

Description du code de simulation

Pour nos simulations, notre choix s'est porté sur le logiciel industriel CFX-12.0 développé par ANSYS et disponible à IFPEN. CFX est un logiciel général de simulation numérique d'écoulements en mécanique des fluides et de transferts thermiques. Il permet de mettre en œuvre une simulation numérique complète, de la modélisation de la géométrie, au post-traitement, en passant par la génération du maillage et le calcul. CFX est particulièrement bien adapté aux machines tournantes, qui restent l'objectif premier de notre étude.

CFX dans sa version 5, est divisé en 4 modules à savoir : ICEM, CFX-pre, CFX-solver et CFX-post.

Module ICEM

Le module ICEM est utilisé comme un logiciel de CAO traditionnel. La géométrie est construite à partir d'éléments tels que points, courbes, surfaces et volumes. C'est également ce module qui permet de générer un maillage s'appuyant sur la géométrie. L'utilisateur fixe les paramètres des mailles qu'il souhaite obtenir sur les éléments. Le maillage sert de support à une représentation discrète de variables continues. Pour les mailles primitives, CFX utilise des formes géométriques comme représentées sur la figure 55 ci-dessous.

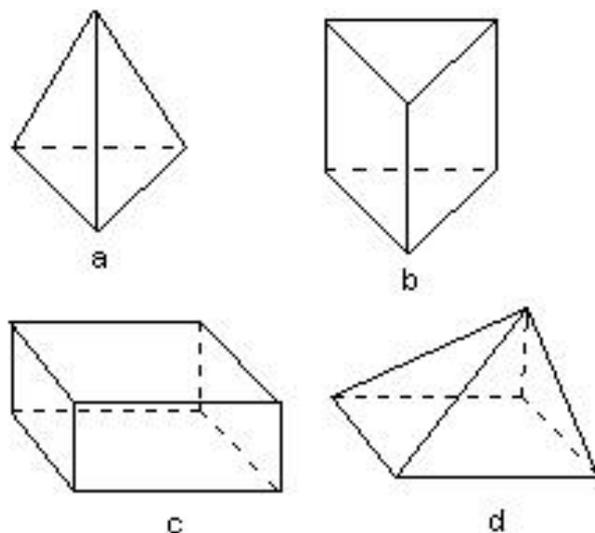


Figure 55: Formes géométriques utilisées pour le maillage : a) tétraédrique, b) prismatique, c) hexaédrique et d) pyramidal

Une fois le maillage effectué, ICEM crée un fichier portant l'extension « .msh », qui regroupe les informations relatives au maillage, exploitable par CFX-Pre.

4.3.2 Module CFX-Pre

Le module CFX-Pre permet de définir le problème physique comme les caractéristiques des fluides utilisés et la dynamique correspondante. Il permet également de fixer les conditions aux limites et initiales du modèle, ainsi que les équations à résoudre, le type de résolution (régime permanent ou transitoire). Les paramètres régissant la convergence du calcul comme le pas de temps, le nombre d'itérations, le critère de convergence ainsi que la nature des fluides en présence sont par ailleurs fixés.

Une fois tous les paramètres définis, CFX-Pre génère un fichier « .def » qui contient toutes les informations nécessaires pour mener le calcul.

4.3.3 Module CFX-Solve

Le module CFX-Solve est le module qui effectue les calculs. Il est basé sur la méthode des volumes finis et l'intégration des équations de Navier Stokes dans chaque maille et dispose de modèles additionnels pour prendre en compte des phénomènes physiques comme la turbulence, le rayonnement thermique...

L'organigramme de mise en œuvre d'un calcul est présenté sur la figure 56 donnée dans le paragraphe suivant.

Dans le cas d'une résolution en régime permanent, le calcul se poursuit jusqu'à ce que, soit le nombre maximal d'itérations consigné par l'utilisateur soit atteint, soit la solution satisfasse les conditions de convergence.

Dans le cas d'une résolution en régime transitoire, le calcul prend fin lorsque la durée de résolution du phénomène étudiée est atteinte.

A la fin du calcul, CFX-Solve génère deux types de fichiers :

- Un fichier « .out » lisible par un éditeur de texte. Ce fichier résume le déroulement du calcul. Il contient, entre autres choses, les informations du « .def », ainsi que le bilan du système ;
- Un fichier « .res » qui contient l'ensemble des résultats. Ce fichier est directement exploitable par CFX-Post.

4.3.4 Module CFX-Post

Le module CFX-post est un outil graphique permettant le traitement et la visualisation des résultats. Il permet d'appliquer des textures sur la géographie, de visualiser des contours, des iso-surfaces, des lignes de courant, des champs de vitesse.

