de Boltzmann et T la température absolue.

Sur la figure Fig. 3-34 sont présentés les coefficients de frottement d'une solution de CTAC/NaSal dosée à 75 ppm à différentes températures. Le coefficient de frottement est fortement lié à la température. Quand la température augmente, le nombre de Reynolds critique tend vers des nombres de Reynolds plus grands. A une certaine température, 40°C, le coefficient de frottement se rapproche de la droite de Blasius et la réduction de la traînée finit par disparaître. Ceci est dû à la faible résistance des liaisons formées par les molécules des tensio-actifs sous hautes températures (Bewersdorff et Ohlendorf, 1988 et Indartono et al., 2005)

Le maximum de réduction de la traînée dépasse les 70 % pour des températures comprises entre 10 et 35°C (Fig. 3-35). Toutefois, on peut considérer 20 et 25°C comme des températures optimales, où la réduction de la traînée et son étendue sont au maximum. A ces températures, le taux de réduction reste conséquent (plus de 70 %), même à des nombres de Reynolds élevés (près de 50000). Tandis qu'à des températures inférieures et supérieures, la réduction de la traînée commence à chuter à partir de $Re \approx 40000$.

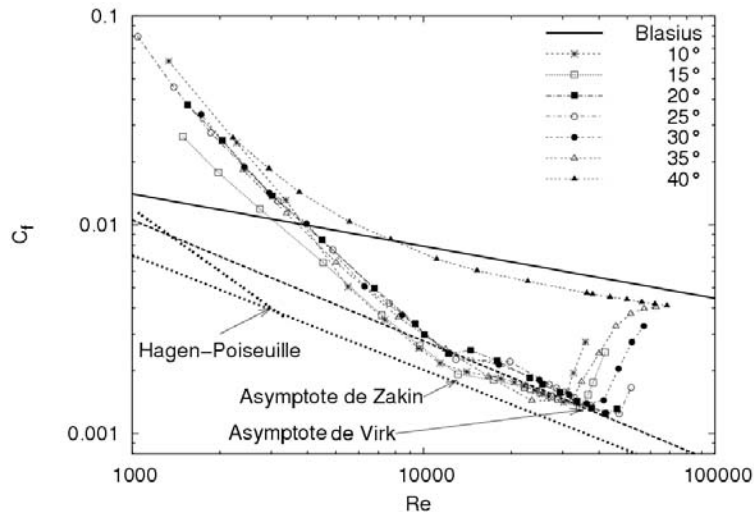


Fig. 3-34 : Evolution du coefficient de frottement en fonction du nombre de Reynolds à différentes températures, $C=75$ ppm et $D=22,5$ mm.

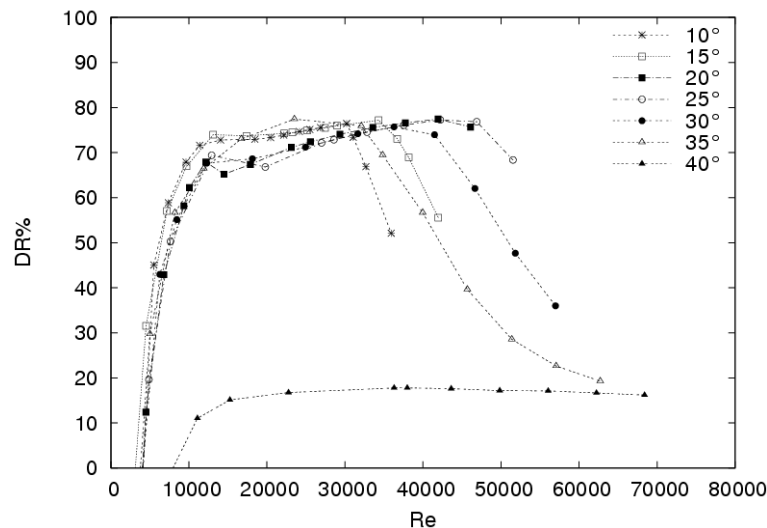


Fig. 3-35 : Evolution de la réduction de traînée en fonction du nombre de Reynolds, $C=75$ ppm et $D=22,5$ mm.

La figure Fig. 3-36 montre l'évolution du taux de la réduction du coefficient de frottement en fonction de la température pour une concentration de 75 ppm (CTAC/NaSAI) à différents nombres de Reynolds. Si à de faibles nombres de Reynolds (jusqu'à 17500), la réduction de la traînée évolue rapidement, elle reste peu affectée par le Re entre 17500 et 32000. Proche du nombre de Reynolds critique (vers la fin de la réduction de la traînée), une légère augmentation, de près de 5 % du taux de la réduction de la traînée est visible. L'effet des solutions de tensio-actifs sur l'écoulement cesse vers une température critique de 35°C. La perte de la réduction de la traînée correspondant au nombre de Reynolds critique est fortement dépendante de la température (Fig. 3-37). Entre 10 et 30°C, le Re_c augmente avec la température d'une manière linéaire suivant la droite donnée par l'équation Eq. 3-3. Au-delà d'un nombre de Reynolds légèrement supérieur à 45000, l'étendue de la réduction de la traînée diminue et Re_c chute pour atteindre une valeur inférieure à 24500. Ce comportement est dû à une chute progressive de l'action des tensio-actifs sur l'écoulement à partir d'une

température critique dépendant des conditions expérimentales. Dans les travaux de Lu et al. (1997) sur la réduction de la traînée par les tensio-actifs effectués avec une solution d'Arquad S-50 (5 mM)/NaSal (12,5 mM), il a été montré que le système présente une forte biréfringence à 20, 40 et 60°C et une faible biréfringence à des températures supérieures à 70°C. La biréfringence peut détecter l'existence de systèmes micellaires, synonyme d'une organisation particulière des chaînes des tensio-actifs suivant la direction de l'écoulement, qui cesse avec la disparition de la réduction de la traînée.

Eq. 3-3 $Re_c = 799,78x - 22344$

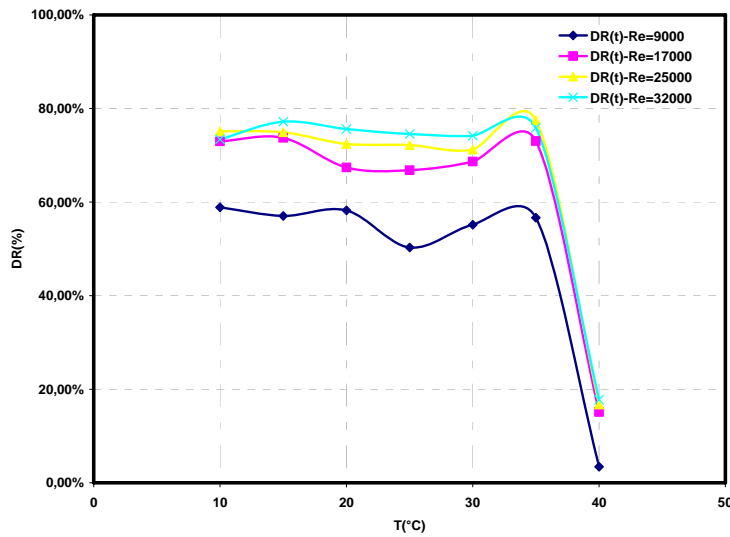


Fig. 3-36 : Suivi de la réduction de la traînée en fonction de la température à différents nombres de Reynolds d'une solution de CTAC/NaSal dosée à 75 ppm.

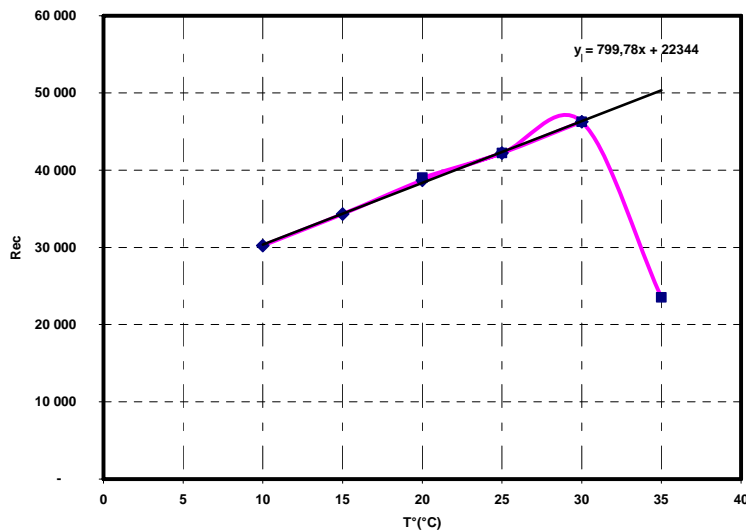


Fig. 3-37 : Evolution du nombre de Reynolds critique en fonction de la température d'une solution de CTAC/NaSal dosée à 75 ppm.

La figure Fig. 3-38 présente les profils de vitesses moyennes adimensionnées par la vitesse débitante pour différentes températures à un nombre de Reynolds avoisinant 24500. A des températures de 10 à 20°C, le profil de vitesses moyen est presque identique. A partir d'une température de 25°C, l'allure du profil de vitesses au centre reste la même, mais change en se rapprochant de la paroi. Près de cette dernière, avec l'augmentation de la température, le gradient de vitesses augmente (plus visible pour : $T=30$ et 40°C). Dans la région intermédiaire, entre le centre de l'écoulement et près de la paroi, la plage du gradient de vitesses nul est réduite. On tend vers un profil newtonien.

L'influence de la réduction de la traînée sur les profils de vitesses en coordonnées de paroi est présentée sur la figure Fig. 3-39. Entre 10 et 25°C, les profils suivent la droite de Virk, donc une réduction de traînée significative. La réduction de traînée diminue à partir de 30°C, le profil se retrouve entre les résultats trouvés pour de l'eau et la droite de Virk. Au delà de 40°, la réduction de traînée cesse et le profil rejoint celui trouvé pour de l'eau.

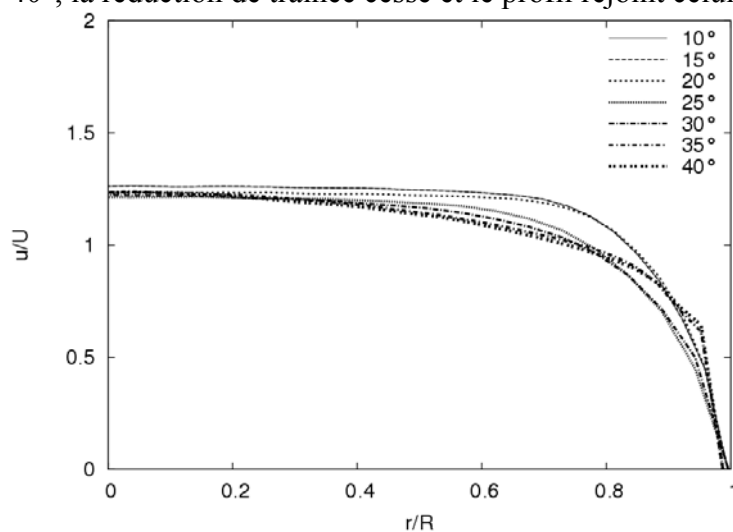


Fig. 3-38 : Profils moyens de vitesses en fonction de la température d'une solution de CTAC/NaSal dosée à 75 ppm à $Re \approx 24500$, $D=22,5$ mm.

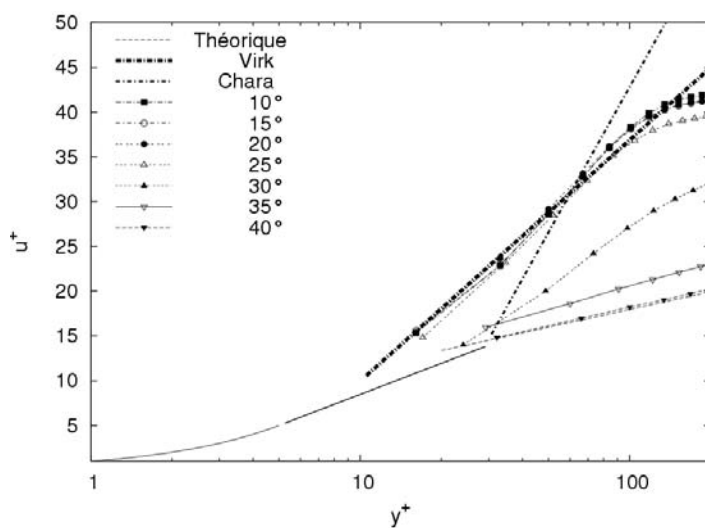


Fig. 3-39 : Profils moyens de vitesses en coordonnées de paroi en fonction de la température d'une solution de CTAC/NaSal dosée à 75 ppm à $Re \approx 24500$, $D=22,5$ mm.

La température influe peu sur les intensités axiales de la turbulence (Fig. 3-40). Les intensités axiales de la turbulence suivant l'axe de l'écoulement diminuent avec la température, et elles augmentent suivant la direction transverse. Cette tendance semble indiquer une perte de réduction de traînée. Ce comportement confirme les résultats de Zakin et al. (1998) et Gyr et Bewersdorff (1995) qui ont observé une augmentation des fluctuations suivant l'axe de l'écoulement et une diminution suivant l'axe transversal. Les normes de vitesses instantanées pour une température de 20 et 40°C sont présentées sur la figure Fig. 3-41. L'écoulement paraît plus turbulent dans le cas des températures élevées (40°C). Cela est dû à la perte de l'effet réducteur de traînée induit par le passage progressif vers un écoulement développé (pleinement turbulent). Les chaînes de tensio-actifs perdent leur efficacité en s'organisant différemment, constat évoqué dans les travaux de Gyr et Bewersdorff, 1995 et Lu et al., 1997.

Les tensions de Reynolds pour des températures allant de 10 à 40°C sont présentées sur la figure Fig. 3-43. De 10 à 30°C, les tensions de Reynolds fluctuent autour d'une valeur proche de zéro (nulle), ceci est une des caractéristiques de la réduction de la perte de charge en écoulement turbulent selon Bewersdorff and Ohlendorf (1988). A température supérieure à 30°C, les tensions de Reynolds augmentent, sans atteindre pour autant les valeurs correspondantes à un écoulement newtonien pleinement turbulent. Ce comportement peut s'expliquer par la formation de systèmes micellaires spécifiques dans la solution qui agissent sur le développement de la turbulence (Gyr et Bewersdorff 1995).

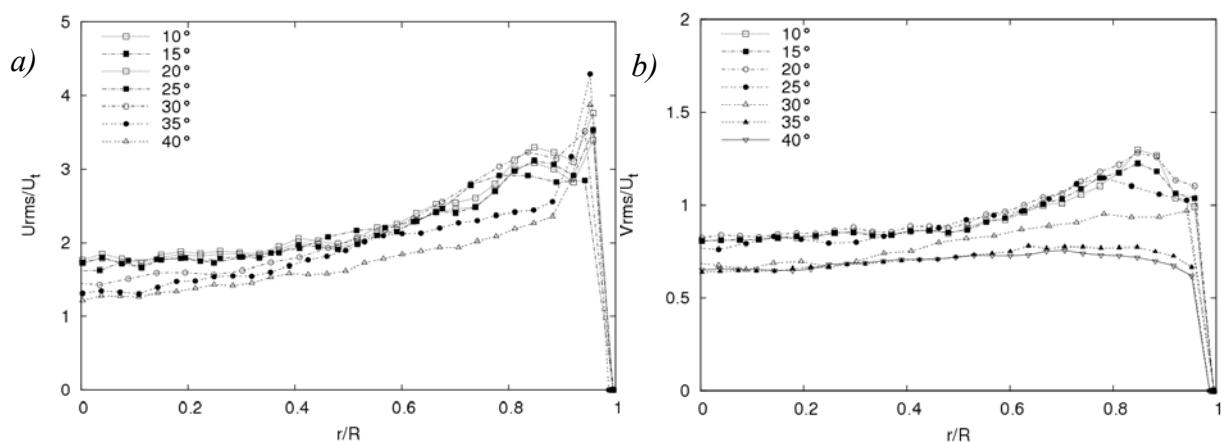


Fig. 3-40 : Intensité axiale de la turbulence suivant les deux axes à différentes températures d'une solution de CTAC/NaSal dosée à 75 ppm à $Re \approx 24500$, $D = 22,5$ mm.

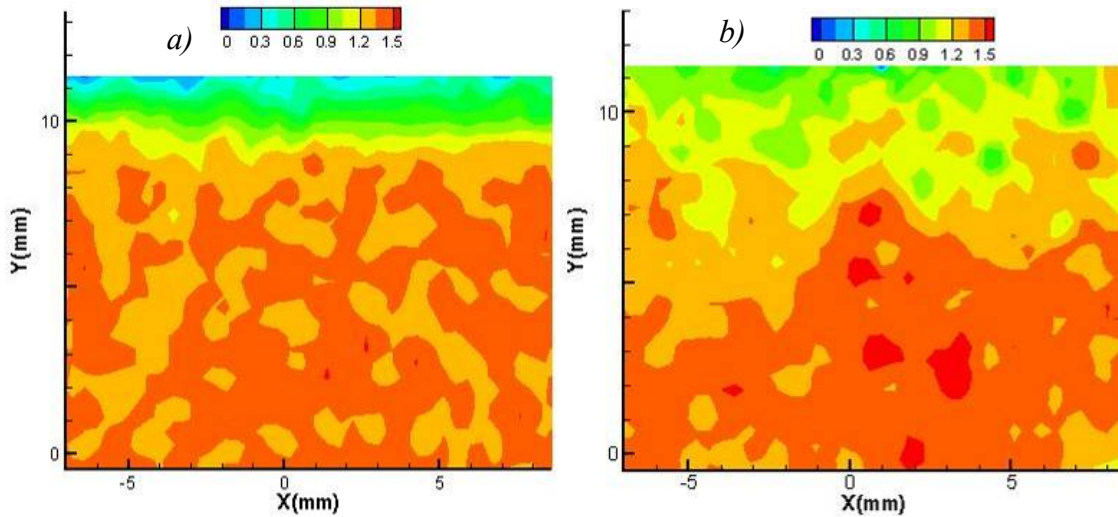


Fig. 3-41 : Normes de vitesses adimensionnées par la vitesse débitante pour une solution de CTAC/NaSal dosée à 75 ppm :a) 20°C, b) 40°C, $D=22,5$ mm.

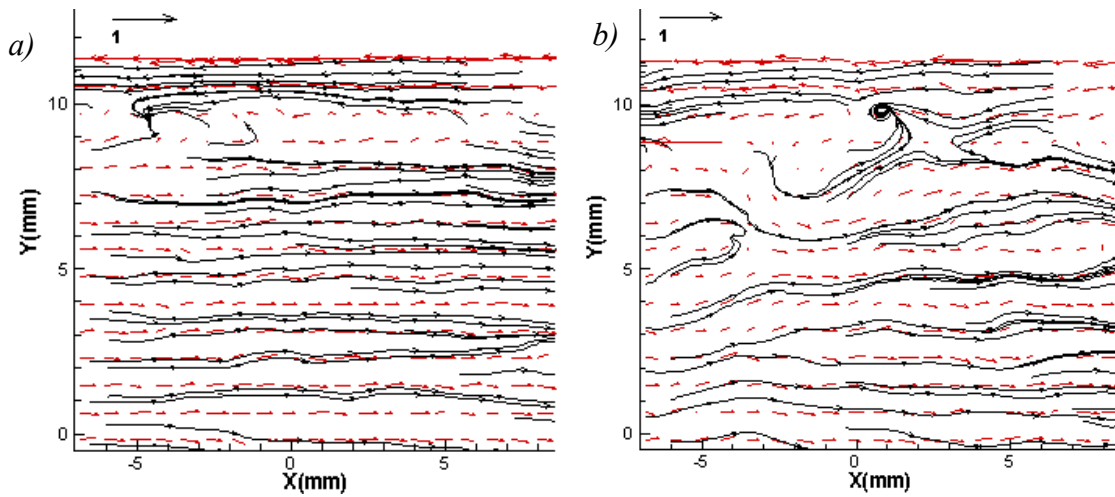


Fig. 3-42 : Vitesses instantanées amputées de la vitesse moyenne adimensionnées par la vitesse débitante et les lignes de courants pour une solution de CTAC/NaSal dosée à 75 ppm :a) 20°C, b) 40°C, $D=22,5$ mm.

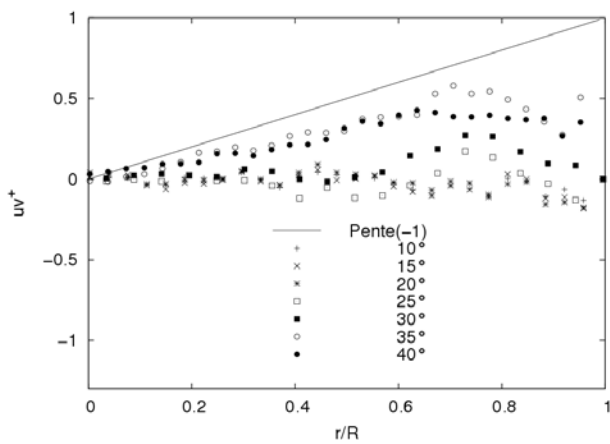


Fig. 3-43 : Tensions de Reynolds à différentes températures d'une solution de CTAC/NaSal dosée à 75 ppm à $Re \approx 24500$, $D=22,5$ mm.

3.2.4.2 Pour différentes concentrations

A faible concentration (25 ppm), la réduction de traînée n'est efficace qu'à de faibles nombres de Reynolds, le nombre de Reynolds critique descend au dessous de 10000. A des températures comprises entre 10 et 20°C, la réduction de la traînée évolue peu avant de reprendre un comportement newtonien. Elle s'annule dès que l'on dépasse une température de 25°C. A forte concentration (150 ppm), la réduction de traînée couvre une plage très réduite à faible température. A 10°C, la réduction de traînée est importante à faible nombre de Reynolds, mais cette dernière disparaît très tôt, on rejoint l'écoulement newtonien turbulent à partir d'un nombre de Reynolds ne dépassant pas les 10000. Elle avoisine les 60 % à des Re avoisinant les 10000. A partir de 15°C, la réduction de traînée tend à rejoindre l'asymptote de Virk et le nombre de Reynolds critique augmente avec la température. A fortes températures ($C > 40^\circ\text{C}$), elle dépasse les 80 % à partir d'un nombre de Reynolds de 50000.

Pour des concentrations comprises entre 50 et 75 ppm, la réduction de traînée atteint facilement les 70 % dans la plupart des cas vers un nombre de Reynolds compris entre 24500 et 30000 selon la température. La réduction de traînée disparaît à une température de 40°C suite à un changement au niveau de l'influence du surfactant sur l'écoulement. Selon les travaux de Gyr et Bewersdorff (1995) et Lu et al. (1997), cela est dû à une réorganisation des chaînes de surfactants présentes dans la solution.

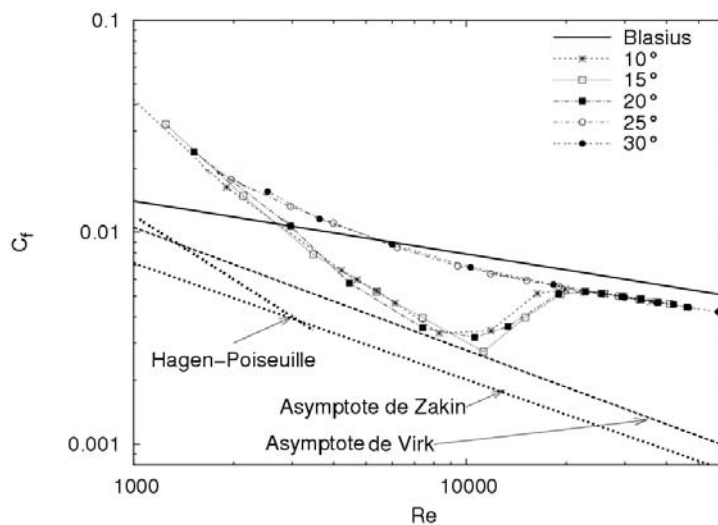


Fig. 3-44 : Evolution du coefficient de frottement en fonction du nombre de Reynolds à différentes températures, $C=25\text{ ppm}$, $D=22,5\text{ mm}$.

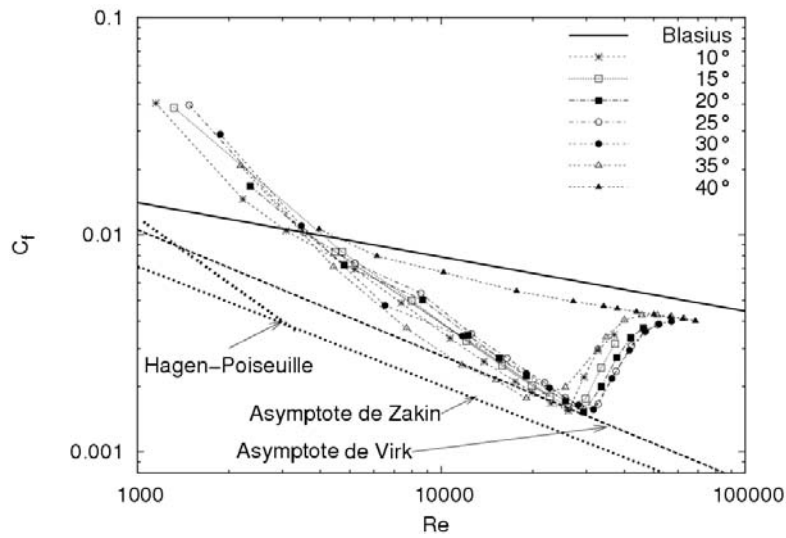


Fig. 3-45 : Evolution du coefficient de frottement en fonction du nombre de Reynolds à différentes températures, $C=50$ ppm, $D=22,5$ mm.

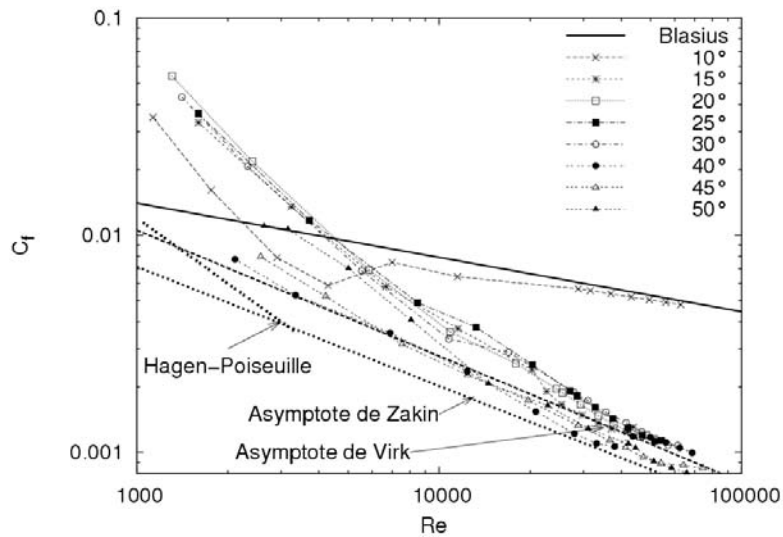


Fig. 3-46 : Evolution du coefficient de frottement en fonction du nombre de Reynolds à différentes températures, $C=150$ ppm, $D=22,5$ mm.