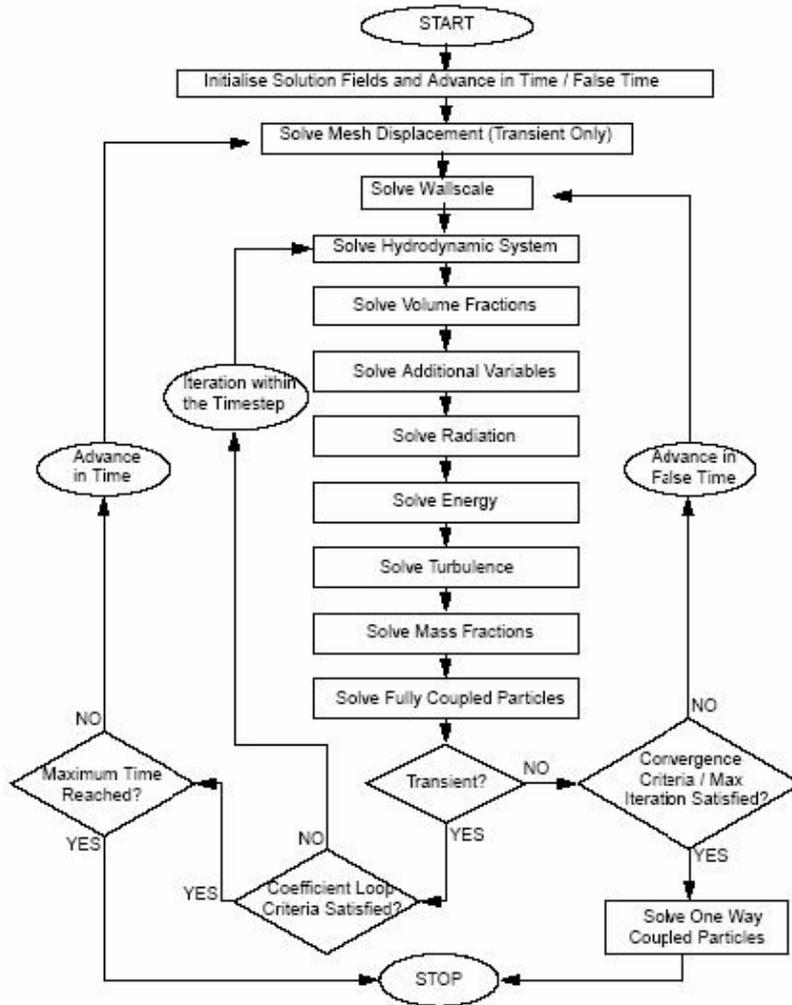


Figure 56: Organigramme du déroulement d'un calcul par CFX-Solve (Ref. Ansys)

4.4 Modèle de la géométrie

La géométrie est construite à partir d'un fichier de données sous format MS Excel qui traduit les coordonnées géométriques des aubages et des parois.

La géométrie de chaque aubage est définie à partir de 202 points ce qui permet d'avoir une bonne représentation. Une densification au voisinage des bords d'attaque et des bords de fuite permet d'obtenir un bon affutage des aubages et d'éviter ainsi des erreurs sur le calcul.

Ce fichier est utilisé par le module ICEM de CFX pour préparer le fichier de maillage.

4.4.1 Préparation de la géométrie

Une fois la géométrie construite, on crée des blocs de mailles appelés « familles » ou « parts ». A chaque « part » correspondra une condition limite. Nous avons ainsi créé 5 familles comme l'indique la figure 57.

La « part » "Entrée" sera associée à la condition limite INLET

La « part » "Sortie" sera associée à la condition limite OUTLET

La « part » "Murs" qui comprend les parois haute et basse du domaine ainsi que les deux parois latérales sera associée à la condition aux limites WALL.

La « part » aubage sera, elle aussi, associée à la condition aux limites WALL.

La « part » fluide quant-à elle, correspond au domaine contenant le fluide et n'est associée à aucune condition limite.

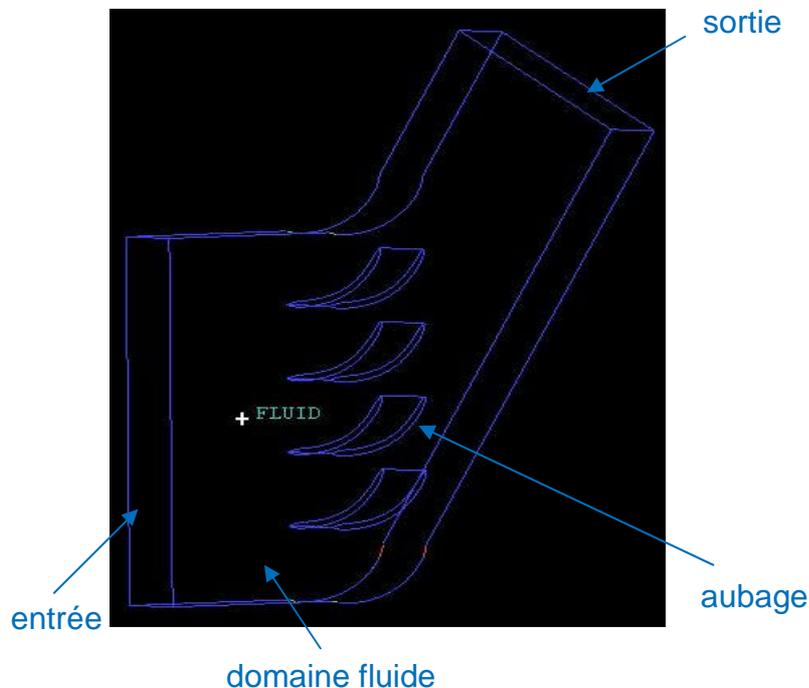


Figure 57: domaine de calcul

Le paramétrage du maillage peut se faire soit par blocs, soit plus globalement pour toute la géométrie. Nous avons opté pour la deuxième option qui est beaucoup plus rapide et plus simple. Pour cela, nous avons estimé au préalable, l'épaisseur caractéristique de la couche limite des aubages de la grille d'aubes.