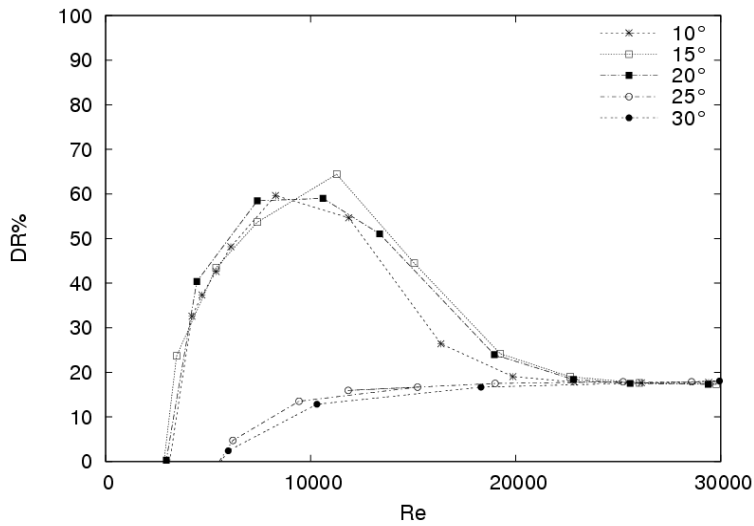


Fig. 3-47 : Evolution de la réduction de traînée en fonction du Re , $C=25$ ppm, $D=22,5$ mm.

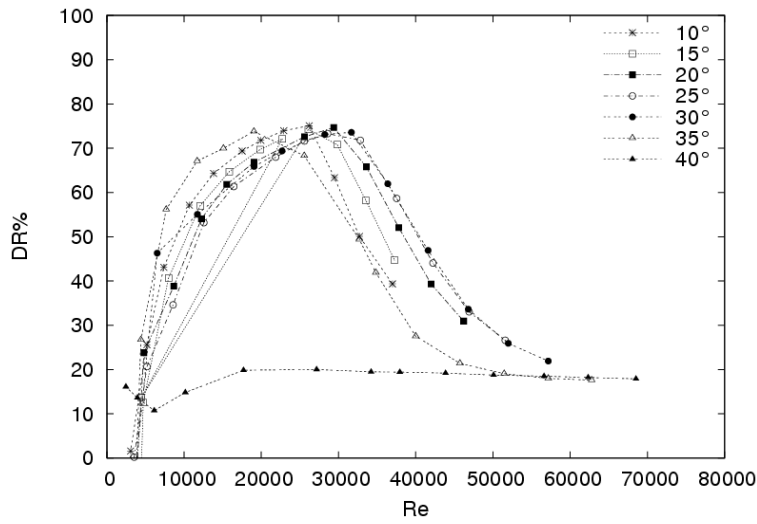


Fig. 3-48 : Evolution de la réduction de traînée en fonction du Re , $C=50$ ppm, $D=22,5$ mm.

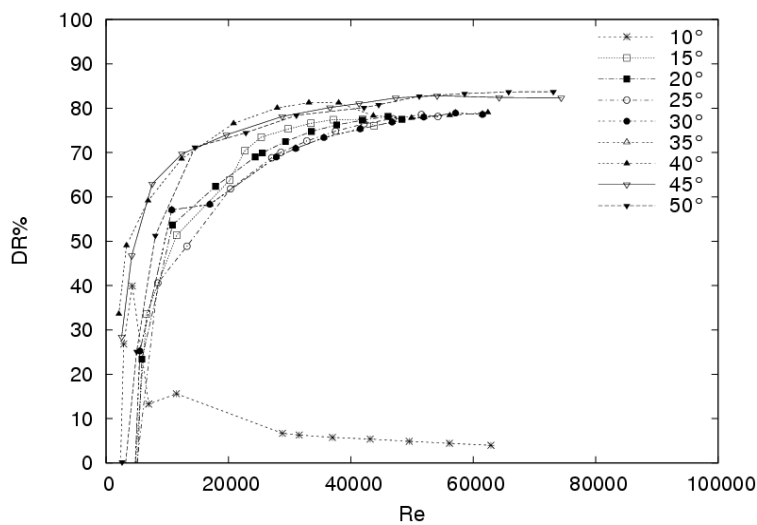


Fig. 3-49 : Evolution de la réduction de traînée en fonction du Re , $C=150$ ppm, $D=22,5$ mm.

En fonction de la concentration, l'étendue du domaine de la réduction de la traînée qui est caractérisé par le nombre de Reynolds critique évolue différemment (Fig. 3-50). A 50 ppm, le Re_c évolue linéairement entre 10 et 30°C suivant une droite donnée par l'équation Eq. 3-4. Pour une concentration de 75 ppm, l'évolution est aussi linéaire par contre, la droite présente une pente largement supérieure (≈ 800) à celle trouvée pour une concentration de 50 ppm (Eq. 3-5). Si on prolonge les droites donnant le nombre de Reynolds critique en fonction de la température à différentes concentrations, on remarque une origine presque du même ordre pour les différentes concentrations utilisées (origines comprise entre 22400 et 23000). L'évolution de la pente de ces droites est donnée sur la figure Fig. 3-50. Entre 50 et 75 ppm, la pente évolue très rapidement en passant d'une valeur de ≈ 300 à ≈ 700 . En terme de vitesses d'écoulement correspondant aux nombres de Reynolds critiques (Fig. 3-51), on obtient des vitesses supérieures à des concentrations de 75 ppm par rapport à 50 ppm. Ces vitesses commencent à chuter à partir des températures supérieures 25°C, avant que la réduction ne disparaisse totalement à une température de 40°C pour les deux concentrations (50 et 75 ppm).

$$\text{Eq. 3-4} \quad Re_c = 312,89x - 23080$$

$$\text{Eq. 3-5} \quad Re_c = 799,78x - 22411$$

Il nous a été difficile d'analyser le comportement des faibles concentrations (25 ppm) compte tenu des résultats insuffisants et des concentrations élevées (150 ppm) suite à l'impossibilité d'atteindre le nombre de Reynolds critique pour toutes les températures utilisées.

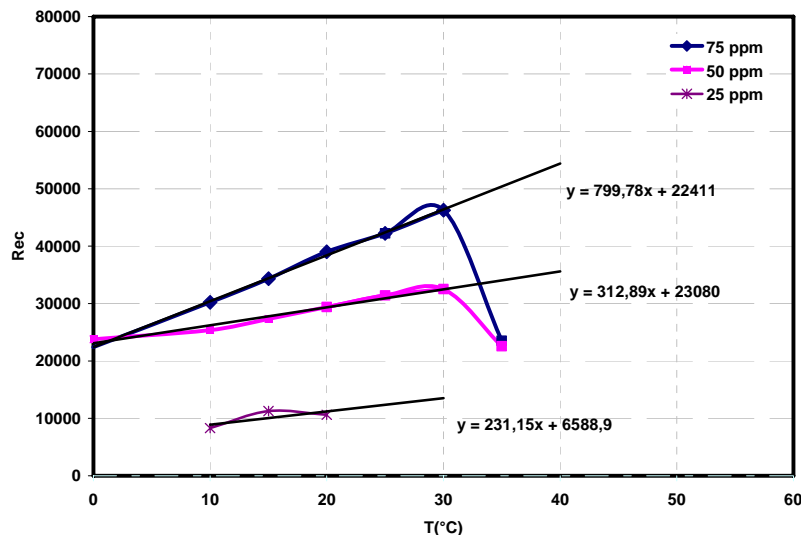


Fig. 3-50 : Evolution du nombre de Reynolds critique en fonction de la température à différentes concentrations, $D=22,5$ mm.

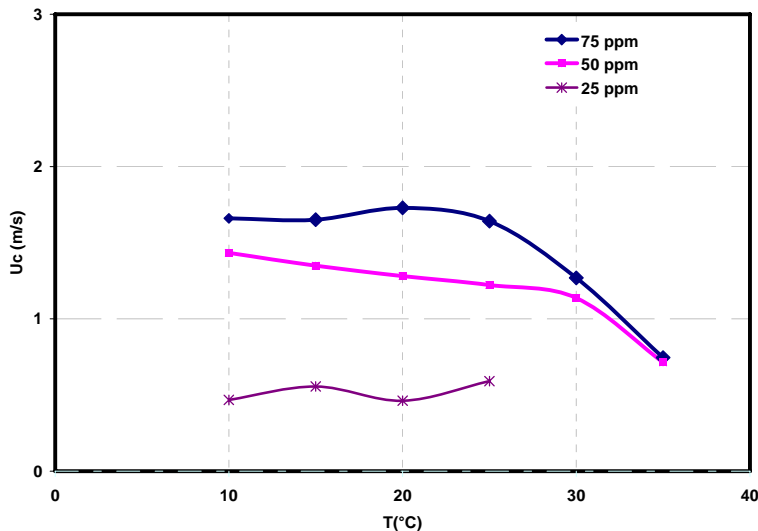


Fig. 3-51 : Evolution de la vitesse moyenne débitante correspondant au Reynolds critique en fonction de la température à différentes concentrations, $D=22,5$ mm.

La figure Fig. 3-52 nous donne un aperçu de l'évolution de la réduction de la traînée en fonction de la température à différentes concentrations et différents régimes d'écoulement ($Re \approx 9000$, $Re \approx 17000$ et $Re \approx 32000$). Entre 15 et 30°C, on constate une réduction de la traînée oscillante entre 50 et 65 % à un nombre de Reynolds de 9000, excepté pour une concentration de 25 ppm où elle baisse à partir d'une température de 20°C. À une concentration de 150 ppm le taux augmente pour atteindre les 70 % pour des températures supérieures à 40°C. À un débit supérieur ($Re \approx 17000$), la réduction de la perte de charge dépasse les 60 % pour des températures comprises entre 15 et 35°C, avec un maximum pour une concentration de 75 ppm. À une concentration de 150 ppm le maximum ($DR\% \approx 75\%$) est atteint pour des valeurs de températures supérieures ou égales à 40°C. Toutefois, une concentration de 25 ppm nous donne une réduction négligeable à ce nombre de Reynolds. Si l'écoulement est forcé d'avantage ($Re \approx 32000$), la réduction de la traînée augmente pour atteindre des valeurs supérieures à 80 % pour des températures supérieures à 40°C et une concentration de 150 ppm.

Sur la figure Fig. 3-53 est portée l'évolution du taux de réduction du coefficient de frottement en fonction de la concentration à différentes températures et régimes d'écoulements ($Re \approx 9000$, $Re \approx 17000$ et $Re \approx 32000$). On constate qu'à de faibles nombres de Reynolds ($Re \approx 9000$), les faibles concentrations donnent de bons résultats à de faibles températures, tandis que les températures élevées nécessitent des concentrations plus importantes (150 ppm pour des températures supérieures à 40°C). A $Re \approx 9000$, des concentrations comprises entre 50 et 100 ppm donnent des résultats frôlant les 70 % à des températures comprises entre 10 et 30 %, mais il reste nécessaire d'utiliser des concentrations supérieures à 120 ppm pour des températures supérieures ou égales à 40°C. Avec un débit plus conséquent ($Re \approx 17000$), une concentration supérieure à 75 ppm donne des résultats oscillants entre 75 et 80 % excepter pour des températures supérieures ou égales à 40°C. Une concentration de 150 ppm nous amène à un taux de réduction de la traînée supérieure à 80 % ($\%DR \approx 82\%$) pour des températures élevées ($T \geq 40^\circ C$) et un nombre de Reynolds de 24500.

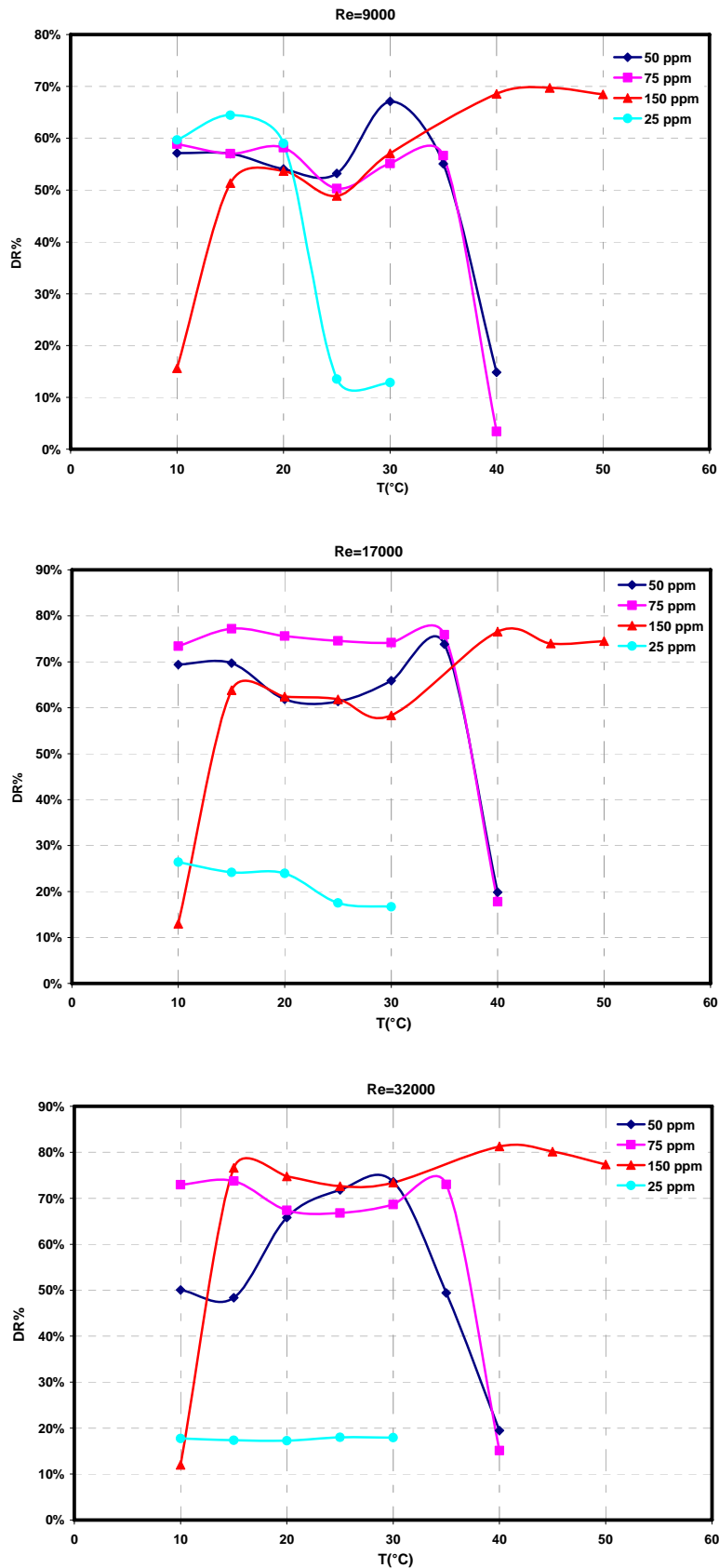


Fig. 3-52 : Evolution du taux de la réduction de la traînée en fonction de la température à différentes concentrations, $D=22,5$ mm.

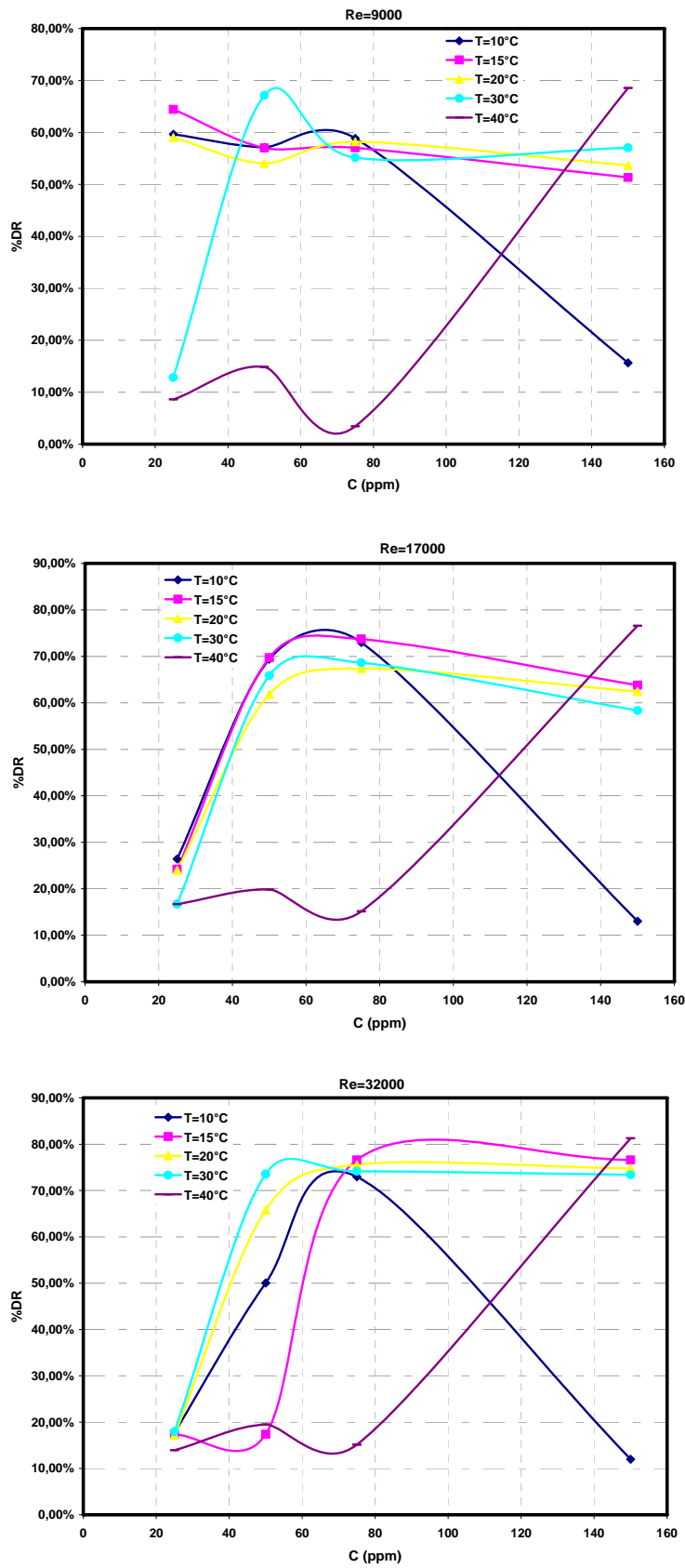


Fig. 3-53 : Evolution du taux de la réduction de la traînée en fonction de la de la concentration à différentes températures, $D=22,5$ mm.

Sur la figure Fig. 3-54 sont présentés les iso-nombres de Reynolds critiques correspondant à la cession de la réduction de la traînée en fonction de la concentration et de la température. D'une manière générale, le nombre de Reynolds critique augmente avec la concentration et la température de la solution. Pour obtenir un nombre de Reynolds critique supérieur à 50000 par exemple, il faut une concentration de plus de 120 ppm et une température dépassant 25°C.

La figure Fig. 3-55 nous donne un aperçu sur les iso-taux de la réduction de la traînée en fonction de la concentration et de la température de la solution. Le taux de réduction de perte de charge dépasse les 70 % dans une large gamme de concentration et de température. Toutefois, la réduction de la traînée reste relativement faible à basses températures et concentrations élevées (concentration dépassant 80 ppm) ainsi qu'à de faibles concentrations et températures élevées.

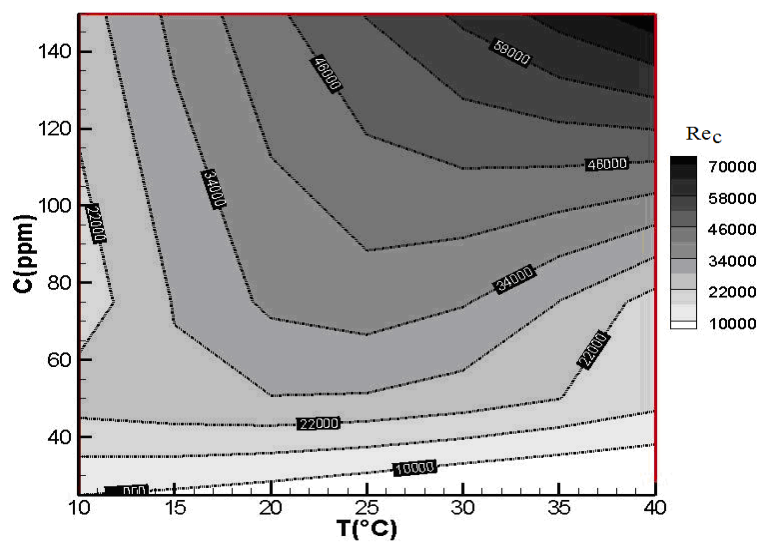


Fig. 3-54 : Evolution du nombre de Reynolds critique en fonction de la concentration et de la température, $D=22,5$ mm.

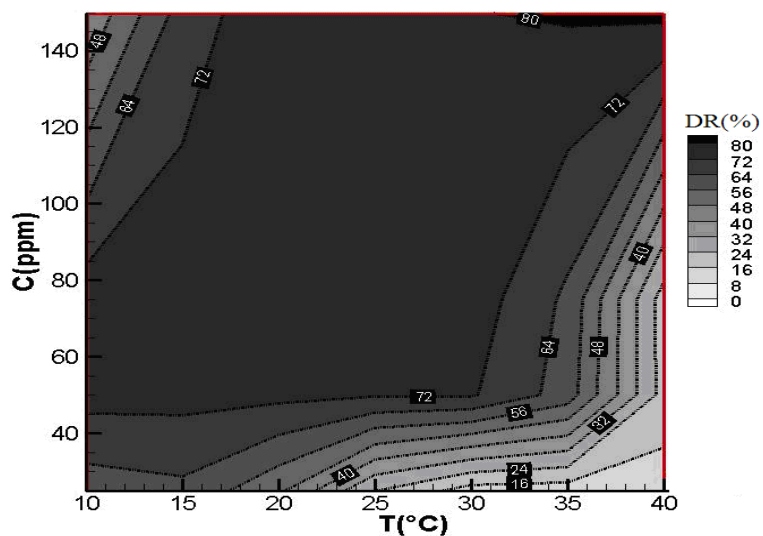


Fig. 3-55 : Evolution de la réduction de la traînée en fonction de la concentration et de la température, $D=22,5$ mm.

Les figures Fig. 3-56 à Fig. 3-59 nous donnent les profils de vitesses moyennées par la vitesse débitante en fonction de la température à différents nombres de Reynolds. Comme on peut le remarquer sur la figure Fig. 3-56 pour une concentration de 25 ppm, les profils de vitesses à des températures comprises entre 10 et 30°C se superposent et le comportement semble indiquer un écoulement pleinement turbulent à de forts nombres de Reynolds ($Re > 20000$). Cependant, à de faibles nombres de Reynolds ($Re = 9000$), la solution reste réductrice de la traînée (Fig. 3-57) et les profils de vitesses évoluent avec la température de la solution vers un profil turbulent newtonien à des températures supérieures à 25°C. A des concentrations plus importantes (75 et 150 ppm), le gradient de vitesses évolue moins rapidement près des parois (Fig. 3-58 et Fig. 3-59). Les profils moyens de vitesses présentent un aplatissement au centre de la conduite caractéristique d'un écoulement réducteur de la traînée.

Sur les figures Fig. 3-60, Fig. 3-61 et Fig. 3-62 sont présentés les profils de vitesses en coordonnées de parois à 25 ppm et 150 ppm. A 25 ppm, les profils se situent entre la droite de Virk et celle trouvée pour un fluide newtonien et finissent par rejoindre cette dernière à une température de 30°C et un nombre de Reynolds 9000. À $Re \approx 24500$, les profils se superposent parfaitement à la droite trouvée pour du solvant pur, comportement d'un fluide newtonien turbulent. Pour des concentrations de 150 ppm, les profils de vitesses en coordonnées de parois suivent une droite de pente identique à celle de Virk jusqu'à une valeur de $Y^+ = 80$ puis devient horizontal, comportement déjà évoqué par Zakin et al., 1998, dans leurs travaux de synthèse sur la réduction de la traînée par les tensio-actifs. Ce comportement reste identique même à des températures de 50°C pour cette concentration.

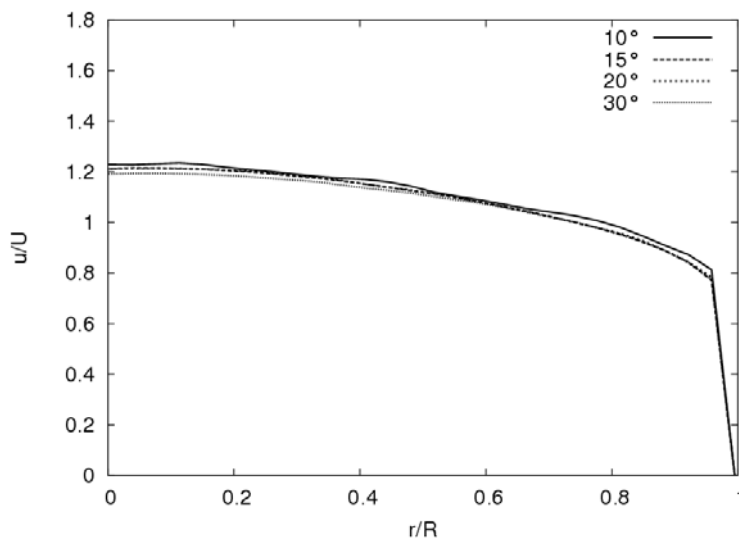


Fig. 3-56 : Profils de vitesses adimensionnés à différentes températures à $Re \approx 24500$, $C = 25$ ppm, $D = 22,5$ mm.

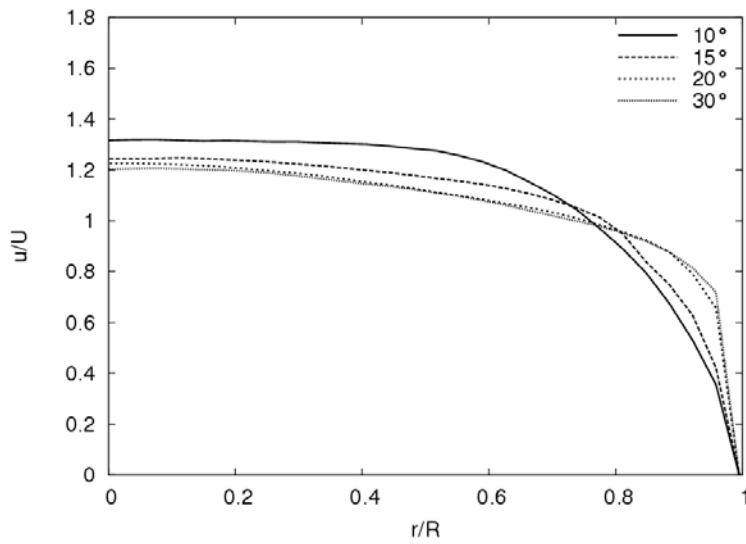


Fig. 3-57 : Profils de vitesses adimensionnés à différentes températures à $Re \approx 9000$, $C=25$ ppm, $D=22,5$ mm.

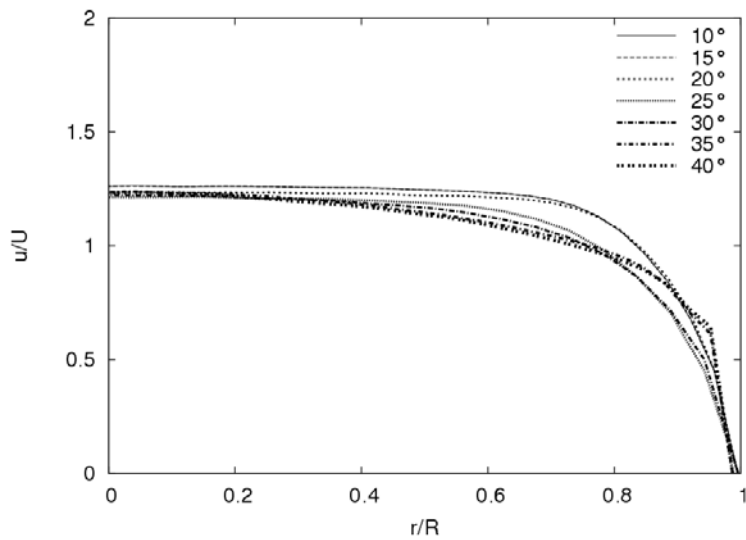


Fig. 3-58 : Profils de vitesses adimensionnés à différentes températures à $Re \approx 24500$, $C=75$ ppm, $D=22,5$ mm.