Le nombre de Reynolds minimal est de l'ordre de $Re_c = 0,6 \cdot 10^5$, ce qui correspond à une couche limite de l'ordre de $0,03 \cdot c$, soit environ $2mm$ pour notre cas d'étude.

On a donc adopté pour une taille de mailles le long du profil de l'ordre du dixième de cette épaisseur.

Puis on a réglé le ratio entre les mailles à 1,2 c'est-à-dire que deux mailles consécutives ne peuvent différer de plus de 20 %. Ceci assure une progression dans la taille de mailles conduisant à obtenir une bonne convergence des calculs.

4.4.2 Maillage

Maillage hexaédrique

La modélisation du domaine de calcul a été réalisée en utilisant deux méthodes pour l'extension du maillage dans l'axe de la profondeur :

- maillage régulier, noté maillage A
- maillage raffiné en proche paroi, noté maillage B.

Le premier maillage, noté A et représenté figure 58 est un maillage régulier du centre jusqu'aux parois du domaine et comporte 253 154 éléments pour 234 780 nœuds.

Le second maillage, noté B et représenté figure 58, est le même que le maillage A mais avec des mailles plus raffinées aux parois. Il comporte 358 288 éléments pour 350 410 nœuds.

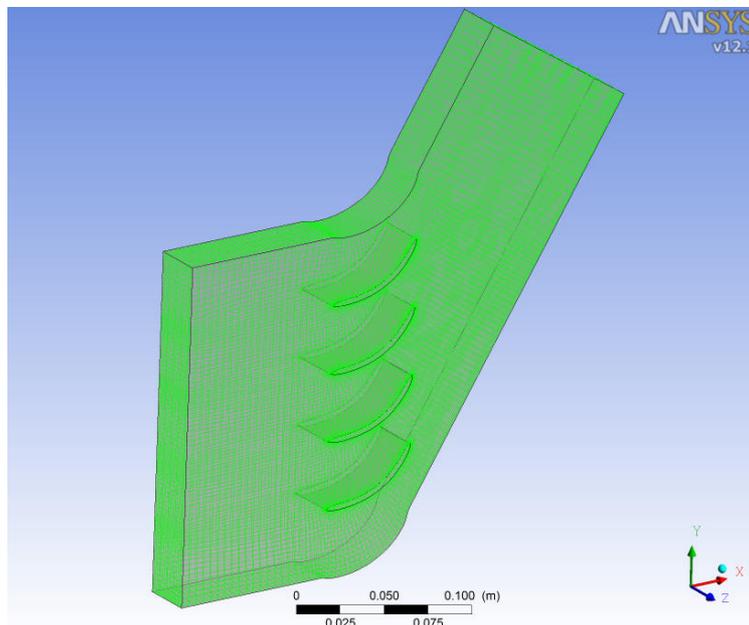


Figure 58: Maillage structuré A

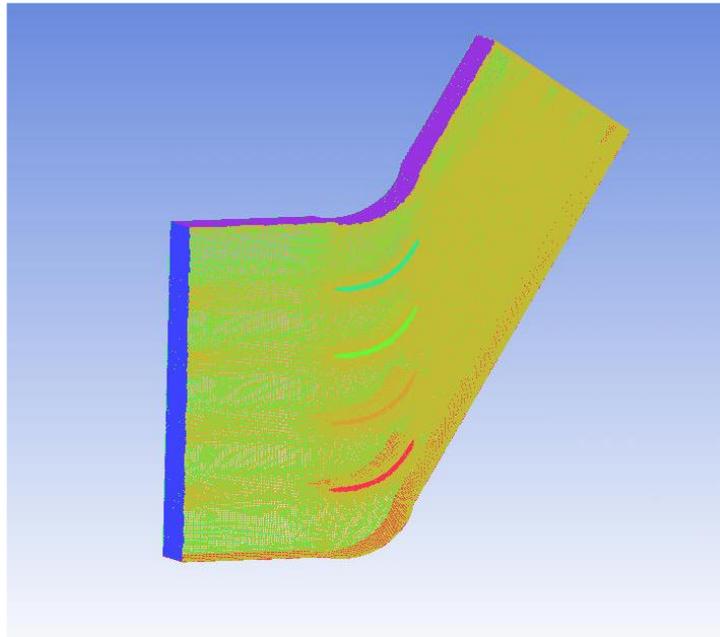


Figure 59: Maillage structuré B

Maillage non structuré (tétraédrique)

Le maillage non structuré est beaucoup plus simple à construire car les mailles sont générées automatiquement sans contrainte quant à leur disposition. Mais nous avons quand même dû régler la taille maximale à ne pas dépasser.