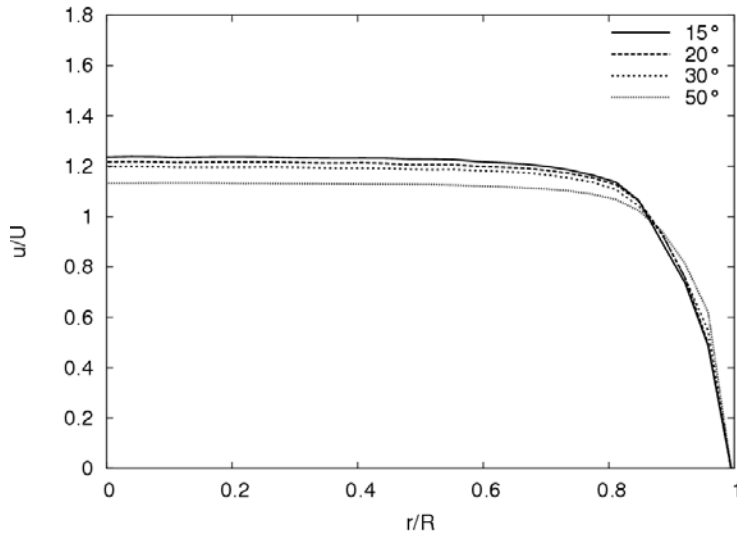


Fig. 3-59 : Profils de vitesses adimensionnés à différentes températures à $Re \approx 24500$, $C=150$ ppm, $D=22,5$ mm.

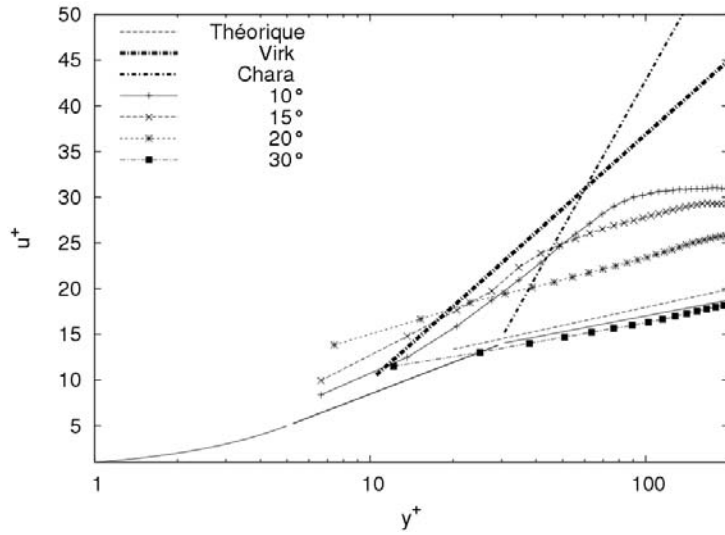


Fig. 3-60 : Profils de vitesses en coordonnées de paroi pour $Re \approx 9000$ et $C=25$ ppm, $D=22,5$ mm.

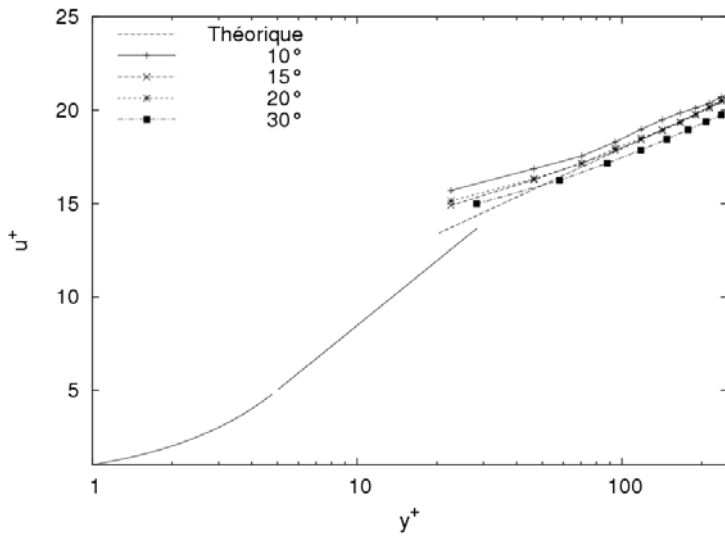


Fig. 3-61 : Profils de vitesses en coordonnées de paroi pour $Re \approx 24500$, $C=25$ ppm, $D=22,5$ mm.

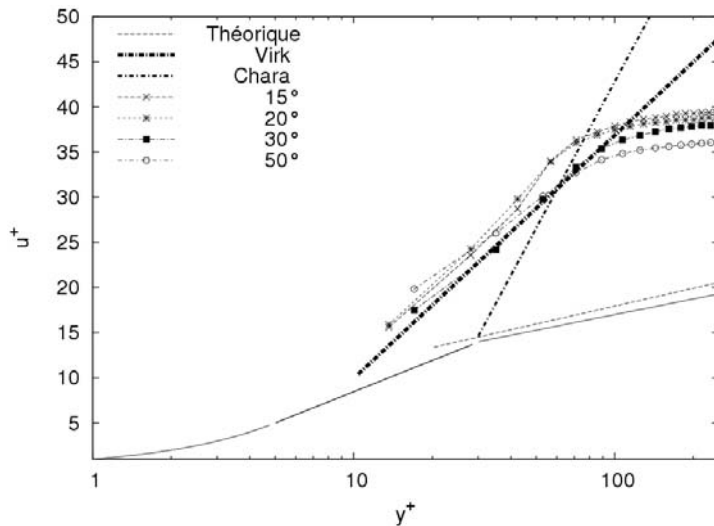


Fig. 3-62 : Profils de vitesses en coordonnées de paroi pour $Re \approx 24500$, $C = 150$ ppm, $D = 22,5$ mm.

Les iso-contours de vitesses instantanées normés par la vitesse moyenne, le rotationnel et les lignes de courant pour 25, 50 et 150 ppm à une température de 20°C et un nombre de Reynolds de 24500 sont présentés sur les figures Fig. 3-63 à Fig. 3-65. L'écoulement à de faibles concentrations (25 ppm) est non réducteur de traînée et les caractéristiques turbulentes instantanées indiquent un écoulement turbulent identique à celui du solvant pur. A 50 et à 150 ppm (Fig. 3-64 et Fig. 3-65), l'écoulement est réducteur de traînée, les couches d'iso normes de vitesses sont mieux organisées et l'écoulement paraît stable. Le déplacement des particules du fluide se fait suivant des lignes de courants parallèles entre elles près du centre. La turbulence est plus développée dans une couche proche de la paroi, mais l'étendue de cette couche reste beaucoup moins importante que dans le cas d'un écoulement newtonien turbulent. La figure Fig. 3-66 nous donne les tensions de Reynolds pour des concentrations de 25 et 150 ppm à 20°C. A 25 ppm et à un nombre de Reynolds de 9000, les tensions de Reynolds sont nulles à 10°C puis elle augmente avec la température pour s'approcher de celles correspondant à un fluide newtonien (perte de la réduction de la traînée). A cette même concentration et un nombre de Reynolds de 24500 les tensions de Reynolds indiquent un écoulement purement newtonien turbulent. A une concentration de 150 ppm, ces tensions deviennent nulles entre 10 et 50°C et le comportement reste identique même à de forts nombres de Reynolds. L'écoulement reste donc affecté par les surfactants présents dans l'eau même à fortes températures et forts nombres de Reynolds.

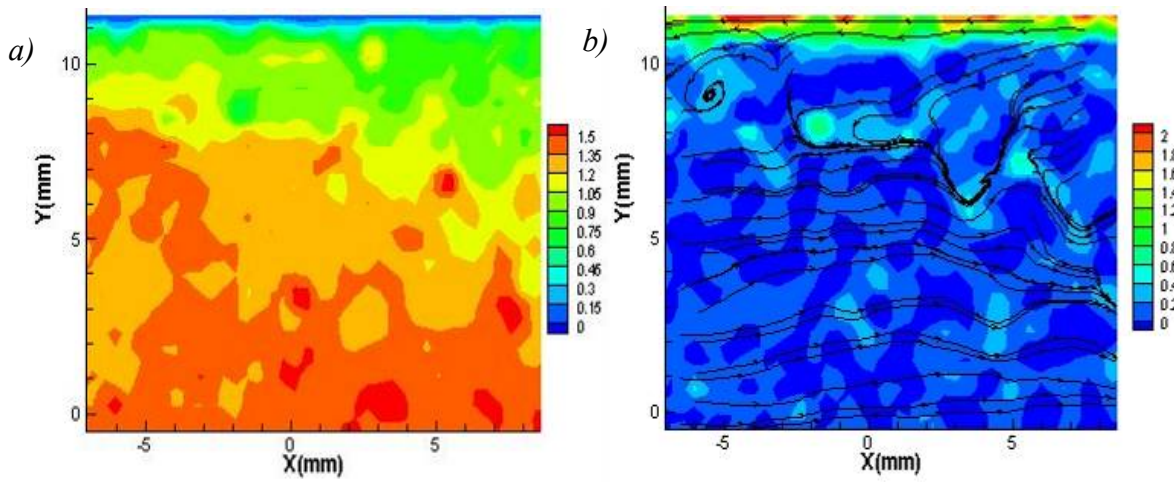


Fig. 3-63 : Normes de vitesses adimensionnées par la vitesse débitante, rotationnels et ligne de courant à différentes concentrations pour une solution de CTAC/NaSal dosée à 25 ppm ($Re \approx 24500$, $D=22,5$ mm et $T^\circ=20^\circ\text{C}$).

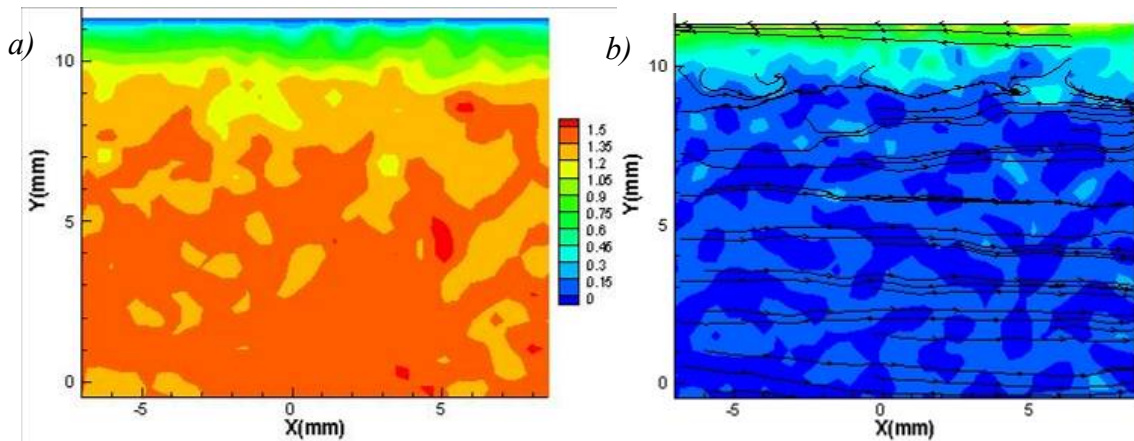


Fig. 3-64 : Normes de vitesses adimensionnées par la vitesse débitante, rotationnels et ligne de courant à différentes concentrations pour une solution de CTAC/NaSal dosée à 50 ppm ($Re \approx 24500$, $D=22,5$ mm et $T^\circ=20^\circ\text{C}$).

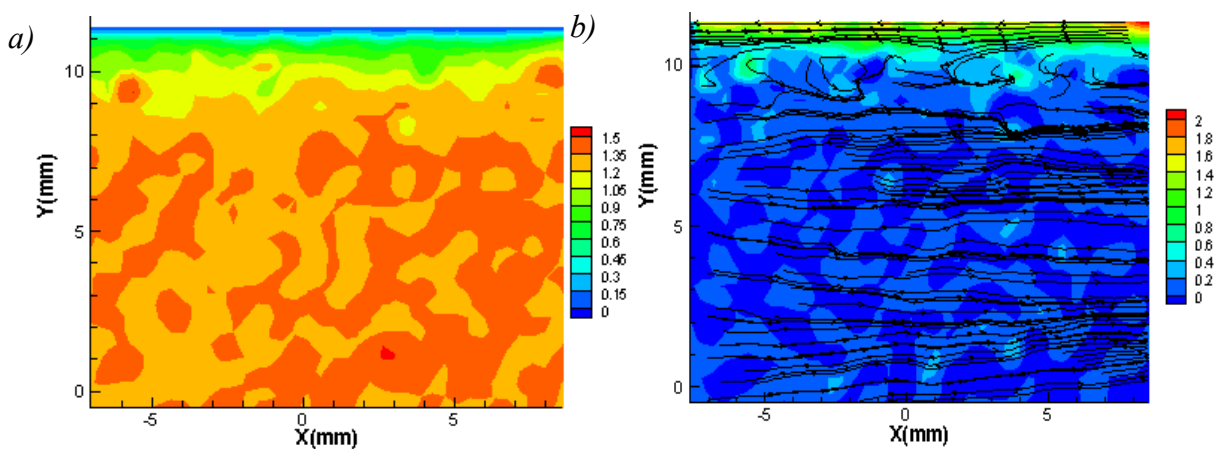


Fig. 3-65 : Normes de vitesses adimensionnées par la vitesse débitante, rotationnels et ligne de courant à différentes concentrations pour une solution de CTAC/NaSal dosée à 150 ppm ($Re \approx 24500$ et $T^\circ=20^\circ\text{C}$).

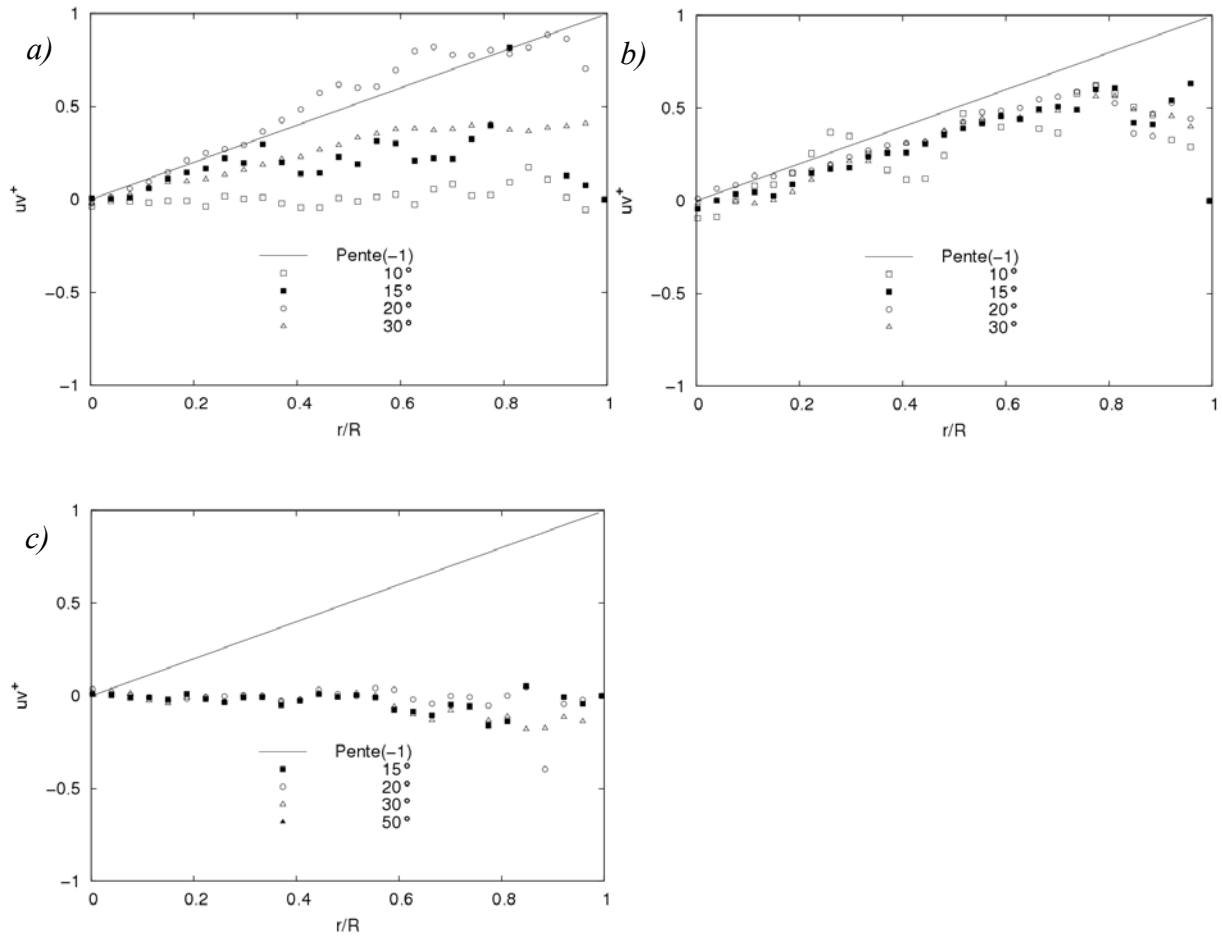


Fig. 3-66 : Tensions de Reynolds pour différentes températures ($D=22,5$ mm). a) $Re \approx 9000$, $C=25$ ppm, b) $Re \approx 24500$, $C=25$ ppm, c) $Re \approx 24500$, $C=150$ ppm.

La réduction de la traînée est liée à la température mais aussi à la concentration et au confinement utilisé (le diamètre). A faible concentration la réduction de la traînée n'est visible qu'à des températures avoisinant les températures ambiantes. Avec l'augmentation de la concentration, l'étendue de la réduction de la traînée croît pour devenir efficace à des températures plus élevées, jusqu'à 50°C . Il a été aussi remarqué qu'à de fortes concentrations (150 ppm), la réduction de la perte de charge est presque inexistante à faibles températures (10°C) et la solution devient laiteuse.

Cette dépendance de la réduction de la traînée à la température et à la concentration est supposée être dictée par l'organisation des particules fluides à l'intérieur du volume, selon plusieurs auteurs (Gyr et Bewersdorff, 1995). Cette organisation est généralement conditionnée par une longueur de chaînes moyenne suffisante et une structure micellaire particulière pouvant agir sur la turbulence lors de l'écoulement.

3.2.5 Dégradation des solutions de tensio-actifs (CTAC/NaSal)

Comme il a été mentionné auparavant, les tensio-actifs présentent l'avantage d'une durée de vie plus importante si on les compare à d'autres types d'additifs réducteurs de la traînée comme les polymères par exemple. Les chaînes se régénèrent facilement après avoir été soumises à de forts cisaillements dus à une forte turbulence et aux passages dans les singularités. Chou, 1991, et Lu et al., 1995, ont montré que les solutions d'Ethoquad/NaSal sont relativement stables après plusieurs jours de fonctionnement. Dans le travail de Gasljevic et al., 2007, avec une solution d'Ethoquad/NaSal dosée respectivement à 3,6 mMol/l et 2,5 mMol/l, il a été remarqué que les solutions se dégradent avec le temps. Le maximum de la réduction en terme de coefficient de frottement passe de 70 % le premier jour à 63 % le quatrième jour.

Dans la boucle d'essai utilisée dans ce travail, la solution de CTAC/NaSal reste relativement stable après quelques jours de recirculation (une semaine). Durant la visualisation de l'écoulement, après avoir introduit des particules de verre pour permettre la mesure des champs de vitesses par PIV, on a remarqué, le lendemain, que la stabilité de la solution est affectée et le comportement du coefficient de frottement n'est plus le même.

Les figures Fig. 3-67 et Fig. 3-68 montrent l'influence des particules d'ensemencement et de la dégradation des solutions de tensio-actifs respectivement sur le coefficient de frottement et le taux de réduction de la traînée durant quatre jours de fonctionnement avec une solution dosée à 75 ppm et une concentration en particule de verre creuse égale à 100 particule par millilitre. Le nombre de Reynolds critique correspondant à la perte de la réduction de la traînée tend vers des valeurs plus faibles avec le temps. La réduction de traînée est visible jusqu'à des nombres de Reynolds supérieurs à 40000 avec une réduction de traînée frôlant les 70° % le premier jour pour redescendre à des valeurs de Re proches de 20000 et un taux de réduction ne dépassant pas les 60 % le quatrième jour. Cependant, avec l'augmentation de la concentration, à 150 ppm (non présenté ici), la solution reste plus stable et résiste mieux à la dégradation mécanique malgré l'ajout des particules de verre et cela durant quatre jours consécutifs. Pour faire des visualisations lors de l'écoulement et suivre l'aspect réducteur de traînée, on a été obligé de changer la solution beaucoup plus souvent (chaque jour).

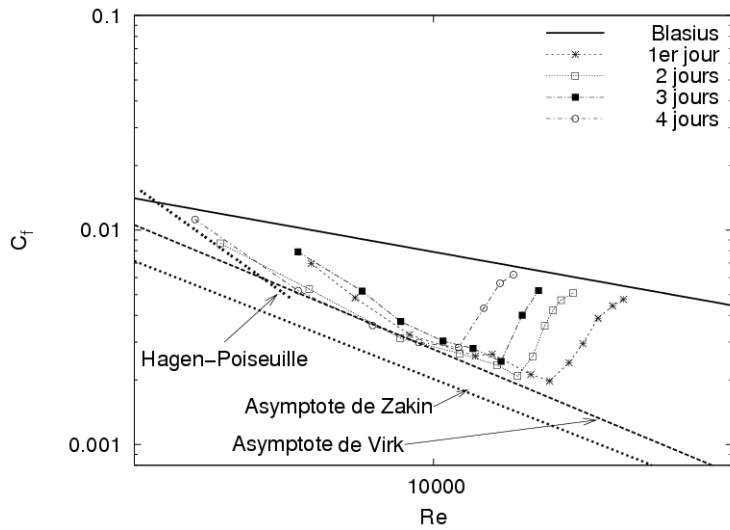


Fig. 3-67 : Suivi du Coefficient de frottement en fonction du nombre de Reynolds à 30°C ($C=75$ ppm, $D=17$ mm).

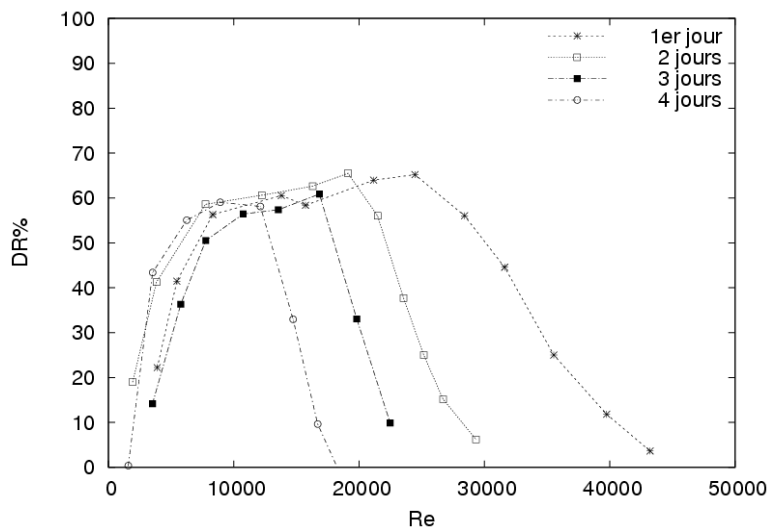


Fig. 3-68 : Suivi de la réduction de la traînée en fonction du nombre de Reynolds à 30°C ($C=75$ ppm, $D=17$ mm).

3.2.6 Conclusion

La réduction de la traînée par les additifs est une conséquence d'écoulement difficile à cerner. Dans cette partie, nous l'avons abordé à l'aide d'un dispositif expérimental développé spécialement pour l'étude de ce phénomène. On s'est intéressé aux différentes caractéristiques de l'écoulement en conduite et aux poids de chaque paramètre influant la réduction de la traînée d'une solution aqueuse de CTAC/NaSal. Plusieurs concentrations, températures et diamètres sont utilisés.

L'écoulement des solutions réductrices de la perte de charge possède des caractéristiques différentes que celles trouvées avec un fluide newtonien. Si pour de l'eau l'écoulement turbulent est développé à partir d'un nombre de Reynolds de 3000 et que le coefficient de frottement suit la droite de Blasius, l'écoulement des solutions de CTAC/NaSal reste complexe et difficile à contenir dans de simples lois empiriques. Les tensions de Reynolds nulles et le changement de la structure de l'écoulement restent parmi les caractéristiques principales des écoulements réducteurs de la traînée.

A un même nombre de Reynolds, l'écoulement est plus turbulent dans le cas d'un fluide newtonien que dans le cas d'une solution réductrice de la traînée. Les particules fluides représentées par des lignes de courants se déplacent en parallèle dans le sens de l'écoulement dans le cas des solutions de tensio-actifs contrairement au solvant pur. Cela peut s'expliquer en partie par un retardement de l'apparition d'un écoulement pleinement turbulent et un changement de l'organisation de la structure de l'écoulement. Pour une concentration de 75 ppm, le taux de réduction de la traînée augmente et devient plus efficace à de forts nombres de Reynolds. Elle passe de moins de 50 % à un nombre de Reynolds de 5700 à plus de 70 % à des nombres de Reynolds supérieurs à 25000. Cependant, au delà d'un certain nombre de Reynolds critique (≈ 45000) l'écoulement se rapproche progressivement d'un écoulement newtonien.

Avec l'augmentation du diamètre, la réduction de la traînée augmente et le nombre de Reynolds critique correspondant à la chute du coefficient de frottement tend vers des nombres plus forts. Le maximum de la réduction de la traînée passe de 65 % environ et d'un nombre de Reynolds critique de 18000 à un diamètre de 10 mm à plus de 75 % et un Re_c avoisinant les 45000 à un diamètre de 22,5 mm. En terme de vitesses d'écoulement, la réduction de la traînée est faiblement dépendante du diamètre de la conduite, elle se situe entre 0,5 et 2 m/s.

L'efficacité de la solution réductrice de la traînée est fortement liée à la quantité de CTAC/NaSal présent dans la solution. A faible concentration, la réduction de la traînée est négligeable et couvre seulement des températures ambiantes. Avec l'augmentation de cette dernière la réduction de la traînée devient efficace à des températures plus élevées et à de forts nombres de Reynolds. Cependant, à des concentrations élevées, la solution devient laiteuse à de faibles températures.

La température qui influe considérablement sur la réduction de la traînée est aussi largement explorée. Il a été remarqué que le taux de réduction de la traînée augmente avec la température, mais au-delà d'un certain nombre de Reynolds cette réduction disparaît pour laisser place à un écoulement purement newtonien. Ce paramètre est fortement lié à la concentration en surfactant utilisée. Généralement, pour chaque concentration une

température limite optimale peut être déterminée, d'où la nécessité d'utiliser des concentrations optimales choisies en fonction de la température désirée.

En plus des paramètres classiques influant la réduction de la traînée tels que la température, la concentration et le diamètre, la faible dégradation mécanique des additifs qui est présentée comme un avantage capital des solutions de tensio-actifs par rapport aux réducteurs classiques (polymères) est non négligeable dans le cas des solutions de CTAC/NaSal utilisés à faibles concentrations. Ce phénomène s'accélère avec l'ajout des particules d'ensemencement (des particules de verre creuses sont utilisées dans ce travail) et diminue avec l'augmentation de la concentration en tensio-actifs.