Le maillage non structuré (tétraédrique) représenté figure 60, comporte donc 211368 éléments pour 68459 nœuds

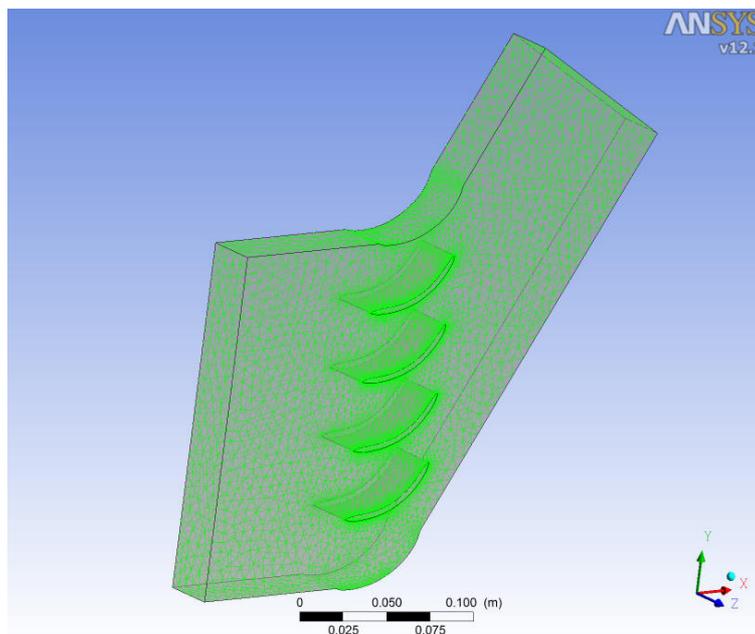


Figure 60: Maillage non structuré

Nous disposons donc de trois types de maillage pour la modélisation de la veine. Des simulations numériques ont été menées avec les trois maillages afin de définir lequel est le plus approprié.

4.4.3 Définition du problème physique

Après la génération de la géométrie et du maillage, l'étape suivante a été la définition du problème physique à l'aide du module CFX-Pre.

Ce module qui se présente sous la forme d'une bibliothèque, nous permet de définir :

- Les conditions aux limites sur les surfaces du domaine modélisé;
- Le type d'équations à résoudre;
- Le type de résolution (régime permanent ou transitoire);
- Les paramètres du solveur à savoir : le pas de temps, le nombre d'itérations, le critère de convergence ainsi que la nature des fluides en présence.

Pour notre cas, nous avons réalisé les calculs avec l'air pour la phase dispersée et de l'eau pour la phase continue. Tous les calculs ont été menés en régime permanent, avec une condition isothermique.

Les simulations numériques ont été menées en faisant varier les paramètres opératoires suivants :

- Fractions volumiques de gaz : 10%, 20%, 30%, 40% et 50%;
- Diamètres de bulle : 100 μm , 200 μm , et 500 μm . Pour rappel, l'expérience a été menée avec des bulles de 200 μm ;
- Débit en entrée de la veine.

Après avoir défini les caractéristiques des fluides utilisés, ainsi que la dynamique correspondante, on spécifie maintenant les conditions aux limites du problème.

4.4.4 Conditions aux limites

Nous avons utilisé 3 types de conditions aux limites à savoir : INLET, OUTLET et WALL.

Pour le Block INLET relatif à un écoulement entrant à l'intérieur du domaine, une condition de vitesse a été adoptée. En effet, nous avons effectué les calculs avec deux sortes de conditions d'entrée :

- La première avec un profil de vitesse U_x constant ;
- La seconde avec un profil tiré des mesures expérimentales.

Condition en entrée

Comme discuté dans le chapitre précédent, la longueur de stabilisation de l'écoulement en amont de la grille d'aubes est trop courte compte tenu des problèmes d'encombrement. Ainsi, la vitesse ne présente pas un profil uniforme en entrée. Par ailleurs, les mesures de la vitesse par LDA ont montré la présence d'une légère composante verticale liée aux effets des bords supérieurs et inférieurs, ce qui traduit un écoulement non périodique.

Par conséquent les simulations numériques ont également été menées en fixant en entrée le profil de vitesse obtenu à partir des mesures expérimentales.

Pour se rapprocher de la réalité, et s'affranchir des débits de fuites internes éventuels, nous avons donc pris soin de mesurer le profil de vitesse à l'entrée du domaine, 20 mm en amont du bord d'attaque des aubages. C'est ce profil de vitesse obtenu expérimentalement que nous avons imposé dans un second temps comme condition limite en entrée pour les simulations numériques.

Conditions de sortie

Pour les conditions de type OUTLET, correspondant au domaine de sortie de la veine, la pression statique a été fixée à 0 bar relatif.

Conditions aux parois

La condition de type WALL est attribuée aux parois imperméables à l'écoulement et nous avons supposé ces parois lisses. Sur les parois haute et basse du domaine, nous avons imposé une condition de non périodicité pour être conforme à la configuration de notre boucle expérimentale.

Ainsi, pour toutes les parois imperméables du domaine de calcul, à savoir les surfaces des aubes, les parois latérales ainsi que les parois haute et basse du domaine, nous avons imposé une condition aux limites de type WALL avec condition de non glissement à la paroi.

4.5 Les modèles utilisés

4.5.1 Type de modèle diphasique

Pour les simulations en écoulements diphasiques air-eau, nous avons décidé d'utiliser le modèle à deux fluides non homogène. Contrairement au modèle homogène qui ne traite pas les phases séparément, le modèle à deux fluides traite séparément les deux phases et permet de suivre les particules dispersées. Dans ce cas, le champ est séparé pour chaque phase. Les quantités transportées interagissent par l'intermédiaire des " termes de transfert d'interface ". Par exemple, deux phases peuvent avoir des champs de vitesse différents, mais il y aura une tendance à égaliser ces champs à travers des termes de traînée d'interphase.

De plus, le modèle de phases séparées utilise comme hypothèse de base le fait de négliger des interactions entre particules (qui sont supposées être sphériques). Ce qui revient à considérer une faible fraction volumique de la phase dispersée (généralement inférieure ou égale à 20 %). Dans notre étude, nous allons faire varier volontairement le GVF jusqu'à 50 % et nous verrons comment cela impacte nos résultats.

4.5.2 Modèle de turbulence

Nous avons testé trois modèles de turbulence différents à savoir :

- le modèle k-epsilon normalement utilisé pour des écoulements à nombre de Reynolds modéré (de l'ordre de 10^5).
- le modèle k-oméga normalement recommandé pour les problèmes liés aux turbomachines ou à des écoulements qui se font dans un référentiel tournant.
- et le modèle laminaire (pour des faibles nombres de Reynolds).

4.5.3 Modélisation de l'écoulement près des parois

Formulation mathématique

La loi de paroi utilisée dans le logiciel Ansys pour les calculs, est une extension de la méthode de Launder et Spalding. Dans les régions logarithmiques, la vitesse près des parois est reliée à la contrainte de cisaillement à la paroi τ_ω exercée par ces dernières à travers une relation logarithmique :

$$u^+ = \frac{U_t}{u_\tau} = \frac{1}{\kappa} \ln(y^+) + C \quad (4.1)$$

$$\text{Avec : } y^+ = \frac{\rho \cdot \Delta y \cdot u_\tau}{\mu} \text{ et } u_\tau = \sqrt{\frac{\tau_\omega}{\rho}} \quad (\text{pour } y^+ \geq 30 \text{ et } y < 0,15 \times \delta)$$

Dans ces expressions, δ est l'épaisseur de la couche limite, u^+ est la vitesse au voisinage de la paroi, u_τ est une vitesse associée au cisaillement, y^+ est la distance adimensionnelle à la paroi, κ est la constante de Von Karman (=0,41) et C une constante dépendante de la rugosité de la paroi. U_t est une vitesse moyenne (connue) tangente à la paroi à une distance Δy de celle-ci.

L'inconvénient de cette modélisation est qu'aux points de séparation, $U_t \approx 0$. Pour remédier à cela, le logiciel utilise une loi de paroi " Scalable " dans laquelle u^+ est remplacé par u^* qui a la particularité de ne pas tendre vers 0 quand $U_t \approx 0$ (car il est défini en fonction de k , or en écoulement turbulent k n'atteint jamais 0) :

$$u^* = C_\mu^{1/4} k^{1/2} \quad (4.2)$$

$$\text{Avec, } u_\tau = \frac{U_t}{\frac{1}{\kappa} \ln(y^*) + C}, \tau_\omega = \rho u_\tau u^* \text{ et } y^* = \frac{\rho \cdot \Delta y \cdot u^*}{\mu}$$

Le point faible de ce type de modélisation est la dépendance des résultats vis-à-vis de la distance aux parois et donc leur sensibilité par rapport au maillage dans ces régions. Ainsi, y^* est remplacé par $y'' = \max(y^*, 11,06)$, 11,06 étant la valeur limite entre la région logarithmique décrit ci-dessus et la sous-couche visqueuse $y^+ < 10$ (dans Ansys CFX).

Ainsi le y'' calculé est toujours supérieure ou égale à la valeur limite, ce qui garantit que les nœuds du maillage sont situés hors de la sous-couche visqueuse.

Impact sur le maillage

Ainsi, afin de prédire correctement l'écoulement dans la couche limite, il faut réaliser un maillage avec un nombre suffisant de nœuds (au moins 10) à l'intérieur de cette couche limite. D'autre part, les caractéristiques de l'écoulement ayant leur importance sur l'échelle, il faut donc estimer approximativement l'épaisseur la couche limite. Cette couche limite est calculée par son expression en régime turbulent :

$$\delta = 0,35 L Re_L^{-1/5} \quad (4.3)$$

Ou L est la longueur de la corde du profil des aubages.

Une adoption de taille de maille de l'ordre du dixième de cette épaisseur nous garantit donc une prédiction correcte de l'écoulement dans la couche limite.

4.5.4 Critère de convergence

Par définition, un calcul converge si l'erreur sur les résidus des équations de mouvement tend à décroître au cours des itérations et atteint une valeur minimale.

Le critère de convergence sur les résidus des équations de mouvement est fixé à 10^{-5} et le nombre d'itérations est fixé à 100.

La convergence des calculs est observée d'une part sur la chute des résidus des équations, et d'autre part sur la conservation du débit entre l'amont et l'aval.

Pour toutes les simulations, les résidus ont chuté d'au moins trois ordres de grandeur et le critère de convergence a toujours été satisfait.