3.3 IMPACT DU COMPORTEMENT RHEOLOGIQUE DU CTAC/NASAL : ETUDE NUMERIQUE

Afin de faire un lien entre le comportement rhéologique et la réduction de la traînée, on a abordé les écoulements de fluides complexes en régime turbulent par la simulation numérique directe (**D**irect **N**umerical **S**imulation, DNS). Le but est de mesurer l'impact du modèle de comportement rhéologique sur la structure de la turbulence et le coefficient de frottement à la paroi.

Sur le plan de la rhéologie, les travaux expérimentaux sur les tensio-actifs ont notamment mis en évidence l'effet positif de certains comportements comme la viscoélasticité et le rhéo-épaississement sur la réduction de la traînée. Le comportement de rhéo-épaississement des solutions de tensio-actifs comme du CTAC/NaSal utilisée dans l'étude expérimentale peut être approché par une loi de Carreau modifiée (Guillou et Makhloufi, 2002). Sachant que les effets viscoélastiques n'apparaissent pas explicitement dans la loi de Carreau modifiée, mais uniquement de manière implicite dans le rhéo-épaississement local.

3.3.1 Modélisation du comportement rhéologique

Le comportement rhéologique des solutions de tensio-actifs peut être approché par une loi de Bird-Carreau par morceau (Guillou et Makhloufi, 2002). Ce comportement sera modélisé en deux parties : L'une pour les taux de cisaillement les plus faibles et le taux de cisaillement critique (viscosité initiale, $\dot{\gamma} < \dot{\gamma}_c$), où la viscosité $\eta_1(\dot{\gamma})$ est approchée par l'équation Eq. 3-6. L'autre pour les taux de cisaillements plus élevés (viscosité plateau, $\dot{\gamma} > \dot{\gamma}_c$). Dans ce cas la viscosité $\eta_2(\dot{\gamma})$ est approchée par l'équation Eq. 3-7.

Une combinaison de ces deux viscosités ($\eta_1(\dot{\gamma})$ et $\eta_2(\dot{\gamma})$) en utilisant la loi de Bird-Carreau modifiée (par morceau), nous conduit à une fonction continue (Eq. 3-8).

$$\text{Eq. 3-6} \quad \eta_1(\dot{\gamma}) = \eta_{\infty 1} + (\eta_{01} - \eta_{\infty 1})(1 + (\lambda_1 \dot{\gamma})^2)^{-(n_1-1)/2}$$

$$\text{Eq. 3-7} \quad \eta_2(\dot{\gamma}) = \eta_{\infty 2} + (\eta_{02} - \eta_{\infty 2})(1 + (\lambda_2 \dot{\gamma})^2)^{-(n_2-1)/2}$$

$$\text{Eq. 3-8} \quad \eta(\dot{\gamma}) = \frac{\eta_1(\dot{\gamma}) + \eta_2(\dot{\gamma})}{2} + \frac{\eta_1(\dot{\gamma}) - \eta_2(\dot{\gamma})}{2} \tanh\left(\frac{\dot{\gamma} - \dot{\gamma}_c}{r}\right)$$

La Fig. 3-69 présente la viscosité apparente en fonction du taux de cisaillement d'une solution aqueuse dosée à 75 ppm de CTAC/NaSal (Itoh et al., 2004). Le comportement de ce type de solution (rhéo-épaississement) peut être approché facilement par une loi de Bird-Carreau modifiée (Eq. 3-8).

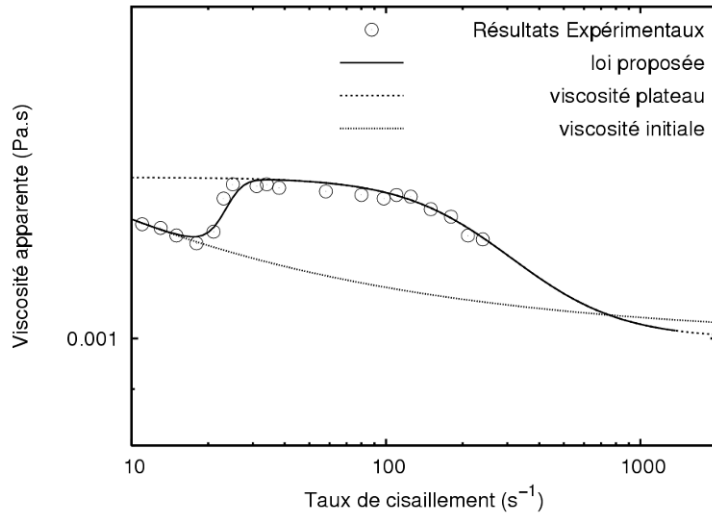


Fig. 3-69 : Modélisation de la viscosité apparente de la solution aqueuse de CTAC/NaSal (75/75 ppm), Itoh et al., 2004.

Bien que le rhéo-épaississement ne soit pas une propriété de tous les surfactants réducteurs de traînée, les chercheurs ont supposé l'existence d'une relation entre le rhéo-épaississement et la réduction de traînée (Gyr et Bewersdorff, 1995). Dans le but d'étudier l'influence de ce saut de viscosité (le rhéo-épaississement) sur la réduction de la traînée, on va réaliser des simulations numériques directes en prenant comme comportement rhéologique celui d'une solution réductrice de traînée (CTAC/NaSal) dosée à 75 ppm. Cette solution utilisée dans la partie expérimentale de ma thèse présente une réduction de traînée allant jusqu'à plus de 80 %.

Les paramètres des lois (η_1 et η_2), ainsi que ceux de la loi combinée modélisant la solution de CTAC/NaSal dosée à 75 ppm pour une température de 20°C (193K) sont donnés dans le Tableau 3-2.

| η (Pa.s) | η_0 (10^{-3} Pa.s) | η_α (10^{-3} Pa.s) | λ (s) | n | $\dot{\gamma}_c$ | r |
|---------------|----------------------------|---------------------------------|---------------|-----|------------------|-----|
| η_1 | 0,0019 | 0,001 | 1,8 | 0,6 | 23 | 4 |
| η_2 | 0,0014 | 0,001 | 0,0035 | -1 | | |

Tableau 3-2 : Valeurs des paramètres de la loi de viscosité combinée μ_1 , μ_2 , $\dot{\gamma}_c$, r pour une solution aqueuse de CTAC/NaSal dosée à 75 ppm à 20°C.

Les calculs seront réalisés dans les mêmes conditions que dans le cas d'un écoulement newtonien avec un maillage de 61x61x61 (N_x , N_y , N_z) respectivement dans les directions x , y et z sur une durée de 1200 secondes. La distance entre les deux plaques est égale au diamètre de la conduite ($2h=D=22,5$ mm).

3.3.2 Résultats

Les résultats du coefficient de frottement en fonction du nombre de Reynolds (Fig. 3-70-a) nous donnent un profil semblable à celui trouvé pour un fluide newtonien. Au-delà d'un nombre de Reynolds de 3000, le coefficient de frottement atteint la droite de Dean et la dépasse même légèrement, après un passage en régime transitoire entre un nombre de Reynolds de 1500 et de 3000. Selon ces résultats, le saut de viscosité se trouvant à un taux de cisaillement assez faible (10 s^{-1}) n'influe presque pas sur la réduction du coefficient C_f . La viscosité apparente à l'infini descend au-dessous de la viscosité trouvée pour de l'eau ($\approx 0,9$ la viscosité de l'eau) cela correspond à la partie où le coefficient de frottement dépasse la droite de Dean. Dès que le régime turbulent est atteint, la réduction de traînée disparaît. Elle devient même négative (Fig. 3-70-b) Cela conduit à penser que la prise en considération du rhéo-épaississement dans le modèle de Bird-Carreau modifié n'est pas suffisant pour conduire à une réduction de traînée. Expérimentalement, la réduction de traînée débute à un nombre de Reynolds avoisinant les 3000, en même temps qu'elle disparaît dans les cas du modèle numérique.

A un nombre assez faible ($Re=5600$) le comportement est newtonien purement turbulent. Le profil moyen de vitesses en coordonnées de paroi suit la droite trouvée pour de l'eau et les tensions de Reynolds indiquent un écoulement pleinement turbulent.

Le modèle rhéologique de Bird-Carreau ne donne aucune réduction de traînée et on ne trouve aucune influence du saut de contrainte sur le coefficient de frottement et la turbulence.

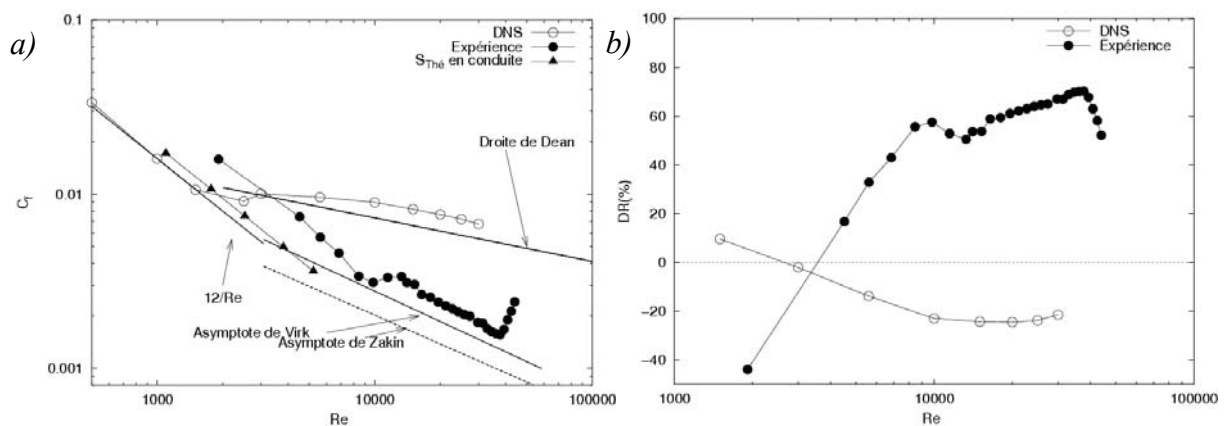


Fig. 3-70 : a) Evolution du coefficient de frottement en fonction du nombre de Reynolds d'une solution aqueuse de CTAC/NaSal dosé à 75 ppm, b) évolution de la réduction de la traînée en fonction du nombre de Reynolds (solution numérique et expérimentale).

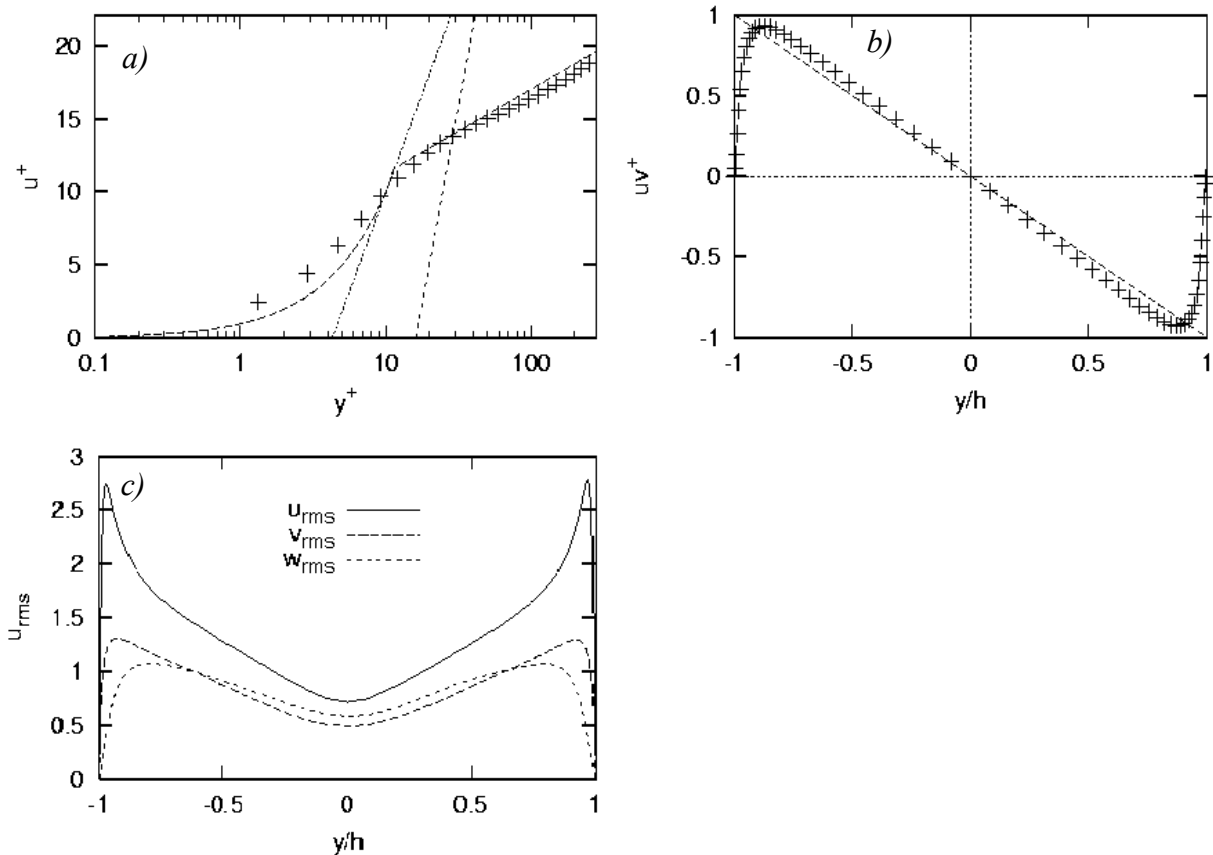


Fig. 3-71 : a) Profils moyens de vitesses en coordonnées de paroi, b) tensions de Reynolds et c) intensités axiales de la turbulence suivant les trois différents axes d'une solution aqueuse de CTAC/NaSal dosée à 75 ppm à 20°C et $Re=5600$.

Les résultats numériques nous indiquent un écoulement turbulent à un nombre de Reynolds $Re=5600$ et le coefficient de frottement est au-dessus de la droite de Dean. En se basant sur ces résultats obtenus, on peut conclure qu'une loi de Bird-Carreau modifiée, à faible viscosité (proche de celle de l'eau), n'est pas suffisante pour traduire d'une manière efficace la réduction de traînée.

On peut conclure que la viscosité apparente n'est pas la seule responsable de la réduction de la traînée, le phénomène nécessite des modèles rhéologiques plus complexes qui prennent en compte beaucoup plus de paramètres comme la viscoélasticité et l'élongation par exemple.

3.3.3 Conclusion

Le code de calcul SUDRES3D est utilisé dans ce travail de thèse pour simuler les écoulements réducteurs de la traînée à base de CTAC/NaSal, en se basant sur leurs comportements rhéologiques.

Une simple loi de Carreau modifiée qui ne prend en compte que la viscosité apparente n'est pas suffisante pour simuler un écoulement réducteur de traînée. La simulation nous rapproche plus d'un écoulement newtonien sans pour autant avoir une réduction de traînée en régime turbulent.

3.4 ETUDE DU COMPORTEMENT A LA PAROI DANS UNE GEOMETRIE DE TAYLOR-COUETTE : GLISSEMENT A LA PAROI

Deux cellules de cisaillement de Couette ont été récemment développées au laboratoire pour étudier les écoulements de fluides non-newtoniens (Besq et al., 2006, Hadri et al., 2006). Les expériences ont été conduites avec une solution de surfactant (CTAC/NaSal) dosée à 75 ppm avec un entrefer de 11 mm. Par la suite, une autre cellule est fabriquée cette fois-ci avec un entrefer de 22,5 mm, ce qui offre un niveau de confinement comparable à celui imposé dans la conduite de diamètre intérieur de 22,5 mm (voir Chapitre II. *Matériels et techniques expérimentales*). Cet aspect est important car il conditionne la plage de régime pour laquelle le surfactant agit. Hadri et al. (2006) ont ainsi montré que l'augmentation du diamètre de la conduite reporte la transition vers le régime turbulent développé vers des valeurs du nombre de Reynolds plus élevées. Pour des solutions de surfactant CTAB en régime dilué, Drappier (2004) a montré que la courbe d'écoulement obtenue en géométrie de Couette dépendait de la valeur de l'entrefer : le saut de contrainte initialement observé dans le cas des entrefers larges disparaît au profit d'un comportement newtonien lorsque l'on réduit fortement l'entrefer.

L'objectif de ce travail est d'étudier l'écoulement de la solution de CTAC/NaSal dosée à 75 ppm dans la cellule de Couette à partir d'un couplage de mesures, vélocimétrie par images de particules (PIV)-Rhéoscope. Une large gamme de vitesses de rotation est exploitée afin d'obtenir une transition d'un type d'écoulement à un autre.

3.4.1 Première application pour un surfactant : entrefer de 11 mm

Les champs de vitesses instantanées pour des vitesses caractéristiques de rotation du rotor de 2 et 4 tours par minutes sont présentés sur la figure Fig. 3-72 ainsi que les iso-contours de la norme de la vitesse. On constate que l'organisation spatiale de l'écoulement est principalement cylindrique et que l'évolution tangentielle de la norme de la vitesse dépend fortement de la vitesse de rotation. On assiste à une décroissance régulière de la norme de la vitesse dans tout l'entrefer pour $\omega=2$ trs/min. Pour la vitesse de rotation de 4 trs/min, on observe deux zones distinctes, l'une du côté du rotor où la norme de la vitesse diminue régulièrement, l'autre du côté du stator où la vitesse a un comportement non linéaire.

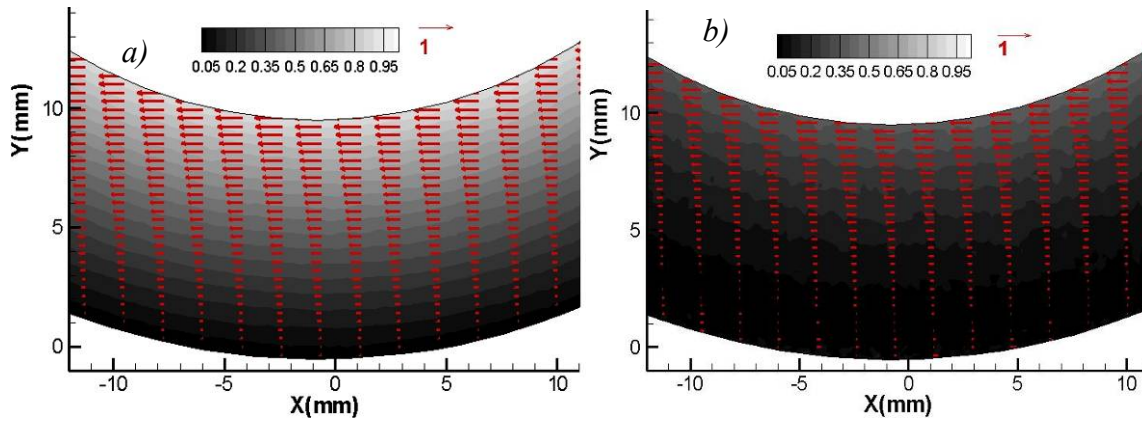


Fig. 3-72 : Champs de la norme des vitesses instantanées adimensionnées par la vitesse tangentielle du rotor, a) : $\omega=2$ trs/min et b) : $\omega=4$ trs/min ($e=11$ mm, $C=75$ ppm, $T=20^\circ\text{C}$).

Pour la suite, nous allons nous intéresser à l'évolution radiale de la vitesse tangentielle U_θ (la vitesse radiale U_r est nulle). Ces profils de vitesses seront obtenus à partir d'une moyenne spatio-temporelle en considérant un secteur α d'angle 12° et les 200 derniers champs de vitesses instantanées. Ce calcul fait apparaître que l'écart type maximal pour $\omega=2$ trs/min est de l'ordre de 5 à 10 % de la vitesse maximale, alors qu'il est de l'ordre de moins de 5 % pour $\omega=4$ trs/min.

La figure Fig. 3-73 reporte les profils des vitesses radiales et tangentielles adimensionnées par la vitesse du rotor (U_θ^* et U_r^*) dans l'entrefer lui-même adimensionné par l'entrefer total de la cellule de Couette ($[r-R1]/[R2-R1]$) obtenus pour les deux vitesses de rotation imposées (2 et 4 trs/min). Pour $\omega=2$ trs/min, les valeurs de vitesses radiales oscillent autour de zéro. Elles peuvent être considérées comme nulles compte tenu des incertitudes de mesure. Le profil de vitesses tangentielles quant à lui est assez proche de celui attendu dans le cas de l'écoulement laminaire d'un fluide newtonien. Cela suggère que nous sommes bien en présence de ce régime d'écoulement et que le léger écart constaté doit être vraisemblablement lié à la précision du système. En effet, l'écart temporel Δt fixé ne permet pas d'estimer les vitesses avec la même précision dans tout l'entrefer : on est en présence d'un écart important entre les déplacements proches du rotor et ceux au contact du stator. Pour la seconde vitesse de rotation (4 trs/min), nous sommes toujours en présence d'un écoulement purement tangential avec potentiellement le même problème de précision. Le seuil d'instabilité pour un écoulement de Taylor-Couette est caractérisé par un nombre de Taylor critique qui vaut $Ta_c=1700$. Ce critère appliqué à notre géométrie, bien que l'entrefer soit large, donne un seuil d'instabilité correspondant à une vitesse de rotation légèrement inférieure à 3 trs/min. A la vue de nos résultats, on peut supposer que l'on est en présence d'une première instabilité.

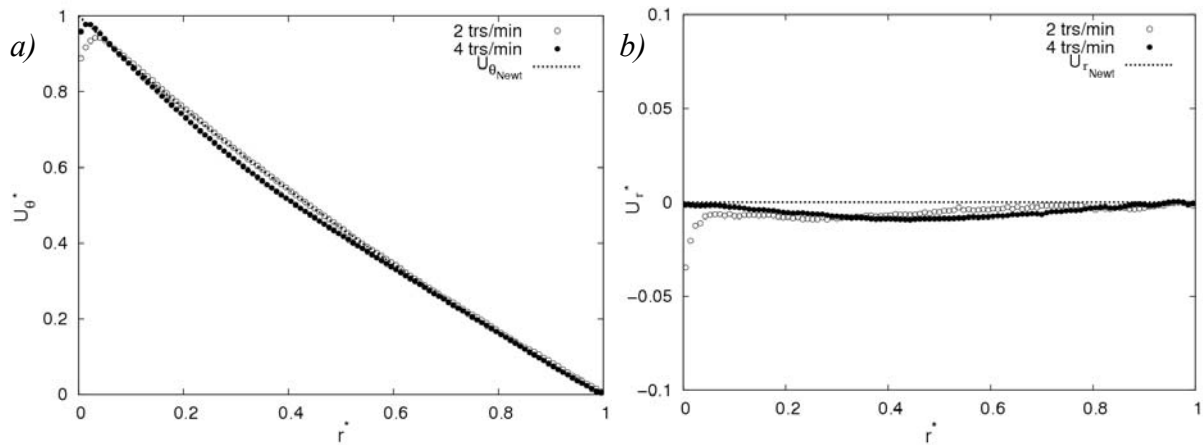


Fig. 3-73 : Evolution de la vitesse adimensionnée par la vitesse du rotor pour des vitesses de rotation de 2 trs/min et de 4 trs/min : a) profils de vitesses tangentielles et b) profils de vitesses radiales ($e=22,5$ mm, $C=75$ ppm, $T=20^{\circ}\text{C}$).

Sur la figure Fig. 3-73, les profils de vitesses pour 2 et 4 trs/min sont proches de celui obtenu pour un écoulement de Couette laminaire. Près du rotor on constate une chute brutale de la vitesse du fluide. Cela peut être dû soit à un glissement, soit à une faible précision du système de mesure. Dans le but d'avoir plus d'informations près des parois, on diminue la surface de visualisation (modification de l'objectif de la caméra) pour n'avoir qu'une seule moitié de l'entrefer de la cellule, donc plus d'informations. La figure Fig. 3-74 porte les deux profils de vitesses tangentielles pour une moitié de l'entrefer proche du rotor. A faible vitesse de rotation, 2 trs/min, le profil moyen superpose parfaitement celui d'un écoulement newtonien, avec une légère différence pour 4 trs/min ce qui peut nous faire penser à un changement de comportement (apparition des premières instabilités de Taylor).

Au contact de la paroi, les vitesses d'écoulement sont équivalentes aux vitesses imposées au rotor. Donc, la chute brutale de la vitesse du fluide près du rotor est due essentiellement à une faible précision de l'outil de mesure.

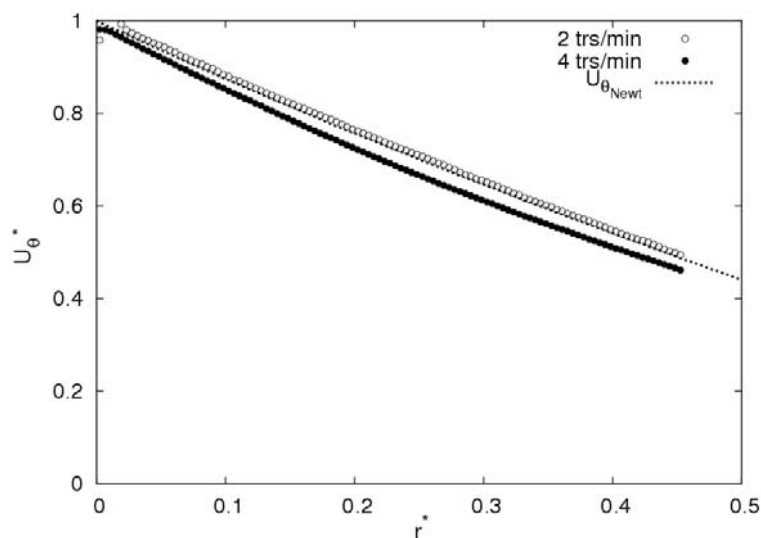


Fig. 3-74 : Evolution de la vitesse tangentielle adimensionnée par la vitesse du rotor près de celui-ci pour une vitesse de rotation de 2 trs/min et 4 trs/min ($e=22,5$ mm, $C=75$ ppm, $T=20^{\circ}\text{C}$).

3.4.2 Cellule de Couette placée sous le Rhéoscope : entrefer de 22,5 mm

L'entrefer dans ce cas est de 22,5 mm, la cellule de Couette est placée sous le Rhéoscope, dans le but de contrôler la vitesse de rotation et la contrainte en même temps. Au début de notre expérience le but était d'imposer une contrainte (Rhéoscope à contrainte imposée) et de récupérer la vitesse de rotation avec une visualisation de l'écoulement en même temps. Vu que la vitesse de rotation fluctue énormément, on a opté pour une imposition de la vitesse de rotation et une récupération par la suite de la contrainte nécessaire pour obtenir cet écoulement. Les expériences et les visualisations par PIV ont été effectuées pour de l'eau et des solutions de surfactant (CTAC/NaSal dosé à 75 ppm).

Faute de précision du Rhéoscope pour de faibles vitesses de rotations, nos expériences ne peuvent être conduites pour des vitesses de rotation inférieures à 85 trs/min.

A une température de 20°C, les résultats obtenus pour de l'eau et une solution de surfactant dosée à 75 ppm sont présentés dans la figure Fig. 3-75. Dans le cas d'un écoulement newtonien, les profils de vitesses se superposent avec un gradient de vitesses assez important près du stator et du rotor. Au milieu de l'entrefer ($0,1 < [r-R1]/[R2-R1] < 0,9$), les profils exhibent un gradient de vitesses faible, propriété d'un écoulement stable et purement turbulent. En passant à une solution de surfactant, le comportement n'est plus le même aux vitesses de rotation identiques. Le gradient de vitesses près du stator est plus faible que celui trouvé pour de l'eau, au milieu de l'entrefer, l'écoulement n'est plus le même entre 85 et 500 trs/min, pour se stabiliser pour les dernières vitesses (500 et 700 trs/min), signe d'un écoulement purement turbulent. Le gradient de vitesses au milieu de l'écoulement est nul pour obtenir un profil parfaitement horizontal à fortes vitesses de rotation ce qui présente une différence de taille par rapport à un écoulement newtonien. Finalement, près du rotor, l'écart entre les vitesses imposées et celles trouvées par visualisation présente un décalage conséquent, ce qui nous laisse penser à un éventuel glissement ou un fort gradient de vitesses qu'on peut voir faute de précision et de manque d'informations près du rotor.