4.5.5 Résumé sur les choix des modèles

Finalement, plusieurs configurations ont été choisies pour mener les simulations numériques :

- 3 types de maillages;
- 3 modèles de turbulences ;
- 1 condition d'entrée
- 1 condition pour les parois inférieure et supérieure

Pour rendre plus de clarté dans la présentation des résultats, le paragraphe suivant donne des résultats des simulations préliminaires. Par la suite des conditions opératoires ont été modifiées :

- débit,
- GVF,
- diamètres de bulles

4.5.6 Évaluation de l'erreur numérique

Selon Dufour [13], l'erreur numérique se décompose de la manière suivante :

$$\delta_{Num} = \delta_I + \delta_T + \delta_G + \delta_A \quad (4.4)$$

Où :

δ_I est l'erreur due au processus itératif ;

δ_T est l'erreur due à la discrétisation temporelle pour un calcul instationnaire (c'est-à-dire le choix du pas de temps) ;

δ_G est l'erreur due à la discrétisation spatiale sur la grille de calcul;

δ_A regroupe les autres causes d'erreurs possibles, principalement les erreurs de codage et les arrondis machine.

Dans le cadre de notre travail, pour minimiser l'erreur due au processus itératif δ_I , les critères de convergence itérative suivante sont appliqués :

- diminution des résidus d'au moins 3 ordres de grandeur, et stabilisation ;
- écart entre le débit d'entrée et de sortie stabilisé, et inférieur à 0,1%.

On considère donc cette contribution négligeable.

Dans le cadre de notre mémoire, les simulations instationnaires ne sont pas traitées. Nous ne considérerons donc pas l'erreur du au pas de temps.

Concernant l'erreur δ_A , nous supposons qu'il est négligeable. Car on estime que le code de calcul non modifié par nos soins a subi les vérifications nécessaires lors de sa conception.

Seule demeure l'erreur due au maillage δ_G que l'on assimile dans notre mémoire à l'erreur numérique δ_{Num} . Une estimation de cette erreur est donnée au paragraphe 4.6.1.

4.6 Résultats

4.6.1 Cas n°1 : Monophasique

Comme indiqué dans le paragraphe 4.5.5, plusieurs modélisations de la veine d'essais ont été réalisées.

Influence du maillage

On rappelle que trois types de maillage ont été testés :

- Maillage structuré et régulier dans la direction de la profondeur;
- Maillage structuré et progressif dans la direction de la profondeur ;
- Maillage non structuré.

Les résultats montrent que le maillage structuré, progressif dans la profondeur, est privilégié pour tenir compte du développement des couches limites sur les parois latérales.

Le maillage non structuré pourrait être retenu car il donne des résultats proches de ceux obtenus avec un maillage structuré (figures 61 et 62).