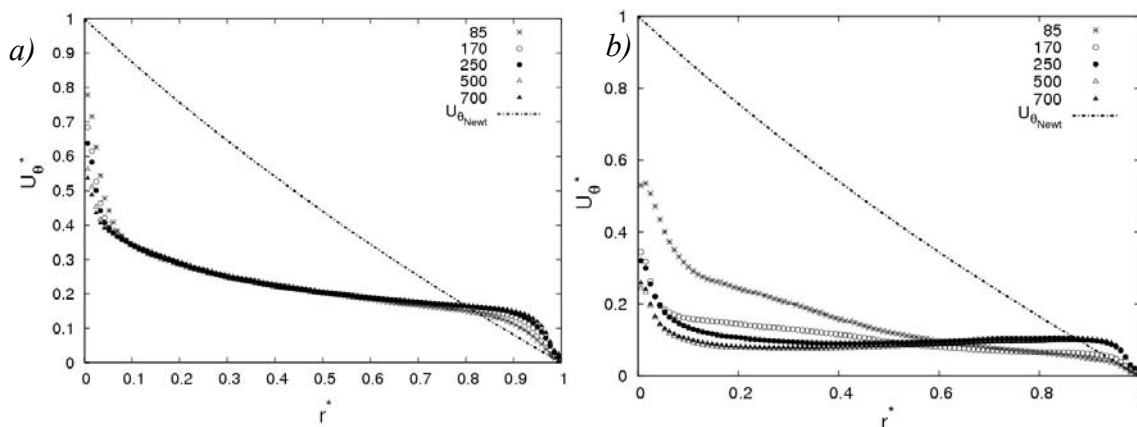


Fig. 3-75 : Evolution de la vitesse tangentielle dans l'entrefer : a) pour de l'eau, b) pour une solution de surfactants dosé à 75 ppm ($e=22,5$ mm, $C=75$ ppm, $T=20^\circ\text{C}$).

A faible vitesse de rotation (85 trs/min) les profils de vitesses moyennées sont différents d'un essai à un autre, ce qui nous amène à s'intéresser à l'évolution des profils vitesses instantanées dans le temps. La figure Fig. 3-76 présente 100 instants pour un écoulement newtonien et une solution de tensio-actifs dosée à 75 ppm à 20°C. Pour de l'eau l'écoulement est assez stable et les profils instantanés oscillent autour d'une valeur moyenne sans grandes fluctuations (caractéristique d'un comportement d'un écoulement turbulent). Avec l'ajout de surfactant l'écoulement est complètement instable au milieu de l'entrefer, ce qui nous amène à penser que l'écoulement n'est ni laminaire ni turbulent, donc transitoire et si on se réfère aux théories sur les écoulements de Couette, les pics de vitesses au milieu de l'entrefer peuvent être attribués à l'apparition des tourbillons de Taylor. Ceci veut dire que même si la viscosité est du même ordre pour de l'eau et une solution de surfactants, l'apparition d'un écoulement turbulent est retardée dans le cas d'une solution de CTAC/NaSal comparé à de l'eau.

La figure Fig. 3-77 présente le suivi temporel de la vitesse instantanée (300 instants) à différents endroits de l'entrefer (proche du rotor, $D=11$ mm, au milieu de l'entrefer, $D=22$ mm et près du stator, $D=32$ mm) pour une vitesse de rotation de 85 trs/min. Près du rotor, à 11 mm, la vitesse instantanée fluctue plus dans le cas d'une solution réductrice de traînée qu'avec de l'eau. C'est le même constat près de la paroi extérieure (stator). Au milieu de l'entrefer ($r=22$ mm), les fluctuations de vitesses sont presque du même ordre dans les deux cas de fluides. Cependant la valeur instantanée fluctue à des valeurs inférieures dans le cas d'une solution de tensio-actifs.

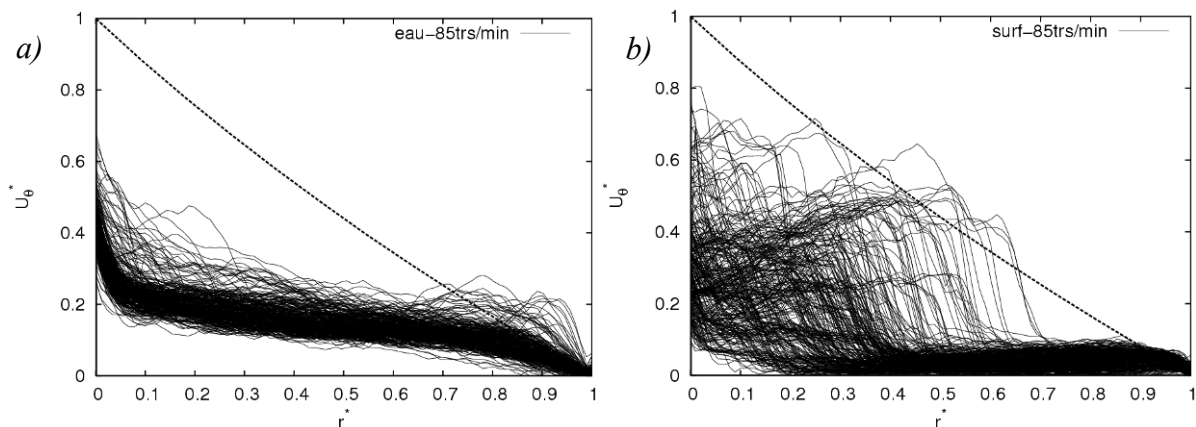


Fig. 3-76 : Evolution de la vitesse tangentielle dans le temps suivant l'axe central de l'écoulement : a) pour de l'eau, b) pour une solution de surfactant dosé à 75 ppm ($e=22,5$ mm, $T=20^{\circ}\text{C}$).

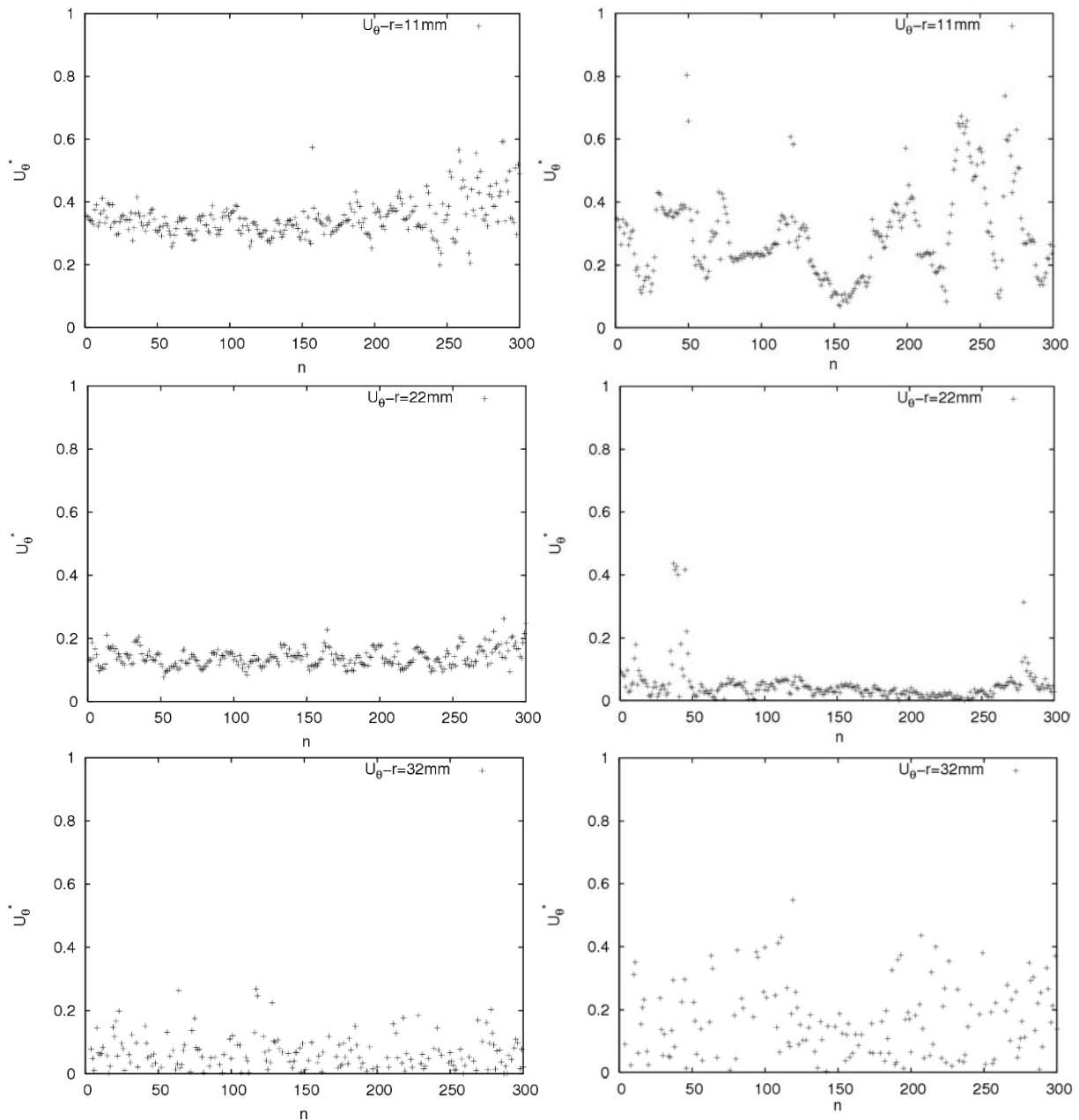


Fig. 3-77 : Suivis de l'évolution dans le temps des vitesses instantanées en un point à différents endroit de l'entrefer ($r=11\text{ mm}$, $r=22\text{ mm}$ et $r=32\text{ mm}$), à gauche pour de l'eau, à droite pour une solution de CTAC/NaSal dosé à 75 ppm ($e=22,5\text{ mm}$, $T=20^\circ\text{C}$).

Sont présentées sur les figures Fig. 3-78 et Fig. 3-79 les fluctuations de vitesses adimensionnées par la vitesse du rotor de vitesses radiales et tangentielle respectivement pour une solution de CTAC/NaSal dosée à 75 ppm et pour de l'eau à 20°C . Suivant l'axe tangent à l'écoulement, les fluctuations adimensionnées donnent des valeurs faibles près du stator et augmentent en s'approchant du rotor. Les fluctuations radiales fluctuent autour d'une valeur proche de zéro. Si on compare ces résultats à ceux obtenus pour un fluide newtonien, on remarque que les fluctuations dans le cas d'une solution réductrice de la traînée augmentent suivant l'axe de l'écoulement tandis que celles suivant l'axe perpendiculaire

(radiales) diminuent comparées à celles trouvées pour de l'eau. Pour une vitesse de rotor de 170 trs/min, les fluctuations radiales atteignent un maximum de 10 % de la valeur de la vitesse du rotor dans le cas du solvant et ne dépasse pas 5 % dans les cas des solutions de tensio-actifs. Cette constatation est la même que dans le cas d'un écoulement réducteur de traînée en conduite cylindrique où on a remarqué une augmentation des fluctuations adimensionnées par la vitesse à la paroi suivant l'axe de l'écoulement et leur diminution suivant l'axe transversal. Nous retrouvons ce même constat dans les travaux de Gyr et Bewersdorff (1995) qui portent sur la réduction de la traînée par les tensio-actifs.

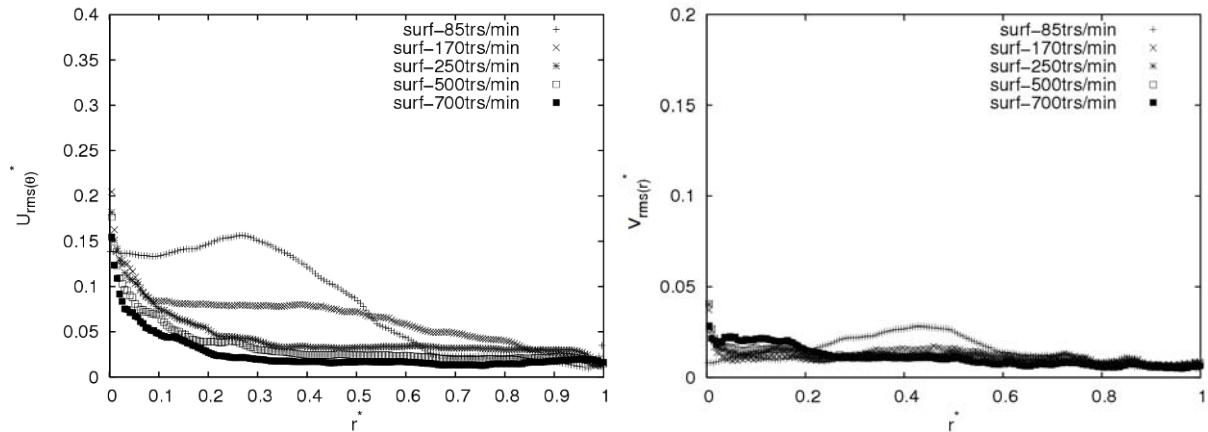


Fig. 3-78 : Fluctuations de vitesses tangentielles et radiales adimensionnées par la vitesse du rotor pour une solution de CTAC/NaSal dosée à 75 ppm ($e=22,5$ mm, $T=20^{\circ}\text{C}$).

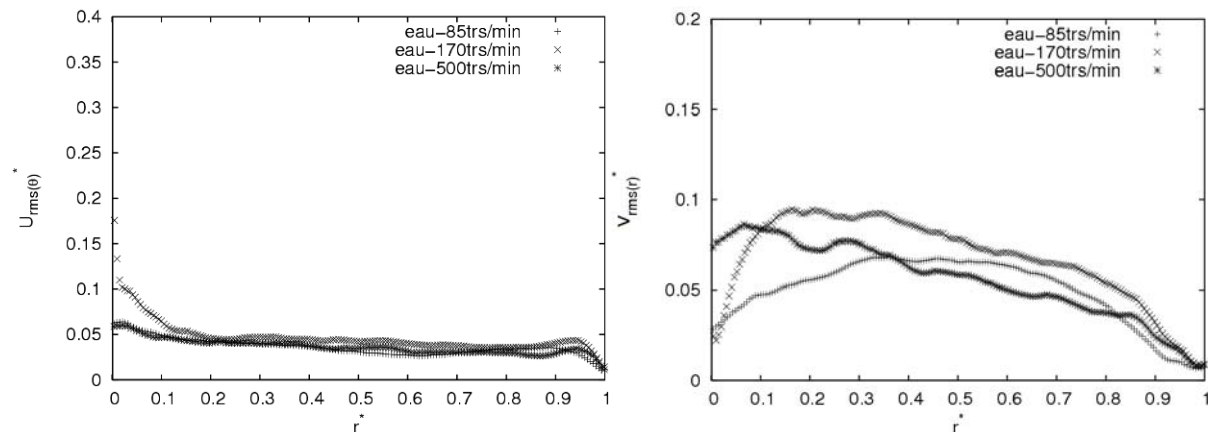


Fig. 3-79 : Fluctuations de vitesses tangentielles et radiales adimensionnées par la vitesse du rotor pour de l'eau ($e=22,5$ mm, $T=20^{\circ}\text{C}$).

3.4.2.1 Ya-t-il glissement ?

Si on se réfère à quelques travaux sur la réduction de la traînée, certains auteurs pensent que la réduction de la traînée peut être due en partie à un phénomène de glissement à la paroi (Drappier et al., 2006). Sur la figure Fig. 3-75, on remarque un décalage entre la vitesse de rotation du rotor et celle du fluide cisailé. Ce décalage n'est pas du même ordre pour de l'eau et une solution de surfactant. Afin de mieux comprendre ce qui se passe près des parois (s'il y

a glissement ou pas), des zooms sont effectués dans le but d'avoir plus d'informations sur les profils à fort gradient de vitesses.

Dans le cas de l'eau

Si on zoome sur les parties proches du rotor et du stator (Fig. 3-80), on augmente la résolution donc on récupère plus d'informations. Près du stator, les deux profils de vitesses (tout l'entrefer et 20 % de l'entrefer) se superposent parfaitement et le gradient de vitesses reste inchangé et s'annule complètement au contact de la paroi. Près du rotor, une différence entre les deux profils apparaît pour $[r-R1]/[R2-R1] < 0,05$. Les vitesses adimensionnées correspondant aux mesures avec et sans zoom présentent un écart assez important au contact de la paroi (près de 20 %). Avec une précision près de la paroi, il est visible que le prolongement du profil de vitesses rejoint facilement une vitesse proche de celle imposée au rotor.

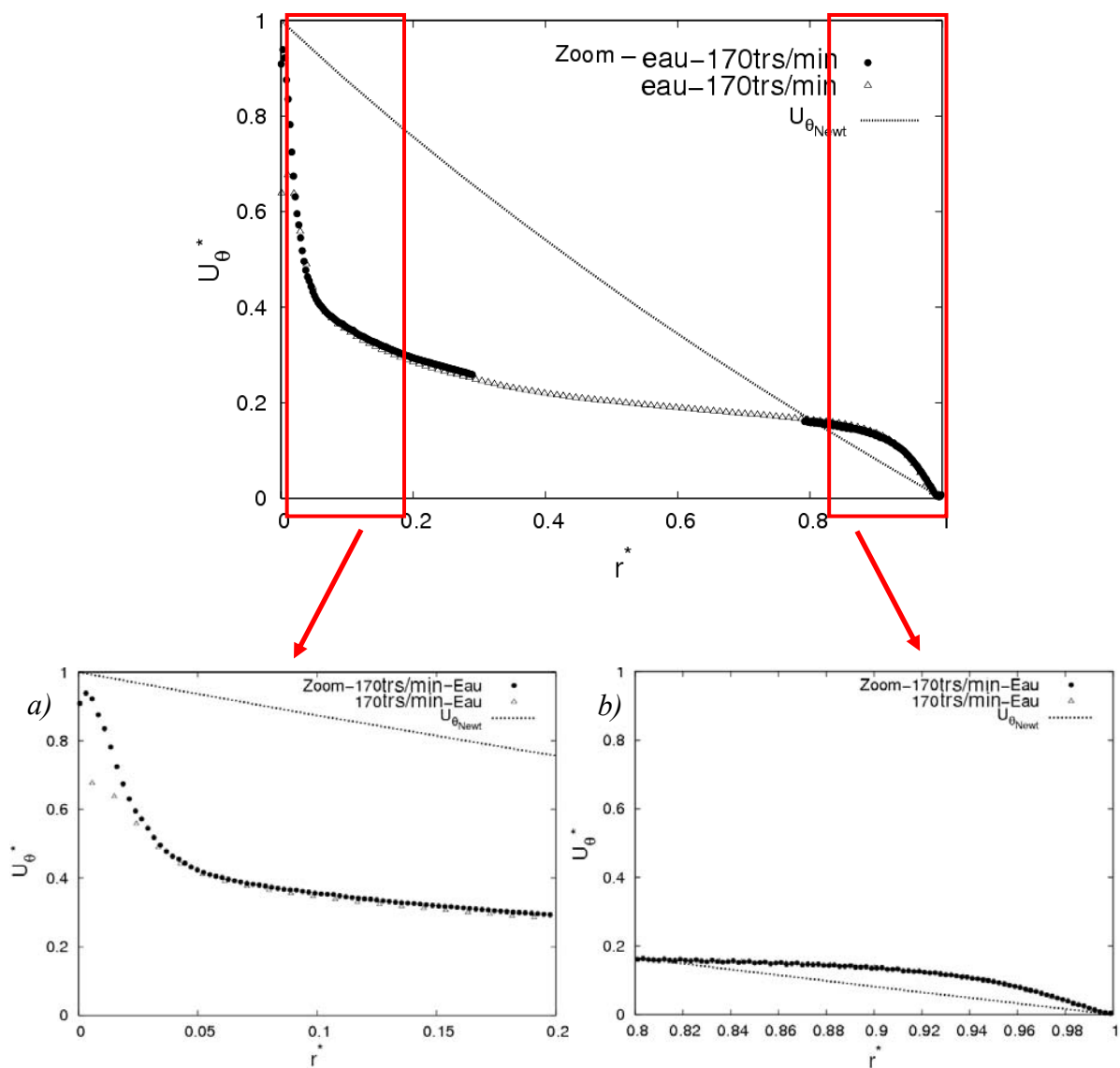


Fig. 3-80 : Zoom sur l'évolution de la vitesse tangentielle dans l'entrefer, près du rotor et du stator. Le profil théorique relatif à l'écoulement laminaire d'un fluide newtonien est tracé en trait pointillé ($e=22,5 \text{ mm}$, $T^\circ=20^\circ\text{C}$).

Dans le cas d'une solution de tensio-actifs

Nous nous intéressons ici au comportement d'une solution de surfactants au contact de la paroi. Les profils de vitesses rejoignent une vitesse nulle au contact du stator. Par contre, près du rotor où les gradients de vitesses sont importants, sans plus de précisions (sans le zoom), les profils de vitesses moyennés nous font penser à un phénomène de glissement par exemple.

Les résultats obtenus en terme de vitesses moyennes d'écoulement dans l'entrefer pour une solution de surfactant sont différents de ceux trouvés pour de l'eau (Fig. 3-75), avec un plateau de gradient de vitesses nul autour de faibles valeurs de vitesses entre $0,1 < [r-R1]/[R2-R1] < 0,9$. Après un zoom sur la paroi mobile, on remarque une amélioration des résultats obtenus. Les profils qui nous faisaient penser à un important glissement apparaissent comme une conséquence de la faible précision due à un fort gradient de vitesses (Fig. 3-81, a et b). A des vitesses de rotations comprises entre 85 et 500 trs/min, les vitesses maximales trouvées près de la paroi sont supérieures à 80 % de la valeur de la vitesse imposée au rotor, et donc, avec un prolongement de ses profils jusqu'au contact de la paroi, cela nous donne des vitesses égales ou très proches aux vitesses du rotor. Bien que les conditions dans une conduite et dans une cellule de Couette soient différentes, ces résultats nous donnent l'impression que le rôle du glissement n'est pas aussi important qu'on le pense (au moins dans la cellule de Couette que nous utilisons).

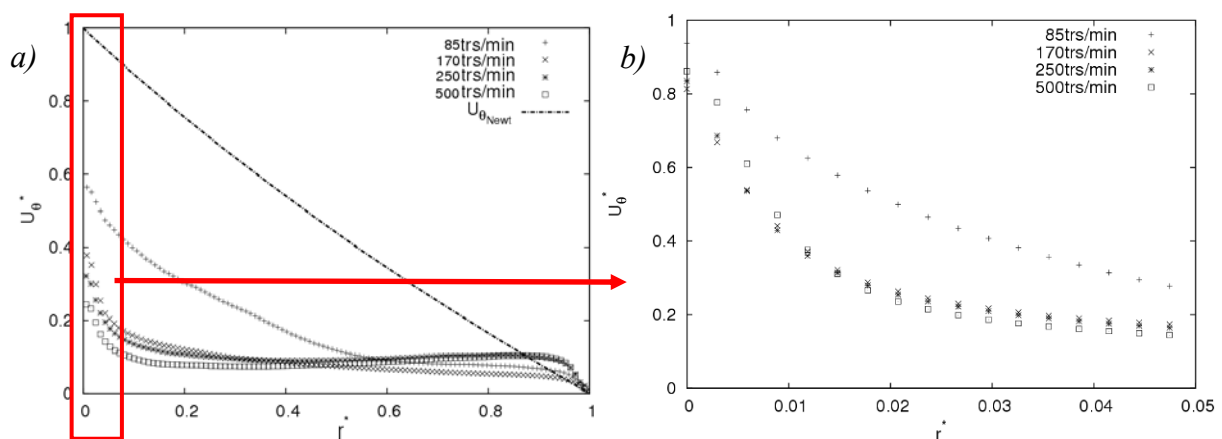


Fig. 3-81 : Zoom sur l'évolution de la vitesse tangentielle dans la partie proche du rotor d'une solution de CTAC/NaSal dosée à 75 ppm ($e=22,5$ mm, $C=75$ ppm, $T^{\circ}=20^{\circ}\text{C}$).

Dans l'écoulement établi d'une solution de surfactants dosée à 75 ppm dans une cellule de Couette, on a injecté des particules fluorescentes de Rhodamine à l'aide d'une seringue près du rotor. Les images présentées ci-dessous (Fig. 3-82) représentent le suivi du mélange de la solution de rhodamine dans la solution aqueuse de surfactants pour 85 et 170 trs/min. A 85 trs/min un tourbillon se déplaçant suivant les sens de l'écoulement est visible au milieu de l'entrefer. Cela confirme la forte instabilité de l'écoulement (Fig. 3-76) accompagné d'un passage de gros tourbillons. Près du rotor une couche assez épaisse semble indiquer un écoulement stable. L'écoulement devient plus turbulent avec l'accroissement de la vitesse (170 trs/min), les tourbillons sont encore visibles mais de formes et de tailles différentes et la partie proche du rotor reste réduite mais stable. A cette vitesse de rotation, l'écoulement n'est pas encore entièrement turbulent.

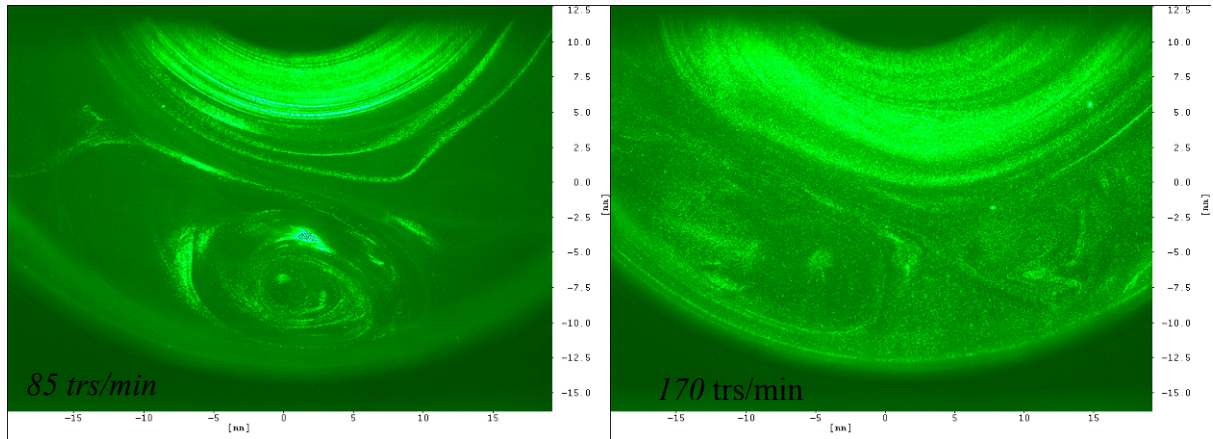


Fig. 3-82 : Suivi d'un mélange surfactant-rhodamine dans un écoulement de Couette, a) 85 trs/min, b) 170 trs/min ($e=22,5$ mm, $C=75$ ppm, $T^{\circ}=20^{\circ}\text{C}$).