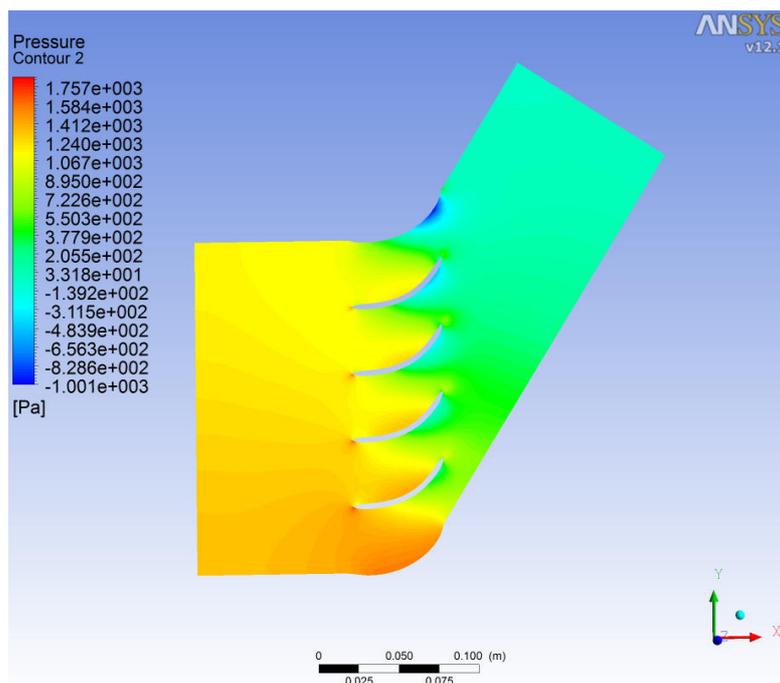


Figure 61: Champ de pression statique avec le maillage non structuré

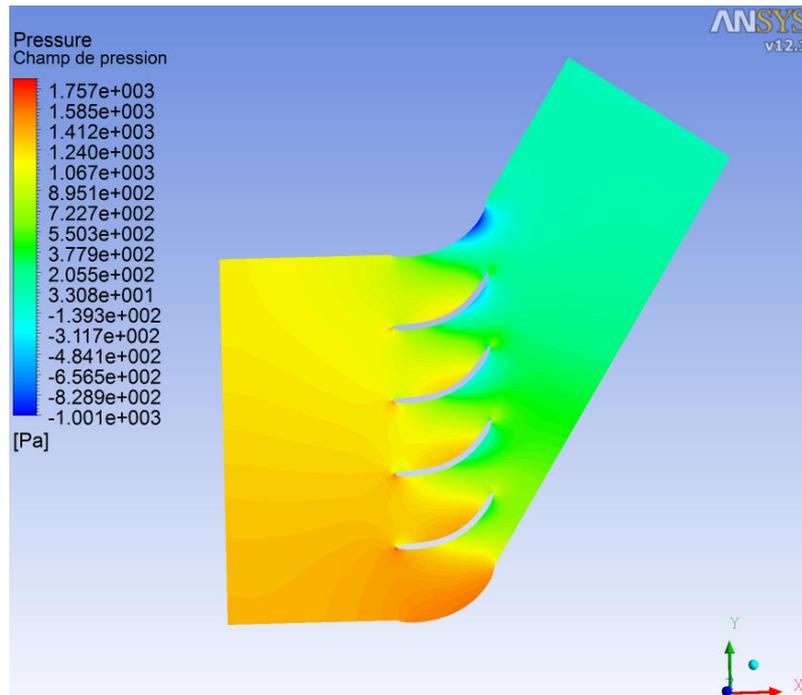


Figure 62: Champ de pression statique avec le maillage structuré

Les figures 61 et 62 représentent le champ de pression statique dans le plan P_m (obtenu respectivement pour le maillage non-structuré et le maillage structuré) avec un profil de vitesse uniforme comme condition limite d'entrée et une vitesse débitante de 0,9 m/s.

On note sur la surface d'entrée et dans la direction verticale, que la distribution de la pression varie de 1585 Pa à environ 1067 Pa pour le maillage structuré (figure 62). Alors qu'il varie de 1584 Pa à environ 1067 Pa pour le maillage non structuré (figure 61). On obtient ainsi un gradient de pression transverse de 518 Pa avec le maillage structuré et de 517 Pa avec le maillage non structuré, ce qui fait un écart de 0,19%.

On retiendra par conséquent le maillage structuré car il permet de mieux régler le raffinement au voisinage des parois.

Modèle de turbulence

Pour rappel, nous avons testé trois modèles de turbulence différents :

- le modèle k-epsilon normalement utilisé pour des écoulement à nombre de Reynolds modéré (de l'ordre de 10^5) ;
- le modèle k-oméga normalement recommandé pour les problèmes liés aux turbomachines ou à des écoulements qui se font dans un référentiel tournant ;
- et le modèle laminaire (pour des faibles nombres de Reynolds).

Les figures 63, 64 et 65 ci-dessous représentent les contours de vitesse dans le plan P_m avec un profil de vitesse uniforme comme condition limite d'entrée et une vitesse débitante de 0,9 m/s. Ces figures montrent qu'il n'existe pas de différence notable entre ces trois modèles de turbulence.

On note toutefois une accentuation des sillages et de la décélération de l'écoulement sur le côté en surpression des aubages avec le modèle laminaire. Nous n'avons pas fait ce constat lors de l'étude expérimentale, aussi, avons nous retenu le modèle k-epsilon pour le reste des simulations.