3.4.2.2 Comparaison entre profil newtonien et celui d'une solution de tensioactifs

Si on s'intéresse à ce qui se passe près de la paroi fixe (stator), on remarque une importante différence entre le profil de vitesses obtenu pour une solution de surfactants et celui obtenu pour de l'eau (Fig. 3-83). A faible vitesse de rotation, on passe d'une vitesse nulle au contact de la paroi fixe à une vitesse plateau de l'ordre de 5 % de la vitesse de la paroi mobile pour les solutions de surfactants et une vitesse supérieure à 15 % de la vitesse du rotor dans le cas de l'eau. Avec l'augmentation de la vitesse de rotation, les deux profils de vitesses ont tendance à se rapprocher (une différence d'environ 5 % près du centre), néanmoins les gradients de vitesses restent différents.

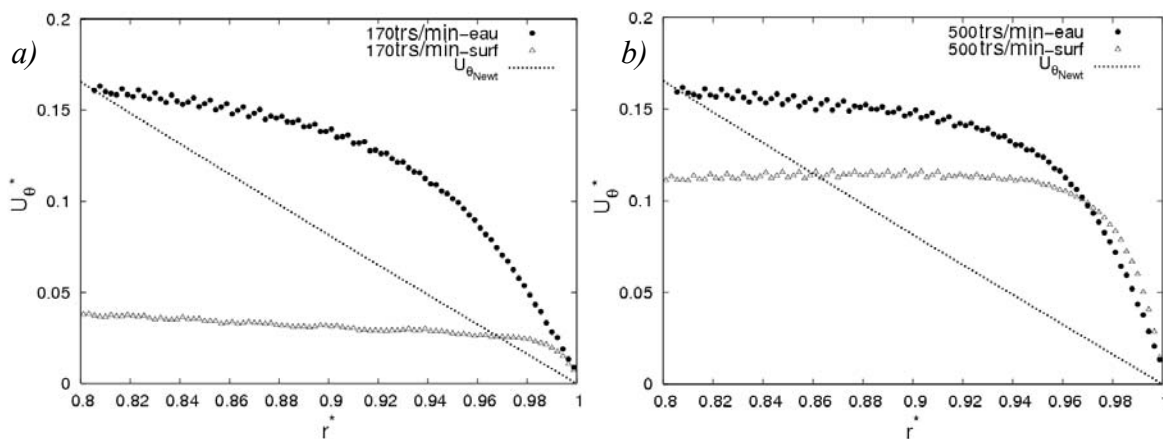


Fig. 3-83 : Comparaison de profils de vitesses adimensionnées par la vitesse du rotor près du stator pour des vitesses de 85 et 500 trs/min ($e=22,5$ mm, $C=75$ ppm, $T^{\circ}=20^{\circ}\text{C}$).

Sur la figure Fig. 3-84 sont représentés les zooms (20 % de l'entrefer du côté du rotor) sur les profils de vitesses pour de l'eau et une solution de surfactants à différentes vitesses de rotations (85, 170, 250 et 500 trs/min) ainsi que le couple nécessaire pour obtenir la vitesse de

rotation imposée au rotor. Pour les quatre vitesses de rotations, les profils de vitesses près de la paroi mobile sont compris entre 80 % et 90 % de la vitesse du rotor, les gradients de vitesses sont plus forts dans le cas des solutions de surfactant (sans apercevoir vraiment de glissement) par rapport à de l'eau. En s'éloignant de la paroi, les profils changent d'allure, des écarts très importants entre les deux plateaux des profils de vitesses sont visibles.

Pour générer une vitesse de rotation donnée, le couple fourni par le rhéoscope est récupéré et moyenné. Pour une même vitesse de rotation, on constate que le couple nécessaire pour garder une vitesse de rotation constante est supérieur pour les solutions à base de surfactants (CTAC/NaSAI) comparé à celui trouvé pour de l'eau. Cet écart représente le double dans les cas de 85 et de 500 trs/min (les faibles et les fortes vitesses de rotations) et presque le triple pour les vitesses de rotations intermédiaires. Entre une vitesse de 85 et 500 trs/min, les caractéristiques de l'écoulement de Couette sont affectées par l'ajout de tensio-actifs comparés aux résultats trouvés pour de l'eau. On peut supposer qu'il s'agit d'un phénomène identique à celui démontré en conduite (réduction de la traînée). Cependant, l'écoulement est caractérisé par une augmentation du couple nécessaire pour l'entraînement du rotor ce qui est en contradiction avec le phénomène de la réduction de la traînée en conduite. Ses résultats persistent après plusieurs vérifications même s'ils nous semblent contradictoires avec les résultats trouvés en conduite (régime turbulent).

Plusieurs explications peuvent être retenues, soit les conditions de l'écoulement dans une cellule de Couette à large entrefer ne traduisent pas d'une manière semblable le même phénomène que dans les écoulements en conduite, soit on n'est pas parfaitement en présence d'un écoulement purement turbulent dans laquelle la réduction de la traînée se manifeste. Aussi, le rhéomètre dans nous disposons est peut être défaillant suite à une imposition de la vitesse de rotation à la place du couple nécessaire pour générer l'écoulement. Ce rhéomètre est conçu principalement pour imposer une contrainte et déterminer le couple résultant et non pas l'inverse.

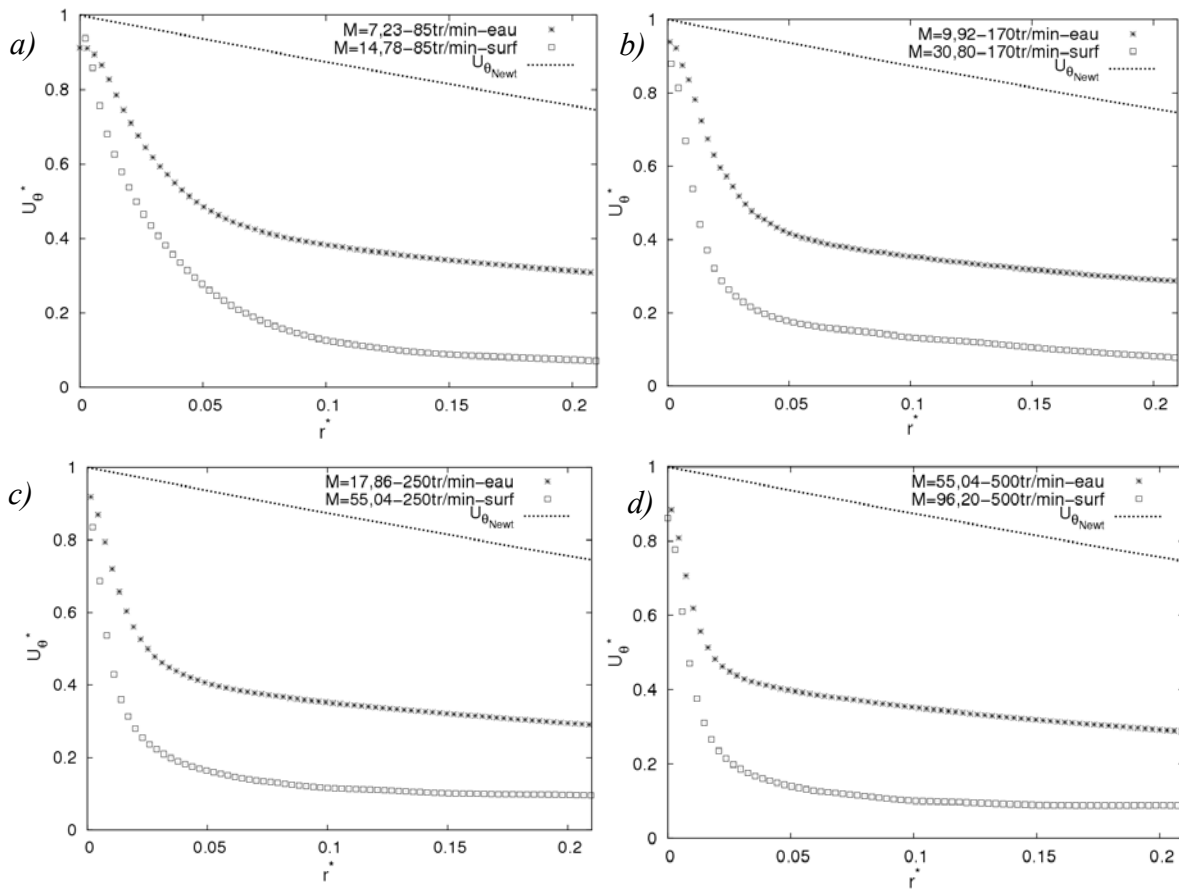


Fig. 3-84 : Comparaison de profils de vitesses adimensionnées par la vitesse du rotor près de celui-ci pour de l'eau et une solution de tensio-actifs à des vitesses de rotation comprise entre 85 et 500 trs/min ($e=22,5$ mm, $C=75$ ppm, $T^{\circ}=20^{\circ}\text{C}$).

3.4.2.3 Visualisation suivant l'axe de rotation

Dans cette partie, la visualisation est faite sur un plan suivant l'axe de l'écoulement comme l'indique la figure Fig. 3-85. Le but de cette visualisation est de voir le comportement de la solution réductrice de traînée (CTAC/NaSal) dans la direction perpendiculaire à l'axe de visualisation classique et avoir peut-être une première approche des structures tridimensionnelles présentes dans l'écoulement de Couette étudié.

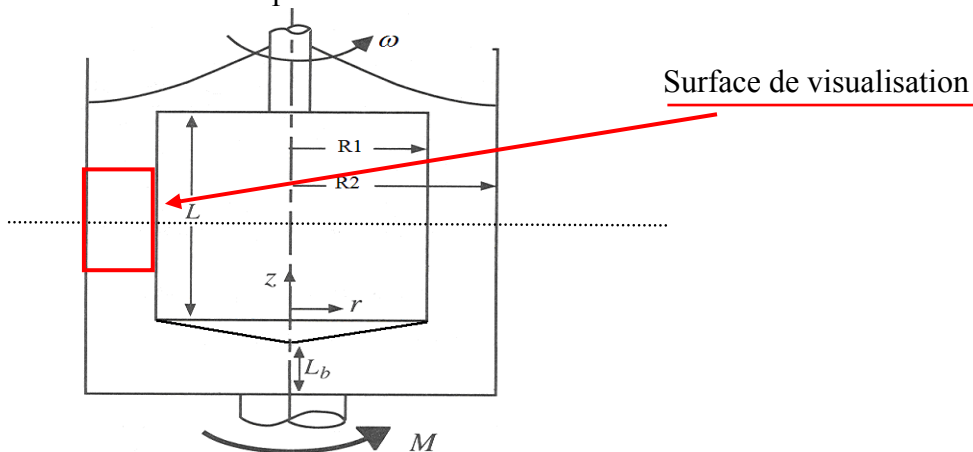


Fig. 3-85 : Surface de visualisation suivant l'axe de rotation, C. W. Macosko, 1993.

Les images sur la figure Fig. 3-86 représentent les vitesses adimensionnées par la vitesse du rotor suivant une coupe verticale d'un écoulement d'une solution aqueuse de surfactants dans une cellule de Couette (perpendiculaire à l'axe de l'écoulement) à différentes vitesses de rotation (1, 85 et 170 trs/min). À 1 trs/min, on remarque déjà un début d'instabilité au milieu de l'entrefer qui augmente à des vitesses de rotation supérieures. Des gros tourbillons sont visibles au centre de l'écoulement à une vitesse de 85 trs/min. Si on augmente encore la vitesse du rotor à 170 trs/min, des zones tourbillonnaires sont visibles dans l'écoulement mais occupent moins d'espace qu'avec la vitesse de rotation précédente. A fortes vitesses de rotation, l'écoulement semble se rapprocher d'un écoulement avec une turbulence bien développée (écoulement pleinement turbulent).

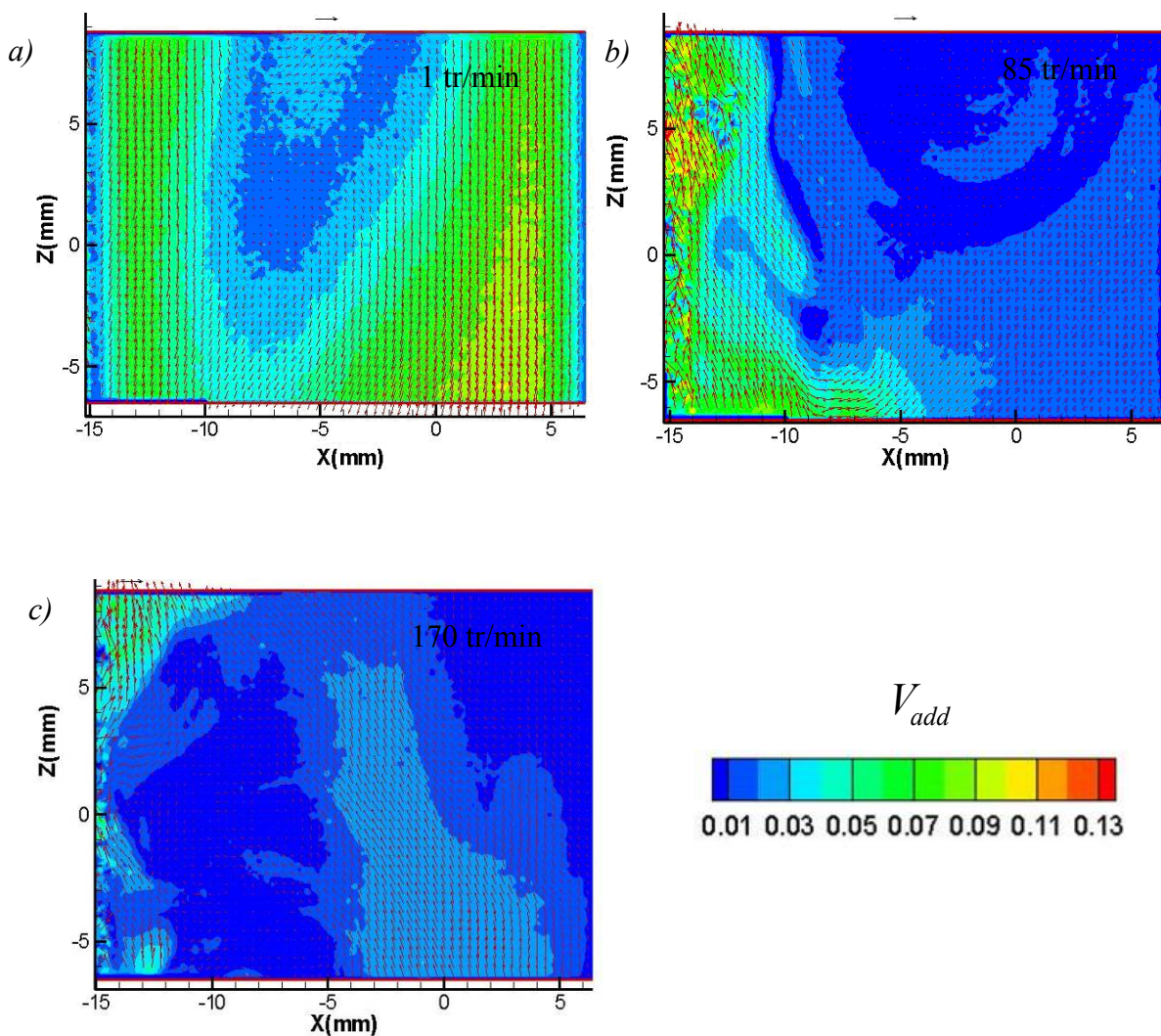


Fig. 3-86 : Vitesses instantanées adimensionnées suivant l'axe de rotation du rotor dans une cellule de Couette ($e=22,5$ mm, $C=75$ ppm, $T^\circ=20^\circ\text{C}$).

3.4.3 Conclusion

On a remarqué dans la partie précédente (en boucle d'essais) que les solutions de surfactants de type CTAC en régime dilué étaient réductrices de la traînée. Ces solutions affectent fortement la transition de l'écoulement laminaire vers le turbulent aussi bien pour les écoulements en conduites que ceux de type Taylor-Couette avec le cylindre intérieur rotatif et le cylindre extérieur fixe.

Pour ce dernier cas, trois phases d'écoulement ont été observées dans un plan perpendiculaire à l'axe de rotation :

Une première caractéristique d'un écoulement laminaire d'un fluide newtonien.

Une seconde qui présente des gradients de cisaillement plus importants près des parois et une zone de gradient de vitesses nul au sein de l'entrefer.

Une troisième traduisant vraisemblablement un état de turbulence relativement développée pour laquelle, de forts gradients de vitesses sont visibles près des parois et une zone de gradient de vitesses nul occupant la majeure partie centrale de l'entrefer.

Sur le plan contenant l'axe de l'écoulement, des instabilités apparaissent dans l'entrefer. Ces instabilités grossissent pour former de gros tourbillons se déplaçant suivant le sens de l'écoulement. Avec la vitesse de rotation, ces instabilités se développent et les tourbillons deviennent plus petits et moins réguliers, signe d'une turbulence suffisamment développée.

Le Rhéoscope à contraintes imposées est utilisé ici à vitesse de rotation imposée. Les résultats obtenus nous donnent des couples de forces supérieurs pour des solutions aqueuses de surfactants réductrices de la traînée que pour de l'eau. Ceci rend l'étude de la réduction de la traînée impossible du point de vue de la résistance à l'avancement (effort fourni) comparé au comportement en conduite cylindrique.

Finalement, il est à noter qu'il est difficile de travailler avec un large entrefer dans le cas des faibles viscosités, avec un entrefer de 11 mm, Ta_c correspond à une vitesse de rotation inférieure à 3 tours par minute ($\omega_c \cong 2,5$ trs/min), mais en utilisant un entrefer équivalent au diamètre de la conduite ($e=D=22,5$ mm) la vitesse de rotation critique est légèrement inférieure à 1 tour/minute ($\omega_c \cong 0,9$ trs/min).

3.5 SYNTHÈSE

Après avoir fait une étude rhéologique des solutions réductrices de la traînée, le comportement des solutions à bases de CTAC/NaSal est abordé expérimentalement dans une conduite, numériquement entre deux plaques parallèles et dans une cellule de Couette. Il est à noter que le comportement rhéologique de ces solutions est très complexe. Elles présentent une viscosité proche de celle du solvant avec un léger rhéo-épaississement local qui n'est pas forcément responsable de la réduction de la perte de charge en un écoulement turbulent.

Compte tenu de la complexité de ce phénomène une étude complète d'une solution de CTAC/NaSal a été menée.

Il a été constaté durant les différentes expériences effectuées durant ce travail de thèse que la température influe considérablement sur la réduction de la traînée, ces résultats confortent le constat qui a été déjà rapporté dans plusieurs travaux tels que Gyr et Bewersdorff (1995), Kawaguchi et al. (2002) avec d'autres concentrations ou types de tensio-actifs. L'influence de ce paramètre peut s'expliquer en partie par une organisation adéquate et une longueur de chaînes suffisantes dépendantes de la température et de la concentration de la solution aqueuse (Ait Ali et Makhloufi, 1997). Suivant la concentration, la température et le nombre de Reynolds, on peut suivre l'évolution de la réduction de la traînée durant l'écoulement, on a remarqué que cette dernière (la réduction de la traînée) et le nombre de Reynolds critique (le nombre de Reynolds correspondant au début de la zone post-réduction de la traînée) augmentaient avec la température mais aussi avec la concentration en tensio-actif (CTAC/NaSal) de la solution aqueuse. Ainsi, pour chaque concentration, il existe une température et un nombre de Reynolds critique optimaux. Ceci vient approfondir les résultats publiés dans les travaux de Lu et al. (1997) sur la réduction de la traînée par les surfactants (Arquad S-50/NaSal dosé respectivement à (5 mM/12,5 mM)). Il a été aussi remarqué que les résultats trouvés avec d'autres solutions de tensio-actifs (SPE 98330, Arquad S-50/NaSal, Ethoquad) avaient un comportement proche de celui trouvé dans nos travaux expérimentaux avec une solution de CTAC/NaSal même si ces solutions ne présentent pas les mêmes propriétés rhéologiques (viscosité élongationnelle, élasticité et viscosité de cisaillement). L'influence du diamètre a été aussi mise en évidence dans ce travail, ce paramètre influe considérablement sur le phénomène de la réduction de la traînée. Celui-ci augmente avec le diamètre mais une certaine vitesse d'écoulement est nécessaire pour avoir un maximum d'influence de la solution sur l'écoulement (atteindre un régime turbulent réducteur de la traînée).

D'après tous ces résultats, on peut dire qu'une combinaison entre diamètre, température et concentration est nécessaire afin d'optimiser la réduction de la traînée.

Le modèle, correspondant au comportement rhéologique de la solution (CTAC/NaSal à faible dosage), testé avec le modèle numérique SUDRES3D ne permet pas de faire apparaître la réduction de la traînée trouvée expérimentalement. Ceci implique que le rhéo-épaississement local qui est une des caractéristiques des solutions à base de CTAC/NaSal

n'est pas responsable de la réduction de la traînée. D'autres travaux sur la modélisation numérique des solutions de tensio-actifs prenant en compte d'autres propriétés rhéologiques tels que l'élongation et la viscoélasticité sont menés par Li et al. (Li et al., 2001, 2004, 2005) ainsi que Kawaguchi et al. (Kawaguchi et al., 2001, 2002), donnent aussi des résultats non satisfaisants comparés à ceux trouvés par l'expérience.

L'hypothèse de glissement à la paroi (Drappier et al., 2006) a été explorée à l'aide d'une cellule de Couette et des mesures PIV. Il est apparu que la solution aqueuse (CTAC/NaSal dosé à 75 ppm) adhère aux deux parois de la cellule de Couette (Stator et Rotor). Il en résulte que même si le glissement existe, il est minime. Cadot et al. (1998) avec une solution de polymères ont démontré que le comportement en proche parois n'est pas le seul responsable du phénomène de la réduction de la traînée. L'étude de ce phénomène nécessite sûrement l'intervention du comportement au contact de la paroi mais aussi l'influence de l'additif sur le comportement de la solution dans la couche limite et dans le corps de l'écoulement.

CONCLUSION GENERALE-PERSPECTIVES

Le travail présenté dans ce mémoire est une contribution à l'étude des solutions de tensio-actifs réducteurs de la traînée en écoulement turbulent. Plus particulièrement, des solutions de CTAC/NaSal à faibles concentrations (de 25 à 150 ppm) ont été étudiées. Des moyens de techniques ont été mis en place pour ce faire. Ainsi, ont été développés une boucle de recirculation horizontale pour la mesure de perte de charge et la caractérisation de l'écoulement, une cellule de Couette à large entrefer pour étudier le comportement en proche parois et un modèle numérique pour simuler les écoulements de fluides réducteurs de la traînée. La phase de validation des dispositifs, réalisée avec un fluide newtonien (eau), a permis de faire progresser les techniques. Les résultats particuliers à l'étude des solutions aqueuses de CTAC à faibles concentrations sont synthétisés ci-après.

Dans la boucle d'essai, des paramètres influant la réduction de la traînée tels que la température, la concentration et le diamètre sont étudiés. La réduction qui se manifeste par une diminution spectaculaire de la perte de charge dans le tronçon de mesure est accompagnée d'un changement des caractéristiques turbulentes de l'écoulement (quantités instantanées et moyennées) comparées à celles trouvées pour de l'eau. Il a été constaté que :

- ✓ la réduction de la traînée et son étendue augmentent avec la concentration de la solution en tensio-actifs (CTAC/NaSal) d'une manière rapide à faible concentration et moins importante à des concentrations plus élevées. Cette influence est liée à la dépendance directe de la formation et de l'organisation des chaînes de tensio-actifs à la concentration de l'additif utilisé ;
- ✓ la température influe considérablement sur le comportement des solutions réductrices de la perte de charge. Si des faibles concentrations nécessitent des températures généralement ambiantes, les concentrations plus importantes atteignent leurs effets maximum à des températures plus élevées et se cristallisent à de faibles températures ;
- ✓ l'augmentation du diamètre implique une augmentation de l'effet réducteur de la traînée accompagnée d'une étendue d'efficacité plus large en terme de débit et du nombre de Reynolds.
- ✓ les profils de vitesses présentent un gradient faible près de la paroi et un aplatissement près du centre de la conduite ;
- ✓ les intensités de la turbulence adimensionnées augmentent suivant l'axe de l'écoulement et diminuent suivant l'axe transversal ;
- ✓ les tensions de Reynolds s'annulent à des taux de réduction de traînée importants, souvent supérieurs à 60 %.

En cellule de Couette à large entrefer, les caractéristiques des l'écoulement nous amènent aux constats suivants :

- ✓ il n'a été constaté aucune trace de glissement près du rotor ni du stator de la cellule dans le cas d'une solution de CTAC/NaSAL dosée à 75 ppm;
- ✓ les gradients de vitesses et le passage d'un écoulement stable (laminaire) vers un écoulement instable (turbulent) sont affectés. Ces résultats corroborent les résultats obtenus dans une conduite auparavant.

Finalement, avec le modèle numérique (SUDRES3D) appliqué aux solutions réductrices de la traînée on constate que :

- ✓ les modèles en loi de puissance et de puissance modifiée appliqués à une solution de polymère (dosée à 0.09 % de CMC/XG) donnent de très bons résultats en régime laminaire, mais des résultats mitigés loin de la réalité expérimentale en régime turbulent ;
- ✓ la loi de Carreau modifiée (Bird-Careau) modélisant le comportement rhéologique d'une solution de CTAC/NaSal dosée à 75 ppm en régime turbulent nous donne une influence négligeable sur la réduction du coefficient de frottement et des caractéristiques comparables à celles trouvées pour le solvant pur ;
- ✓ la nécessité de trouver un modèle plus performant (prenant en compte l'interaction entre les particules fluides-tensio-actifs et de l'élongation en plus de la viscosité) afin de traduire les résultats expérimentaux disponibles (les lois de puissance simple, de puissance composée et de Carreau modifiée sont insuffisantes pour simuler un écoulement réducteur de traînée d'une manière efficace).

Au terme de ce travail, il ressort quelques pistes de recherche futures. Un premier axe consisterait à mettre en place une technique expérimentale pour étudier le comportement hydrodynamique et des structures de la turbulence de solutions aqueuses réductrices de la traînée (tel que le CTAC en solution) dans la zone proche de la paroi. Un deuxième axe consisterait à travailler à l'établissement d'une relation complète capable de lier d'une manière réaliste le comportement hydrodynamique et structurel au comportement rhéologique. Entre autre, les premiers travaux réalisés sur la géométrie de Couette sont prometteurs et nous incitent à poursuivre dans cette voie, notamment, par l'étude de la transition laminaire-turbulent. De plus, des travaux de simulation numérique directe (DNS) en géométrie Couette ont été initiés au LUSAC (Evolution du code SUDRES3D). Un couplage de ces techniques est à l'étude.

Enfin, il est clair que la recherche d'un tensio-actif biodégradable reste une voie de développement si l'on veut pouvoir démocratiser l'utilisation de ce phénomène et promouvoir son utilisation par le grand publique.

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

Aguilar G., Gasljevic K. and Mattys F., Asymptotes of maximum friction and heat transfer reductions for drag-reducing surfactant solutions, *International Journal of Heat and Transfer* 44, pp. 2835-2843 (2001).

Ait Ali A. and Makhloufi R., Linear and nonlinear rheology of an aqueous concentrated system of cethyltrimethylammonium chloride and sodium salicylate, *Physical Review*, E 56, pp. 4474-4478 (1997).

Amarouchène Y., Etude de l'interaction polymère-Ecoulement, Thèse de doctorat, Université de Bordeaux I, (2002).

Besq A., Ecoulements laminaires de suspensions de bentonites industrielles : Applications aux activités du génie civil, Thèse de doctorat, Université de Poitiers, (2000).

Besq A., Santa Cruz A. et Makhloufi R., Mesures PIV pour l'étude de l'écoulement viscosimétrique de suspensions thixotropes à seuil, *Groupe Français de Rhéologie*, Cherbourg, pp. 205-208 (2006).

Bewersdorff H.W. and Gyr A., Drag reduction by polymers and surfactants, *Physical Processes and Chemical Reactions in Liquid Flows*, pp. 209-221 (1998).

Bewersdorff H.W. and Ohlendorf D., The behavior of drag-reduction cationic surfactant solutions, *colloid poly. Science*, 266, pp. 941-953 (1988).

Burger E.D., Chorn L.G. and Perkins T.K., Studies of drag reduction conducted over a broad range of pipeline conditions when flowing Prudhoe bay crude oil, *Journal of Rheology*, 24, pp. 603-626 (1980).

Cadot O., Bonn D and Douady S., Turbulent drag reduction in a closed flow system: Boundary layer versus bulk effects, *Physics of Fluids*, 10, pp. 426-436 (1998).

Chara Z., Zakin J.L., Severa M. and Myska J., Turbulence measurements of drag-reducing surfactant systems, *Experiments in Fluids*, 16, pp. 36-41 (1993).

Chou L.C., Christensen R.N and Zakin J.L., Drag reduction in fluid flows, Ellis Horwood Ltd, Chichester, England, pp. 141, (1989).

Chou L.C., Christensen R.N and Zakin J.L., Effectiveness of drag reducing surfactant additives in district heating systems, *Proceedings of the 79th International District Heating and Cooling Association*, Chautauqua, NY, 29, pp. 530-548 (1988).

Comolet R., *Mécanique expérimentale des fluides*, Masson (1993).

Cruz D. O. A. and Pinho F. T. Turbulent pipe flow predictions with a low Reynolds number $k-\epsilon$ model for drag reducing fluids, *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, 114, pp. 109-148 (2003).

- Cruz D. O. A., Pinho F. T. and Resende, P. R., Modelling the new stress for improved drag reduction predictions of viscoelastic pipe flow, *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, 121, 127-141 (2004).
- De Aagelis E., Casciola C. M. and Piva R., DNS of wall turbulence: dilute polymers and self-sustaining mechanisms, *Computers & fluids*, 31, pp. 495-507 (2002).
- De Angelis E., Casciola C.M., L'Vov V.S. and Piva R., Drag reduction by polymers in turbulent channel flows: energy redistribution between invariant empirical modes, *Physical Review*, E 67, 056312 (2003).
- De Roussel P., Non-ionic surfactant drag reduction, Honors thesis, Ohio state university, Columbus (1993).
- Dean R.B., Reynolds number dependence of skin friction and other bulk flow variables in two-dimensional rectangular duct flow, *Tran. ASME J. Fluids Eng*, 100, pp. 215-223 (1978).
- Den Toonder J.M.J., Hulsen M.A., Kuiken G.D.C. and Nieuwstadt F.T.M., Drag reduction by polymer additives in a turbulent pipe flow: Numerical and Laboratory Experiments, *J. Fluid Mech.* 337, pp. 193-231 (1997).
- Den Toonder J.M.J., Nieuwstadt F.T.M., and Kuiken G.D.C., the role of elongational viscosity in the mechanism of drag reduction, *Applied Scientific Research*, 54, 95-123 (1995).
- Denis R., Instabilités Hydrodynamiques dans les Ecoulements en Rotation Différentielle, Thèse de doctorat, Université Paris 7, Paris, 2001.
- Drappier J., Divoux T., Amarouchene Y., Bertrand F., Rodts S., Cadot O., Meunier J. and Bonn D., Turbulent drag reduction by surfactants, *Europhys. Lett.*, 74 (2), pp. 362-368 (2006).
- Drappier J., Plateaux de contrainte et bandes de cisaillement dans les fluides complexes, Thèse de doctorat, Université Paris 7, Paris, 2004.
- Eggels, J., Unger, F., Weiss, M., Westerweel, J., Adrian, R., Friedrich, R. and Nieuwstadt, F., Fully developed turbulent pipe flow: a comparison between direct numerical simulation and experiment, *J. Fluid Mech.*, 268, pp. 175-209 (1994).
- Elson T.P., Garside J., Drag reduction in aqueous cationic soap solutions, *Journal Fluids Mechanics*, 12, pp. 121-133 (1983).
- Escudier M.P. and Smith S., Fully developed turbulent flow of non-Newtonian liquids through a square duct, *The royal society*, 457, pp. 911-936 (2001).
- Escudier P.P., Presti F. and Smith S., Drag reduction the turbulent pipe flow of polymers, *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, 81, pp. 197-213 (1999).
- Gasljevic K. and Matthys E.F., Experimental investigation of thermal and hydrodynamic development regions for drag-reducing surfactant solution, *Trans. Amer. Soc. Mech. Eng. J. Heat Transfer* 119, pp. 80-88 (1997).
- Gasljevic K., Aguliar G. and Matthys E.F., "Measurement of temperature profiles in turbulent pipe flow of polymer and surfactant drag-reducing solutions" *Physics of Fluids*, 19, pp. 1-18 (2007).
- Guillou S. and Makhloufi R., Direct numerical simulation of an incompressible channel flow in presence of an additives, 11th Intentional conference transport and sedimentation of solid particles, gent- Belgium (2002).

Guillou S. and Makhloufi R., Effect of a shear-thickening rheological behaviour on the friction coefficient in a plane channel flow: a study by direct numerical simulation, *International Journal for Non Newtonian Fluid Mechanics*, 144, 73-86 (2007).

Guillou S. and Makhloufi R., Influence des paramètres d'une loi de comportement d'un fluide rhéo-épaississant sur le coefficient de frottement, *Rhéologie*, Volume 7, pp. 35-40 (2005).

Guillou S. et Makhloufi R., Etude par DNS de l'effet de modifications d'une loi de comportement d'une solution de tensio-actifs sur la réduction de la traînée, 37ème colloque annuel du groupe français de Rhéologie, St-Etienne, pp. 187-192 (2002).

Guillou S., Hadri F., et Makhloufi R., Réduction de la traînée en conduite par l'emploi d'additifs : état de l'art des modèles rhéologiques testées par DNS, 178ème Congrès Français de Mécanique, Grenoble, 6p (CD-ROM), (Aout 2007).

Guillou S., Simulations des écoulements de fluides complexes en conduites et en milieux environnementaux, Habilitation à Diriger des Recherches, Université de CAEN Basse Normandie, (2007).

Gurka R., Liberzon A., Hetsroni G., Characterization of turbulent flow in a flume with surfactants, *Fluid Engineering*, 126(6), pp.1054-1057 (2004).

Guyon E. et Hulin J. P, *Hydrodynamique physique*, CNRS (1982).

Gyr A., Bewersdorff H.W., *Drag Reduction of Turbulent Flows by Additives*, Kluwer Academic Publishers, Dordrecht (1995).

Hadri F., Besq A., Guillou S., et Makhloufi R., Situation d'écoulement d'une solution de tensio-actifs réductrice de la traînée, 4ème Colloque International de Rhéologie, Oran, pp. 27-34 (CD-ROM) (2006).

Hadri F., Guillou S. et Makhloufi R., Effets d'une loi de comportement viscoélastique d'une solution de polymères sur la réduction de la traînée, 17ème Congrès Français de Mécanique, Troyes, 6p (CD-ROM), (Septembre 2005).

Hadri F., Hartnagel M., Besq A., Guillou S. and Makhloufi R., Experimental study on drag reduction by surfactant additives in a turbulent pipe flow, *Conference on Hydraulic Engineering*, Dresden, pp. 337-344 (2006).

Herzhaft B., Additifs réducteurs de perte de charge en écoulement, *Oil & Gas Science and Technology*, Rev. IFP, 55, pp. 501-509 (2000).

Hetsroni G., Zakin, J.L. and Mosyak A., Low-speed streaks in drag-reduced turbulent flow, *Phys. Fluids* 9, pp. 2397-2404 (1997).

Huilgol R.R. and Phan-Thien N., *Fluid mechanics of viscoelasticity*, Elsevier (1997).

Indartono Y.S., Usui H., Suzuki H. and Comoda Y., Temperature and diameter effect on hydrodynamic characteristic of surfactant drag reduction flows, *Korea-Australia Rheology Journal*, 17, N° 4, pp. 157-164 (2005).

Itoh M., Tamano S., Yokota K. and Ninagawa M., Velocity measurement in turbulent boundary layer of drag-reducing surfactant solution, 15th Australian Fluid Mechanics Conference, Sydney (2004).

Kawaguchi Y., Daisaka H., A. Yabe, Hishida K. and Maeda M., Structure of thermal boundary layer and heat transfer characteristics in drag-reducing flow with surfactant additive, *Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng.* 67, pp. 1311-1318 (2001).

Kawaguchi Y., Segawa T., Feng Z. and Li P.W., Experimental study on drag-reducing channel flow with surfactant additives, spatial structure of turbulence investigated by PIV system, *Int. J. Heat Fluid Flow*, 23, pp. 700-709 (2002).

Kline S.J. and McClintok F.A., Describing uncertainties in single-sample experiments, *Mech. Eng. (Amer. Soc. Mech. Eng.)*, 75, pp. 3-8 (1953).

Kreith F., *Fluid mechanics*, CRC press (1999).

L'vov V. S., Pomyalov A., Procaccia I., and Tiberkevich V., Drag Reduction by Polymers in Wall Bounded Turbulence, *Phys. Rev. Lett.*, **92**, pp. 244-503 (2004).

Li F.C., Kawaguchi Y. and Hishida K., Investigation on the characteristics of turbulent transport for momentum and heat in a drag-reducing surfactant solution flow, *Phys. Fluids* 16, pp. 3281-3295 (2004).

Li F.C., Kawaguchi Y. and Hishida K., Simultaneous measurements of velocity and temperature fluctuations in thermal boundary layer in a drag-reducing surfactant solution flow, *Exp. Fluids* 36, pp. 131-140 (2004).

Li F.C., Kawaguchi Y., Segawa T. and Hishida K.: Reynolds number dependence of turbulence structures in a drag-reduction surfactant solution channel flow investigated by particle image velocimetry, *Physics of Fluids*, 17, pp. 75-104 (2005).

Li F.C., Kawaguchi Y., Yu B., Wei J.J. and Hishida K., Experimental study of drag reduction mechanism for a dilute surfactant solution flow, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 51, pp. 835-843 (2008).

Li P.W., Kawaguchi Y. and Yabe A., Transitional heat transfer and turbulent characteristics of drag-reducing flow through a contracted channel, *J. Enhanced Heat Transfer* 8, pp. 23-40 (2001).

Li P.W., Kawaguchi Y., Daisaka H., Yabe A., Hishida K. and Maeda M., Heat transfer enhancement to the drag-reducing flow of surfactant solution in two-dimensional channel with mesh-screen inserts at the inlet, *Trans. Amer. Soc. Mech. Eng. J. Heat Transfer* 123, pp. 779-789 (2001).

Li P.W., Kawaguchi Y., Segawa T. and Yabe A., Turbulent structure in a drag-reducing channel flow with surfactant additives investigated by PIV system, 10th International symposium on applications of laser techniques to fluid mechanics, Lisbon, CD-ROM, (July 2000).

Lin Z., A Mateo., Zheng Y., Kesselman E., Pancallo E., Hart D.J., Talmon Y., Davis H.T., Scriven L.E. and Zakin J.L., Comparison of Drag Reduction, Rheology, Microstructure and Stress-Induced Precipitation of Dilute Cationic Surfactant Solutions with Odd and Even Alkyl Chains, *Rheol. Acta*, 41, pp. 483-492 (2002)

Lin Z., Zakin J.L., Zheng Y., Talmon Y., Zheng Y., Davis H.T. and Scriven L.E., Influence of Surfactant Concentration and Counterion to Surfactant Ratio on Rheology of Wormlike Micelles. *J. Colloid Interface Sci.*, 239(2), pp 543-554 (2001).

Lin Z., Zheng Y., Davis H.T., Scriven L.E., Talmon Y. and Zakin J.L., Unusual effects of counterion to surfactant concentration ratio on viscoelasticity of a cationic surfactant drag reducer, *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics* 93, pp. 363-373 (2000).

- Lourenco L. and Krothapalli A., Accuracy of velocity and vorticity measurements with PIV, *Experiments in fluids*, 18, pp. 421-428 (1995).
- Lu B., Li X., Zakin J.L. and Talmon Y., A non-viscoelastic drag reduction cationic surfactant system, *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, 71, pp. 59-72 (1997).
- Lu S.S. and Willmarth W.W., Measurements of the structure of the Reynolds stress in a turbulent boundary layer, *J. Fluid Mech.* 60, pp. 481-511 (1973).
- Lumley J.L., Drag reduction by additives, *Ann. Rev. Fluid Mech*, 1, 367-384 (1969).
- Macosko, C.W., *Rheology: Principles, Measurements, and Applications*, Wiley-VCH Verlag GmbH, USA (1993).
- Manhart M., Mackay E. and Astaria G., Analysis of entry flow determine elongation flow propertes revisited, *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, 70, pp. 219-235 (1997).
- Manhart M., Rheology of suspensions of rigid-rod like particles in turbulent channel flow, *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, 112(2-3), pp. 269-293(2003).
- Manuel utilisateur DaVis FlowMaster Manual, for DaVis 7.1, LaVision GmbH, Allemagne (2004).
- Myska J. and Chara Z., The effect of Zwitterionic and cationic surfactants in a turbulent flows, *Experiment in fluids*, 30, pp. 229-235 (2001).
- Myska J., and Mik V., Application of drag reduction surfactant in the heating circuit, *Energy and Buildings*, 35, pp. 813-819 (2003).
- Pal P., zeng H., Durocher G., Girard D., Giasson R., blanchard L., Gaboury L. and Villeneuve L., Spectroscopic and photophysical properties of some new rhodamine derivatives in cationic, anionic and neutral micelles, *J. Photochemistry and Photobiology A, chemistry*, 98, pp. 65-72 (1996).
- Pereira A.S. and Pinho F.T., Turbulent pipe flow of thixotropic fluids, *Heat and Fluid Flow*, 23, pp. 36-51 (2002).
- Pinho F.T. and Oliviera P.J., A Qualitative assessment of the role of a viscosity depending on the third invariant of the rate of deformation tensor upon turbulent non-Newtonian flow, *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, 78, pp. 1-251 (1998).
- Pinho F.T. and Whaielaw J.H., Flow non-Newtonian fluids pipe, *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, 34, pp. 129-144 (1990).
- Pinho F.T., A GNF Framework for turbulent flow models of drag reduction fluids and proposal for a K- ϵ type closure, *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, 114, pp. 149-184 (2003).
- Ptasinski P.K., Boersma B.J., Nieuwstadt F.T.M., Hulsen M.A., B.H.A.A. Van den Brule and J.C.R. Hunt, Turbulent channel flow near maximum drag reduction: simulations, experiments and mechanisms, *J. Fluid Mech*, 490, pp. 251-291 (2003).
- Ptasinski P.K., Experiments in turbulent pipe flow with polymer additives at maximum drag reduction, *Flow, Turbulence and Combustion*, 66, pp. 159-182 (2001).
- Rabin Y. and Zielinska B. J. A., Scale-dependent enhancement and damping of vorticity disturbances by polymers in elongational flow, *Phys, Rev. Lett.*, 63, pp. 512-515 (1989).

- Rudman M., Blackburn H.M., Graham L.J.W. and Pullum L., Turbulent pipe flow of shear-thinning fluids, *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, 118, pp. 33-48 (2004).
- Savins J.G., Contrast in the solution drag reduction characteristics of polymeric solutions and micellar systems in viscous drag reduction, Plenum press, New York, pp. 183-212 (1967).
- Scarano F. and Riethmuller. L., Advances in iterative multigrid PIV image processing, *Experiments in Fluids*, 29, pp. 51-60 (2000).
- Schiestel R., les écoulements turbulents, modélisation et simulation, Hermes (1998).
- Song L., Robert P.M. and David V.B., Extensional viscosity measurements of dilute solutions of various polymers, *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, 65, pp. 291-298 (1996).
- Sureskumar R. and Beris A.N., Direct numerical simulation of viscoelastic turbulent channel flow exhibition drag reduction: effect of the variation of rheological parameters, *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, 79, pp. 433-468 (1998).
- Tabor M. and De Gennes P.G., A cascade theory of drag reduction, *Europhys. Lett.*, 2, pp. 519-524 (1986).
- Toms B.A., Some observation on the flow of linear polymer solutions through straight tubes at large Reynolds number, in: *Proceedings of the first International Congress of Rheology*, North Holland, Amsterdam, 2, pp. 135-141 (1949).
- Usui H. Itoh I. and Saeki T., On pipe diameter effects in surfactant drag-reducing pipe flow, *Rheo Acta*, 37, pp. 122-128 (1998).
- Virk P. S. & Merrill, E. W. et al. The Toms phenomenon: turbulent pipe flow of dilute polymer solutions, *Journal Fluids Mechanics*, 30, pp. 305 (1967).
- Virk P.S., Drag Reduction Fundamentals, *AIChE J.*, 21, pp. 625-657 (1975).
- Vissmann K. and Bewersdorff H.W., The influence pre-shearing elongational behaviour dilute polymer surfactant solutions, *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, 34, pp. 289-317 (1990).
- Warholic M.D., Schmidh G.M. and Hanratty T.J., The influence of drag-reducing surfactant on a turbulent velocity field, *Journal Fluids Mechanics*, 388, pp. 1-20 (1998).
- Wei T. and Willmarth W.W., Modifying turbulent structure with drag-reducing polymer additives in turbulent channel flows, *Journal Fluids Mechanics*, 245, pp. 619-641 (1992).
- Yu B. and Kawaguchi Y., Direct numerical simulation of viscoelastic drag-reducing flow: a faithful finite difference method, *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, 116, pp. 431-466 (2004).
- Yu B. and Kawaguchi Y., Parametric study of surfactant-induced drag-reduction by DNS, *International Journal of Heat and Fluid Flow*, 27, pp. 887-894 (2006).
- Zakin J.L., Lu B. and Bewersdorff H.V., Surfactant Drag Reduction, *Reviews in Chemical Engineering*, 14, pp. 255-320 (1998).
- Zakin J.L., Myska J. and Chara Z., New limiting drag reduction and velocity profile asymptotes for non-polymeric additives systems, *AIChE J*, 42, pp. 3544-3546 (1996).

LISTE DES FIGURES

| | |
|--|----|
| Fig. 1-1 : Mesure de la perte de charge en conduite..... | 5 |
| Fig. 1-2 : Signal turbulent mesuré par le système PIV en un point en conduite..... | 7 |
| Fig. 1-3: Cisaillement plan lors d'un écoulement laminaire. | 9 |
| Fig. 1-4 : Elongation simple d'un élément de volume. | 10 |
| Fig. 1-5 : Relation entre la contrainte et le taux de cisaillement, pour différents types de fluides..... | 11 |
| Fig. 1-6 : Différentes géométries utilisées pour l'étude de la réduction de la traînée. | 13 |
| Fig. 1-7 : Comportement du coefficient de frottement dans le cas d'une conduite hydrauliquement lisse. | 14 |
| Fig. 1-8 : Profils de vitesses en coordonnées de paroi pour un écoulement avec un fluide Newtonien et avec des solutions réductrices de la traînée en conduite : Polymères (Virk) et surfactants (Chara) | 15 |
| Fig. 1-9 : Les différentes formes d'organisation de tensio-actifs dans une solution aqueuse | 17 |
| Fig. 1-10 : Diagramme schématique des phases de solutions de tensio-actifs. | 18 |
| Fig.1-11 : Comportement du coefficient de frottement en fonction du nombre de Reynolds pour de l'eau et une solution réductrice de la traînée (CTAC/NaSal dosé à 75 ppm, 20°C, D=17 mm). | 23 |
| Fig. 1-12 : Théorie de la couche limite, B. Herzhaft, 2000..... | 24 |
| Fig. 1-13 : Intensité de la turbulence adimensionnée par la vitesse à la paroi pour de l'eau : a) intensité de la turbulence axiale, b) intensité de la turbulence radiales (Gyr et Bewersdorff, 1995)..... | 26 |
| Fig. 2-1 : Géométries de Couette : a) simple, b) double..... | 31 |
| Fig. 2-2 : Géométrie du viscosimètre capillaire (à niveau suspendu)..... | 32 |
| Fig. 2-3: Normes de vitesses instantanées ($Re \approx 21000$, $T=20^\circ\text{C}$) : eau (à gauche), solution de surfactants (à droite) | 34 |
| Fig. 2-4 : Principe de fonctionnement de la PIV, www.lavision.de | 35 |
| Fig. 2-5 : Exemple d'un bon ensemencement avec des particules en verre creuses, avant traitement d'image (à gauche), après traitement d'image (à droite). | 35 |
| Fig. 2-6 : Détail du processus d'obtention d'un vecteur vitesse à partir de deux images successives..... | 37 |
| Fig. 2-7 : photo du montage du système PIV sur la boucle d'essai expérimentale. | 39 |
| Fig. 2-8 : Schéma de la boucle d'essai expérimentale..... | 39 |
| Fig. 2-9 : Phases transitoires de chauffage et de refroidissement du fluide dans la boucle : Evolution temporelle de la température. | 41 |
| Fig. 2-10 : Evolution de la température du bain et de la boucle pour trois montées en température : I) 20 à 30°C, II) 20 à 40°C, II) 20 à 60°C..... | 42 |
| Fig. 2-11 : Etalonnage de la sonde de température : température de la sonde en fonction de la tension de sortie..... | 43 |
| Fig. 2-12 : Schéma de principe de la chaîne d'acquisition..... | 44 |
| Fig. 2-13 : Procédure de calibration en PIV (Reconnaissance des croix). | 46 |
| Fig. 2-14 : la section de mesure PIV..... | 47 |
| Fig. 2-15 : Particules de verre creuses dans une solution de surfactants visualisées au microscope à balayage électronique. | 48 |

| | |
|--|----|
| Fig. 2-16 : Vitesses instantanées suivant l'axe de l'écoulement et l'axe transversal ($Re \approx 24500$, $T^\circ = 20^\circ C$ et $D = 22,5$ mm). | 49 |
| Fig. 2-17 : Convergence des vitesses instantanées suivant les deux axes de l'écoulement, près de la paroi et au centre de l'écoulement ($Re \approx 24500$, $T^\circ = 20^\circ C$ et $D = 22,5$ mm), a) suivant l'axe de l'écoulement, b) suivant l'axe transversal. | 50 |
| Fig. 2-18 : Convergences des vitesses fluctuantes suivant les deux axes de l'écoulement, près de la paroi et au centre de l'écoulement ($Re \approx 24500$, $T^\circ = 20^\circ C$ et $D = 22,5$ mm), a) suivant l'axe de l'écoulement, b) suivant l'axe transversal. | 50 |
| Fig. 2-19 : Evolution du coefficient de frottement en fonction du nombre de Reynolds pour différents diamètres en régime turbulent (eau à $20^\circ C$). | 53 |
| Fig. 2-20 : Profils moyens pour de l'eau à $20^\circ C$ dans 17 et 22,5 mm de diamètre pour un nombre de Reynolds $Re \approx 24500$: a) adimensionnés par la vitesse débitante, b) en coordonnées de paroi, c) tensions de Reynolds. | 55 |
| Fig. 2-21 : Profils moyens de vitesses et caractéristiques de la turbulence pour de l'eau à $20^\circ C$ à différents régimes d'écoulement ($D = 22,5$ mm) : a) adimensionnés par la vitesse débitante, b) en coordonnées de paroi ; c) et d) intensités axiales de la turbulence suivant respectivement l'axe (x) et l'axe (y) (U^+_{rms} et V^+_{rms}), e) tensions de Reynolds (UV^+). | 56 |
| Fig. 2-22 : Profils moyens de vitesses et caractéristiques de la turbulence pour de l'eau à $20^\circ C$ à différents régimes d'écoulement dans la moitié supérieure du tronçon de visualisation ($D = 22,5$ mm) : a) adimensionnés par la vitesse débitante, b) en coordonnées de paroi ; c) et d) intensités axiales de la turbulence suivant respectivement l'axe (x) et l'axe (y) (U^+_{rms} et V^+_{rms}), e) tensions de Reynolds (UV^+). | 57 |
| Fig. 2-23 : configuration de l'écoulement entre deux plaques planes parallèles. | 58 |
| Fig. 2-24 : Exemple de maillage du domaine de calcul utilisé. | 60 |
| Fig. 2-25 : Evolution temporelle des valeurs instantanées : a) de la vitesse au centre adimensionnée par la vitesse moyenne au centre du profil laminaire ($U_c^* = 3U_m / 2$), b) de l'erreur sur le débit en pourcentage, c) du coefficient de frottement au centre du domaine (Guillou et Makhloufi, 2007). | 62 |
| Fig. 2-26 : Champs de vitesses instantanées $u(x,y,z)$ le long de l'axe de l'écoulement(x) et le long de l'axe perpendiculaire (y) (fluide newtonien, $Re = 5600$). | 63 |
| Fig. 2-27 : Normes de la vorticité le long de l'axe de l'écoulement(x) et le long de l'axe perpendiculaire (y) (fluide newtonien, $Re = 5600$). | 63 |
| Fig. 2-28 : a) Profil moyen de vitesses adimensionnées par la vitesse moyenne au centre du profil laminaire, b) Profil de vitesses moyen normalisé par la vitesse de frottement en coordonnées de paroi, c) Intensités de la turbulence suivant les axes X, Y et Z, d) contraintes de Reynolds (uv^+) (Guillou and Makhloufi, 2007). | 65 |
| Fig. 2-29 : Evolution du coefficient de frottement en fonction du nombre de Reynolds, cas d'un fluide newtonien. | 66 |
| Fig. 2-30 : Evolutions de la viscosité en fonction du taux de cisaillement pour une solution de polymères dosée à 0,009 % de CMC/XG (+ : valeurs expérimentales, - : valeurs théoriques). | 67 |
| Fig. 2-31 : Evolution du coefficient de frottement en fonction du nombre de Reynolds en régime laminaire dans un canal et en conduite pour une solution de polymères dosée à 0,009 % CMC/XG. | 68 |
| Fig. 2-32 : Evolution du coefficient de frottement en fonction du nombre de Reynolds dans un canal et en conduite pour une solution de polymères dosée à 0,009 % CMC/XG. | 69 |

| | |
|--|----|
| Fig. 2-33 : Evolutions de la viscosité en fonction du taux de cisaillement et d'élongation pour une solution de polymères dosée à 0,009 % de CMC/XG (+ : valeurs expérimentales, - : valeurs théoriques), a) : Viscosité de cisaillement, b) : Viscosité élongationnelle (— : Valeurs théoriques, + : Valeurs numériques)..... | 70 |
| Fig. 2-34 : Comparaison entre les résultats numérique et théorique (régime laminaire) : a) vitesse axiale, b) viscosité apparente, c) taux de déformation. (— : Valeurs théoriques, + : Valeurs numériques)..... | 72 |
| Fig. 2-35 : Evolution du coefficient de frottement :) Solution numérique (2h=50 mm), x) Solution numérique (2h=100 mm),) Résultats expérimentaux d'Escudier dans une conduite cylindrique (D=100 mm), ▲) Solution théorique entre deux plaques (2h=100 mm),) Solution théorique dans une conduite cylindrique (D=100 mm)..... | 73 |
| Fig. 2-36 : Coupe suivant l'axe de rotation d'une cellule de Taylor-Couette, C W., Macosko, 1993..... | 75 |
| Fig. 2-37 : Ecoulement de Taylor-Couette instable..... | 76 |
| Fig. 2-38 : Schéma de la cellule de cisaillement avec visualisation PIV..... | 78 |
| Fig. 2-39 : Coupe de visualisation perpendiculaire à l'axe de rotation..... | 78 |
| Fig. 2-40 : Profils de vitesses moyennes adimensionnées par la vitesse du rotor : a) dans un entrefer de 11 mm pour de la glycérine, b) dans un entrefer de 22,5 mm pour de l'eau..... | 79 |
| Fig. 3-1 : Viscosité apparente d'une solution de CTAC/NaSal dosée à 75 ppm, Itoh et al. (2004)..... | 82 |
| Fig. 3-2 : Formule développée de CetyltriMethyl Ammonium Chloride (CTAC)..... | 83 |
| Fig. 3-3 : Viscosité de cisaillement en fonction du taux de cisaillement dans une géométrie double Couette d'une solution de CTAC/NaSal dosée à 75 ppm à 20°C..... | 84 |
| Fig. 3-4 : Viscosité cinématique d'une solution de CTAC/NaSal : a) en fonction de la concentration à T=20°C, b) en fonction de la température à une concentration C=75 ppm..... | 84 |
| Fig. 3-5 : Coefficient de frottement en fonction du nombre d'une solution de CTAC/NaSal dosée à 75 ppm, D=22,5 mm, T°=20°C..... | 87 |
| Fig. 3-6 : Réduction de traînée en fonction du nombre de Reynolds d'une solution de CTAC/NaSal dosée à 75 ppm, D=22,5 mm, T°=20°C..... | 87 |
| Fig. 3-7 : Evolution de la contrainte à la paroi en fonction du nombre de Reynolds d'une solution de CTAC/NaSal dosée à 75 ppm, D=22,5 mm, T°=20°C..... | 88 |
| Fig. 3-8 : La perte de pression en fonction de la vitesse débitante d'une solution de CTAC/NaSal dosé à 75 ppm comparé à de l'eau, D=22,5 mm, T°=20°C..... | 88 |
| Fig. 3-9 : Profils moyens de vitesses adimensionnés à différents nombre de Reynolds d'une solution de CTAC/NaSal dosée à 75 ppm, D=22,5 mm, T=20°C..... | 89 |
| Fig. 3-10 : Comparaison des profils moyens de vitesses pour de l'eau et d'une solution de CTAC/NaSal à 75 ppm à différents nombres de Reynolds, D=22,5 mm, T=20°C..... | 90 |
| Fig. 3-11 : Profils moyens de vitesses en coordonnées de paroi d'une solution de CTAC/NaSal dosée à 75 ppm à différents nombres de Reynolds, D=22,5 mm, T=20°C..... | 91 |
| Fig. 3-12 : Intensités de la turbulence suivant les deux axes de l'écoulement pour de l'eau et d'une solution de CTAC/NaSal à 75 ppm, D=22,5 mm, T=20°C..... | 92 |
| Fig. 3-13 : Tensions de Reynolds, a) pour de l'eau, b) pour une solution de CTAC/NaSal à 75 ppm, D=22,5 mm, T=20°C..... | 92 |
| Fig. 3-14 : Energie turbulente a) pour de l'eau, b) pour une solution de CTAC/NaSal dosée à 75 ppm, D=22,5 mm, T=20°C..... | 93 |

| | |
|--|-----|
| Fig. 3-15 : Normes de vitesses adimensionnées par la vitesse débitante : a) pour de l'eau à $Re=5700$, b) pour une solution de surfactants à $Re=5700$, c) pour de l'eau à $Re\approx 24500$, d) pour une solution de surfactant à $Re\approx 24500$ ($C=75$ ppm, $D=22,5$ mm, $T=20^\circ C$)..... | 94 |
| Fig. 3-16 : Vitesses instantanées amputées de la vitesse moyenne : a) pour de l'eau à $Re=5700$, b) pour une solution de surfactants à $Re=5700$, c) pour de l'eau à $Re\approx 24500$, d) pour une solution de surfactants à $Re\approx 24500$ ($C=75$ ppm, $D=22,5$ mm, $T=20^\circ C$)..... | 95 |
| Fig. 3-17 : Rotationnel et lignes de courant à un nombre de Reynolds de 24500, a) pour de l'eau, b) pour une solution de CTAC/NaSal ($C=75$ ppm, $D=22,5$ mm, $T=20^\circ C$). | 95 |
| Fig. 3-18 : Evolution du coefficient de frottement en fonction du nombre de Reynolds, ($C=75$ ppm et $T^\circ=20^\circ C$). | 97 |
| Fig. 3-19 : Evolution de la perte de pression en fonction du débit ($C=75$ ppm et $T^\circ=20^\circ C$). | 97 |
| Fig. 3-20 : Evolution de la réduction de traînée en fonction du nombre de Reynolds ($C=75$ ppm et $T^\circ=20^\circ C$). . | 97 |
| Fig. 3-21 : Evolution de la réduction de traînée en fonction du nombre de Reynolds ($C=75$ ppm et $T^\circ=20^\circ C$). . | 98 |
| Fig. 3-22 : Evolution de la réduction de traînée en fonction de la vitesse débitante ($C=75$ ppm et $T^\circ=20^\circ C$). | 98 |
| Fig. 3-23 : Evolution du nombre de Reynolds critique en fonction du diamètre de la conduite ($C=75$ ppm, et $T^\circ=20^\circ C$). | 99 |
| Fig. 3-24 : Profils moyens de vitesses en coordonnées de paroi à différents nombres de Reynolds, a) $D=17$ mm (à droite) et b) $D=22,5$ mm (à gauche), ($T=20^\circ C$ et $C=75$ ppm). | 100 |
| Fig. 3-25 : Tensions de Reynolds d'une solution de tensio-actifs dosée à 75 ppm à une température de $20^\circ C$, a) $D=17$ mm (à droite) et b) $D=22,5$ mm (à gauche). | 100 |
| Fig. 3-26 : Energie turbulente d'une solution de tensio-actifs dosée à 75 ppm à une température de $20^\circ C$, a) $D=17$ mm (à droite) et b) $D=22,5$ mm (à gauche). | 101 |
| Fig. 3-27 : Evolution du coefficient de frottement en fonction du nombre de Reynolds à différentes concentrations d'une solution de CTAC/NaSal à $20^\circ C$, $D=22,5$ mm. | 102 |
| Fig. 3-28 : Evolution de la réduction de traînée en fonction du nombre de Reynolds à différentes concentrations d'une solution de CTAC/NaSal à $20^\circ C$, $D=22,5$ mm. | 103 |
| Fig. 3-29 : Evolution de la réduction de traînée en fonction de la vitesse moyenne de l'écoulement à différentes concentrations d'une solution de CTAC/NaSal à $20^\circ C$, $D=22,5$ mm. | 103 |
| Fig. 3-30 : Evolution du taux de la réduction de la traînée en fonction de la contrainte à la paroi à différentes concentrations d'une solution de CTAC/NaSal à $20^\circ C$, $D=22,5$ mm. | 104 |
| Fig. 3-31 : Evolution du nombre de Reynolds critique en fonction de la concentration d'une solution de CTAC/NaSal à $20^\circ C$, $D=22,5$ mm. | 104 |
| Fig. 3-32 : Profils de vitesses moyennes à différentes concentrations ($D=22,5$ mm), $Re\approx 24500$, a) profils moyens de vitesses adimensionnée par la vitesse moyenne, b) profils moyens de vitesses en coordonnées de paroi. | 105 |
| Fig. 3-33 : a et b) Les intensités axiales de la turbulence suivant les deux axes (respectivement, l'axes de l'écoulement et l'axe transversal), c) tensions de Reynolds pour différentes concentrations, $Re\approx 24500$, $T^\circ=20^\circ C$, $D=22,5$ mm. | 106 |
| Fig. 3-34 : Evolution du coefficient de frottement en fonction du nombre de Reynolds à différentes températures, $C=75$ ppm et $D=22,5$ mm. | 108 |
| Fig. 3-35 : Evolution de la réduction de traînée en fonction du nombre de Reynolds, $C=75$ ppm et $D=22,5$ mm. | 108 |

| | |
|---|-----|
| Fig. 3-36 : Suivi de la réduction de la traînée en fonction de la température à différents nombres de Reynolds d'une solution de CTAC/NaSal dosée à 75 ppm. | 109 |
| Fig. 3-37 : Evolution du nombre de Reynolds critique en fonction de la température d'une solution de CTAC/NaSal dosée à 75 ppm. | 109 |
| Fig. 3-38 : Profils moyens de vitesses en fonction de la température d'une solution de CTAC/NaSal dosée à 75 ppm à $Re \approx 24500$, $D=22,5$ mm. | 110 |
| Fig. 3-39 : Profils moyens de vitesses en coordonnées de parois en fonction de la température d'une solution de CTAC/NaSal dosée à 75 ppm à $Re \approx 24500$, $D=22,5$ mm. | 110 |
| Fig. 3-40 : Intensité axiale de la turbulence suivant les deux axes à différentes températures d'une solution de CTAC/NaSal dosée à 75 ppm à $Re \approx 24500$, $D=22,5$ mm. | 111 |
| Fig. 3-41 : Normes de vitesses adimensionnées par la vitesse débitante pour une solution de CTAC/NaSal dosée à 75 ppm :a) 20°C, b) 40°C, $D=22,5$ mm. | 112 |
| Fig. 3-42 : Vitesses instantanées amputées de la vitesse moyenne adimensionnées par la vitesse débitante et les lignes de courants pour une solution de CTAC/NaSal dosée à 75 ppm :a) 20°C, b) 40°C, $D=22,5$ mm. . | 112 |
| Fig. 3-43 : Tensions de Reynolds à différentes températures d'une solution de CTAC/NaSal dosée à 75 ppm à $Re \approx 24500$, $D=22,5$ mm. | 112 |
| Fig. 3-44 : Evolution du coefficient de frottement en fonction du nombre de Reynolds à différentes températures, $C=25$ ppm, $D=22,5$ mm. | 113 |
| Fig. 3-45 : Evolution du coefficient de frottement en fonction du nombre de Reynolds à différentes températures, $C=50$ ppm, $D=22,5$ mm. | 114 |
| Fig. 3-46 : Evolution du coefficient de frottement en fonction du nombre de Reynolds à différentes températures, $C=150$ ppm, $D=22,5$ mm. | 114 |
| Fig. 3-47 : Evolution de la réduction de traînée en fonction du Re, $C=25$ ppm, $D=22,5$ mm. | 115 |
| Fig. 3-48 : Evolution de la réduction de traînée en fonction du Re, $C=50$ ppm, $D=22,5$ mm. | 115 |
| Fig. 3-49 : Evolution de la réduction de traînée en fonction du Re, $C=150$ ppm, $D=22,5$ mm. | 115 |
| Fig. 3-50 : Evolution du nombre de Reynolds critique en fonction de la température à différentes concentrations, $D=22,5$ mm. | 116 |
| Fig. 3-51 : Evolution de la vitesse moyenne débitante correspondant au Reynolds critique en fonction de la température à différentes concentrations, $D=22,5$ mm. | 117 |
| Fig. 3-52 : Evolution du taux de la réduction de la traînée en fonction de la température à différentes concentrations, $D=22,5$ mm. | 118 |
| Fig. 3-53 : Evolution du taux de la réduction de la traînée en fonction de la de la concentration à différentes températures, $D=22,5$ mm. | 119 |
| Fig. 3-54 : Evolution du nombre de Reynolds critique en fonction de la concentration et de la température, $D=22,5$ mm. | 120 |
| Fig. 3-55 : Evolution de la réduction de la traînée en fonction de la concentration et de la température, $D=22,5$ mm. | 120 |
| Fig. 3-56 : Profils de vitesses adimensionnés à différentes températures à $Re \approx 24500$, $C=25$ ppm, $D=22,5$ mm. | 121 |
| Fig. 3-57 : Profils de vitesses adimensionnés à différentes températures à $Re \approx 9000$, $C=25$ ppm, $D=22,5$ mm. | 122 |
| Fig. 3-58 : Profils de vitesses adimensionnés à différentes températures à $Re \approx 24500$, $C=75$ ppm, $D=22,5$ mm. | 122 |

| | |
|---|-----|
| Fig. 3-59 : Profils de vitesses adimensionnés à différentes températures à $Re \approx 24500$, $C=150$ ppm, $D=22,5$ mm. | 123 |
| Fig. 3-60 : Profils de vitesses en coordonnées de paroi pour $Re \approx 9000$ et $C=25$ ppm, $D=22,5$ mm..... | 123 |
| Fig. 3-61 : Profils de vitesses en coordonnées de paroi pour $Re \approx 24500$, $C=25$ ppm, $D=22,5$ mm..... | 123 |
| Fig. 3-62 : Profils de vitesses en coordonnées de paroi pour $Re \approx 24500$, $C=150$ ppm, $D=22,5$ mm..... | 124 |
| Fig. 3-63 : Normes de vitesses adimensionnées par la vitesse débitante, rotationnels et ligne de courant à différentes concentrations pour une solution de CTAC/NaSal dosée à 25 ppm ($Re \approx 24500$, $D=22,5$ mm et $T^\circ=20^\circ C$). | 125 |
| Fig. 3-64 : Normes de vitesses adimensionnées par la vitesse débitante, rotationnels et ligne de courant à différentes concentrations pour une solution de CTAC/NaSal dosée à 50 ppm ($Re \approx 24500$, $D=22,5$ mm et $T^\circ=20^\circ C$). | 125 |
| Fig. 3-65 : Normes de vitesses adimensionnées par la vitesse débitante, rotationnels et ligne de courant à différentes concentrations pour une solution de CTAC/NaSal dosée à 150 ppm ($Re \approx 24500$ et $T^\circ=20^\circ C$). | 125 |
| Fig. 3-66 : Profils de vitesses en coordonnées de parois et tensions de Reynolds pour différentes températures ($D=22,5$ mm). a) $Re \approx 9000$, $C=25$ ppm, b) $Re \approx 24500$, $C=25$ ppm, c) $Re \approx 24500$, $C=150$ ppm. | 126 |
| Fig. 3-67 : Suivi du Coefficient de frottement en fonction du nombre de Reynolds à $30^\circ C$ ($C=75$ ppm, $D=17$ mm). | 128 |
| Fig. 3-68 : Suivi de la réduction de la traînée en fonction du nombre de Reynolds à $30^\circ C$ ($C=75$ ppm, $D=17$ mm). | 128 |
| Fig. 3-69 : Modélisation de la viscosité apparente de la solution aqueuse de CTAC/NaSal (75/75 ppm), Itoh et al., 2004. | 132 |
| Fig. 3-70 : a) Evolution du coefficient de frottement en fonction du nombre de Reynolds d'une solution aqueuse de CTAC/NaSal dosé à 75 ppm, b) évolution de la réduction de la traînée en fonction du nombre de Reynolds (solution numérique et expérimentale). | 133 |
| Fig. 3-71 : a) Profils moyens de vitesses en coordonnées de paroi, b) tensions de Reynolds et c) intensités axiales de la turbulence suivant les trois différents axes d'une solution aqueuse de CTAC/NaSal dosée à 75 ppm à $20^\circ C$ et $Re=5600$ | 134 |
| Fig. 3-72 : Champs de la norme des vitesses instantanées adimensionnées par la vitesse tangentielle du rotor, a) $\omega=2$ trs/min et b) $\omega=4$ trs/min ($e=11$ mm, $C=75$ ppm, $T=20^\circ C$). | 136 |
| Fig. 3-73 : Evolution de la vitesse radiale adimensionnée par la vitesse du rotor pour des vitesses de rotation de 2 trs/min et de 4 trs/min : a) profils de vitesses tangentielles et b) profils de vitesses radiales ($e=22,5$ mm, $C=75$ ppm, $T=20^\circ C$). | 137 |
| Fig. 3-74 : Evolution de la vitesse tangentielle adimensionnée par la vitesse du rotor près de celui-ci pour une vitesse de rotation de 2 trs/min et 4 trs/min ($e=22,5$ mm, $C=75$ ppm, $T=20^\circ C$). | 137 |
| Fig. 3-75 : Evolution de la vitesse tangentielle dans l'entrefer : a) pour de l'eau, b) pour une solution de surfactants dosé à 75 ppm ($e=22,5$ mm, $C=75$ ppm, $T=20^\circ C$). | 138 |
| Fig. 3-76 : Evolution de la vitesse tangentielle dans le temps suivant l'axe central de l'écoulement : a) pour de l'eau, b) pour une solution de surfactant dosé à 75 ppm ($e=22,5$ mm, $T=20^\circ C$). | 139 |
| Fig. 3-77 : Suivis de l'évolution dans le temps des vitesses instantanées en un point à différents endroit de l'entrefer ($r=11$ mm, $r=22$ mm et $r=32$ mm), à gauche pour de l'eau, à droite pour une solution de CTAC/NaSal dosé à 75 ppm ($e=22,5$ mm, $T=20^\circ C$). | 140 |

| | |
|--|-----|
| Fig. 3-78 : Fluctuations de vitesses tangentielles et radiales adimensionnées par la vitesse du rotor pour une solution de CTAC/NaSal dosée à 75 ppm ($e=22,5$ mm, $T=20^{\circ}\text{C}$)..... | 141 |
| Fig. 3-79 : Fluctuations de vitesses tangentielles et radiales adimensionnées par la vitesse du rotor pour de l'eau ($e=22,5$ mm, $T=20^{\circ}\text{C}$). | 141 |
| Fig. 3-80 : Zoom sur l'évolution de la vitesse tangentielle dans l'entrefer, près du rotor et du stator. Le profil théorique relatif à l'écoulement laminaire d'un fluide newtonien est tracé en trait pointillé ($e=22,5$ mm, $T^{\circ}=20^{\circ}\text{C}$). | 142 |
| Fig. 3-81 : Zoom sur l'évolution de la vitesse tangentielle dans la partie proche du rotor d'une solution de CTAC/NaSal dosée à 75 ppm ($e=22,5$ mm, $C=75$ ppm, $T^{\circ}=20^{\circ}\text{C}$)..... | 143 |
| Fig. 3-82 : Suivi d'un mélange surfactant-rhodamine dans un écoulement de Couette, a) 85 trs/min, b) 170 trs/min ($e=22,5$ mm, $C=75$ ppm, $T^{\circ}=20^{\circ}\text{C}$)..... | 144 |
| Fig. 3-83 : Comparaison de profils de vitesses adimensionnées par la vitesse du rotor près du stator pour des vitesses de 85 et 500 trs/min ($e=22,5$ mm, $C=75$ ppm, $T^{\circ}=20^{\circ}\text{C}$)..... | 144 |
| Fig. 3-84 : Comparaison de profils de vitesses adimensionnées par la vitesse du rotor près de celui-ci pour de l'eau et une solution de tensio-actifs à des vitesses de rotation comprise entre 85 et 500 trs/min ($e=22,5$ mm, $C=75$ ppm, $T^{\circ}=20^{\circ}\text{C}$). | 146 |
| Fig. 3-85 : Surface de visualisation suivant l'axe de rotation, C. W. Macosko, 1993..... | 146 |
| Fig. 3-86 : Vitesses instantanées adimensionnées suivant l'axe de rotation du rotor dans une cellule de Couette ($e=22,5$ mm, $C=75$ ppm, $T^{\circ}=20^{\circ}\text{C}$)..... | 147 |

LISTE DES TABLEAUX

| | |
|--|-----|
| Tableau 2-1 : Instruments utilisés en boucle d'essai expérimentale, leurs références, leurs ententes de mesure et leurs précisions. | 51 |
| Tableau 2-2 : Correction des différents diamètres échangeables utilisés dans la boucle d'essais. | 52 |
| Tableau 2-3 : Résultats de mesures de pertes de charge pour différents régimes d'écoulement. | 52 |
| Tableau 2-4 : Variables moyennes d'un écoulement newtonien. | 64 |
| Tableau 2-5 : Comparaison de quelques valeurs caractéristiques d'un écoulement laminaire pour une simple loi de puissance. | 68 |
| Tableau 3-1 : Résultats de mesures de la perte de charge pour différents nombres de Reynolds. | 86 |
| Tableau 3-2 : Valeurs des paramètres de la loi de viscosité combinée $\mu_1, \mu_2, \dot{\gamma}_c, r$ pour une solution aqueuse de CTAC/NaSal dosée à 75 ppm à 20°C. | 132 |

LISTE DES SYMBOLES

| | | |
|--|------------------|---------------------------|
| Pression | P | Pa |
| Différence de pression corrigée | ΔP | Pa |
| Différence de pression mesurée | ΔP_{mes} | Pa |
| Différence de pression à débit nul | ΔP_0 | Pa |
| Diamètre de la conduite | D | m |
| Rayon de la conduite | R | m |
| Réduction de la trainée | DR | % |
| Débit volumique | Q | l/min (m ³ /s) |
| Masse volumique | ρ | Kg/ m ³ |
| Longueur de la conduite | L | m |
| Vitesse moyenne adimensionnée | U | m/s |
| Vitesse au centre | U_c | m/s |
| Vitesse au centre du profil laminaire | U_{cl} | m/s |
| Vitesses à la paroi | U_τ | m/s |
| Vitesse instantanée tangentielle et radiales | u_θ, u_r | m/s |
| Vitesse angulaire moyenne | U_θ | m/s |
| Vitesse radiale moyenne | U_r | m/s |
| Vitesse tangentielle adimensionnée | U_θ^* | --- |
| Vitesse radiale adimensionnée | U_r^* | --- |
| Nombre de Reynolds | Re | --- |
| Nombre de Reynolds turbulent | Re_t | --- |
| Nombre de Reynolds apparent | Re_a | --- |
| Nombre de Reynolds critique | Re_c | --- |
| Contrainte à la paroi | τ_w | Pa |
| Coefficient de frottement de la solution | C_f | --- |
| Coefficient de frottement du solvant | C_{f_s} | --- |
| Viscosité dynamique | η | Pa.s |
| Viscosité à taux de cisaillement nul | η_0 | Pa.s |
| Viscosité à taux de cisaillement infini | η_∞ | Pa.s |
| Viscosité apparente | η_a | Pa.s |
| Viscosité élongationnelle | η_e | Pa.s |
| Viscosité à la paroi | η_w | Pa.s |
| Viscosité de cisaillement | η_v | Pa.s |
| Viscosité cinématique | ν | m ² /s |
| Viscosité cinématique apparente | ν_a | m ² /s |
| Temps | t | s |

| | | |
|--|-----------------------------|--------------------|
| Température | T | $^{\circ}\text{C}$ |
| Indice de réfraction | n_r | --- |
| Tension de sortie du capteur | U_i | V |
| Longueur moyenne de chaînes de tensio-actifs | \bar{L} | m |
| Constante de Boltzmann | k_b | --- |
| Concentration | C | ppm |
| Nombre de chaînes de tensio-actifs | \hat{c} | --- |
| Pi | π | --- |
| Poids moléculaire du surfactant | P | kg |
| Rayon de micelles du tensio-actif | r_m | m |
| Vitesse angulaire | ω | Rad/s |
| Masse volumique | ρ | Kg/m^3 |
| Vitesse angulaire critique | ω_C | Rad/s |
| Rayon de la cellule de Couette | r | m |
| Rayon de la cellule de Couette | r^* | --- |
| Rayon moyen de la cellule de Couette | $\bar{R} = (R_1 + r) / 2$ | m |
| Rayon interne de la cellule de Couette | R_1 | m |
| Rayon externe de la cellule de Couette | R_2 | m |
| Moment appliqué au rotor | M | n/m |
| Entrefer | e | m |
| Contrainte tangentielle dans un rhéomètre | τ_{rr} | Pa |
| Contrainte radiale dans un rhéomètre | $\tau_{\theta\theta}$ | Pa |
| Énergie de scission | E_{sciss} | J |
| Nombre de Taylor-Couette | Ta | --- |
| Nombre de Taylor-Couette critique | Ta_C | --- |
| Constante du rhéomètre | A et B | --- |
| Correction appliquée au rhéomètre capillaire | C_r | --- |
| Volume de l'échantillon du rhéomètre capillaire | V | m^3 |
| Taux de cisaillement | $\dot{\gamma}$ | s^{-1} |
| Taux de cisaillement suivant l'axe X | $\dot{\gamma}_x$ | s^{-1} |
| Taux de cisaillement suivant l'axe Y | $\dot{\gamma}_y$ | s^{-1} |
| Taux de cisaillement critique | $\dot{\gamma}_c$ | s^{-1} |
| Taux de cisaillement minimal | $\dot{\gamma}_{\min}$ | s^{-1} |
| Taux de cisaillement maximal | $\dot{\gamma}_{\max}$ | s^{-1} |
| Taux d'élongation | $\dot{\epsilon}$ | s^{-1} |
| Taux d'élongation minimal | $\dot{\epsilon}_{\min}$ | s^{-1} |
| Taux d'élongation maximal | $\dot{\epsilon}_{\max}$ | s^{-1} |
| Tenseur des taux de déformations | $\overline{\overline{D}}$ | s^{-1} |
| 2 ^{ème} invariant du double du tenseur de déformation | II_{2D} | s^{-2} |
| 3 ^{ème} invariant du double du tenseur de déformation | III_{2D} | s^{-3} |
| Trace du taux de déformation | $tr\overline{\overline{D}}$ | s^{-1} |
| Composantes du vecteur vitesse | u, v, w | m/s |

| | | |
|--|----------------------------------|----------------|
| Vitesse estimée | u_{est} | m/s |
| Vitesse mesurée | $u_{réel}$ | m/s |
| Ecart-type de la vitesse | σu | m/s |
| Ecart-type de la vitesse estimée | σu_{est} | m/s |
| Coefficient de confiance | C_C | --- |
| Taille de l'échantillon | N | --- |
| Précision | ε | --- |
| Fluctuation de vitesses (par rapport à la moyenne) | u', v', w' | m/s |
| Distance à la paroi adimensionnée | y^+ | --- |
| Vitesse adimensionnée par la vitesse à la paroi | U^+, V^+, W^+ | --- |
| Tensions de Reynolds | R_{xy} ou UV^+ | --- |
| Demi-hauteur entre les deux plaques | h | m |
| Dimension du domaine de calcul suivant X | L_x | m |
| Dimension du domaine de calcul suivant Y | L_y | m |
| Dimension du domaine de calcul suivant Z | L_z | m |
| Nombre de points de maillage suivant X | N_x | --- |
| Nombre de points de maillage suivant Y | N_y | --- |
| Nombre de points de maillage suivant Z | N_z | --- |
| Tenseur des contraintes de déformation | $\bar{\tau}$ | Pa |
| Gradient de pression moyen | P^* | Pa |
| Surface de cisaillement | S | m ² |
| Force de cisaillement | F | N |
| Paramètres | $K_e, K_v, n, n_r, m, \alpha, q$ | |
| Log népérien | \ln | |

LISTE DES ABREVIATIONS

| | |
|--|-------------------|
| Shear Induced Structure (Phase induite par le cisaillement) | SIS |
| Finitely Extensible Nonlinear Elastic with Peterlin Approximation | FENE-P |
| Particle Image Velocimetry (Vélocimétrie par images de particules) | PIV |
| SUrfactant DRag REDuction Study 3 DIMensions | SUDRES3D |
| Direct Numerical Simulation (simulation numérique directe) | DNS |
| CetylTrimethyl Ammonium Chloride | CTAC |
| Laboratoire Universitaire des Sciences Appliquées de Cherbourg | LUSAC |
| Drag Reducing Agent (Agents réducteurs de la traînée) | DRA |
| Large Eddy Simulation (La simulation des grandes échelles) | LES |
| Concentration Micellaire Critique | CMC |
| Première Concentration Micellaire Critique | CMC _I |
| Deuxième Concentration Micellaire Critique | CMC _{II} |
| Laser Doppler Anemometry | LDA |
| Laser Speckle Photography | LSP |
| Laser Speckle Velocimetry | LSV |
| Laser Doppler Velocimetry | LDV |
| CarboxyMethyCellulose/Xanthan Gum | CMC/XG |
| PolyMethyl MethAcrylate (polyméthacrylate de méthyle) | PMMA |