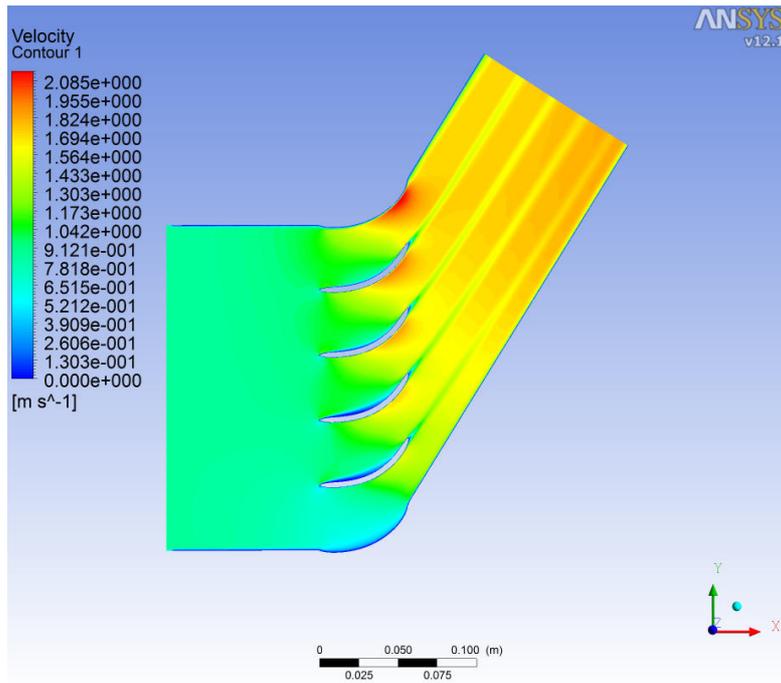


Figure 63: Contour de vitesse avec le modèle *k-oméga*

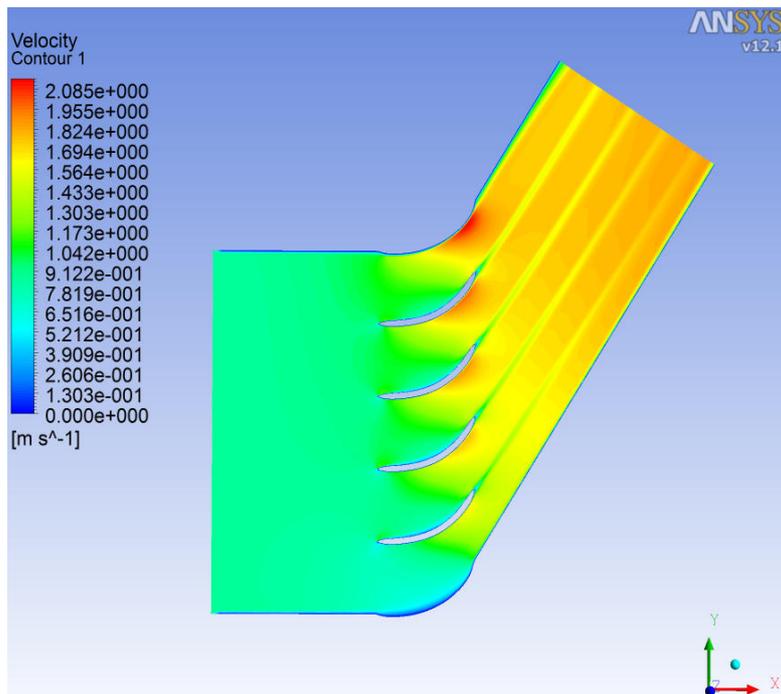


Figure 64: Contour de vitesse avec le modèle *k-epsilon*

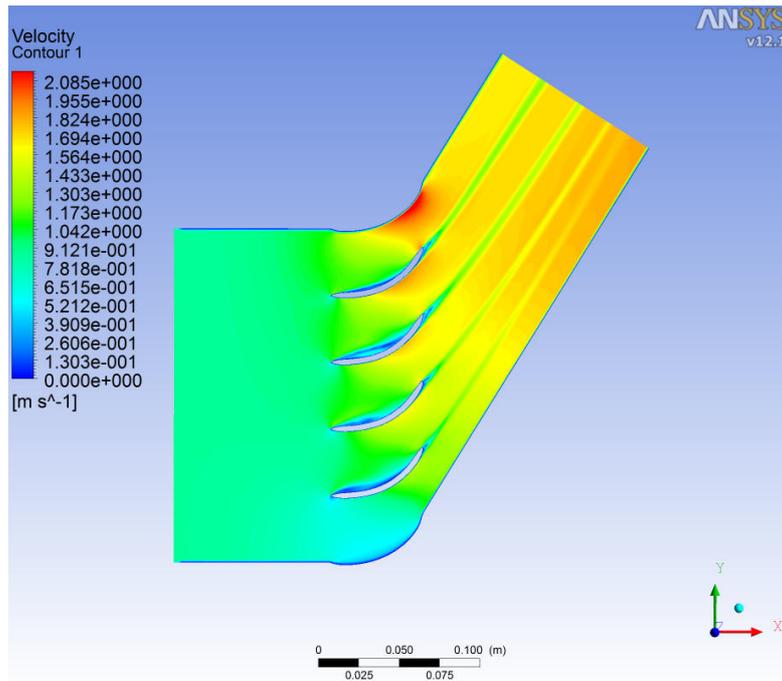


Figure 65: Contour de vitesse avec le modèle laminaire

4.6.2 Conditions en entrée représentative de l'expérience

Expérimentalement, la vitesse n'est pas uniforme en entrée comme cela a été expliqué au chapitre 3. La longueur d'établissement de l'écoulement dans la veine d'essais de l'unité T380, n'est pas suffisante et l'alimentation n'est pas rigoureusement parfaite. En effet, la disposition des tubes d'arrivée de l'eau en amont du nid d'abeille et le dispositif d'injection des bulles ne permettent pas d'avoir un écoulement uniforme en entrée. Ce constat, bien qu'imparfait, ne remet pas en cause les résultats que l'on peut tirer des essais. Ainsi, pour que nos calculs numériques restent fidèles à ce qui se passe expérimentalement, nous avons ici imposé pour les conditions aux limites en entrée, le profil de vitesse obtenu expérimentalement pour les trois débits explorés. Le profil a été imposé sur la surface d'entrée de la veine. Étant donné qu'expérimentalement nous n'avons exploré que le milieu de la veine, c'est-à-dire l'écoulement contenu dans le plan médian noté P_m , nous avons donc aussi imposé un profil de vitesse selon l'axe Z symbolisant la profondeur de la veine.

Dans un premier temps, nous avons estimé l'épaisseur de la couche limite latérale de la grille d'aubes au moyen de la formule (4.3) du paragraphe 4.5.3.

Étant donné que c'est la couche limite des parois latérales de la grille d'aubes que nous souhaitons estimer, nous avons pris la hauteur de l'entrée du domaine comme longueur caractéristique L et R_{eL} est le nombre de Reynolds associé à cette longueur. On trouve ainsi une couche limite égale à $\delta = 6mm$ pour le débit Q1 (quand la pompe fonctionne à une fréquence de rotation de 15Hz).

Dans un second temps, nous avons appliqué sur le profil représentant la composante axiale de la vitesse obtenu expérimentalement sur la hauteur de l'entrée de la grille d'aubes au débit Q1 dans le plan P_m (figure 66) les paramètres du tableau ci-dessous pour construire le profil de vitesse selon l'axe Z et tenir compte ainsi de la couche limite développée sur les parois latérales de la veine d'essais.

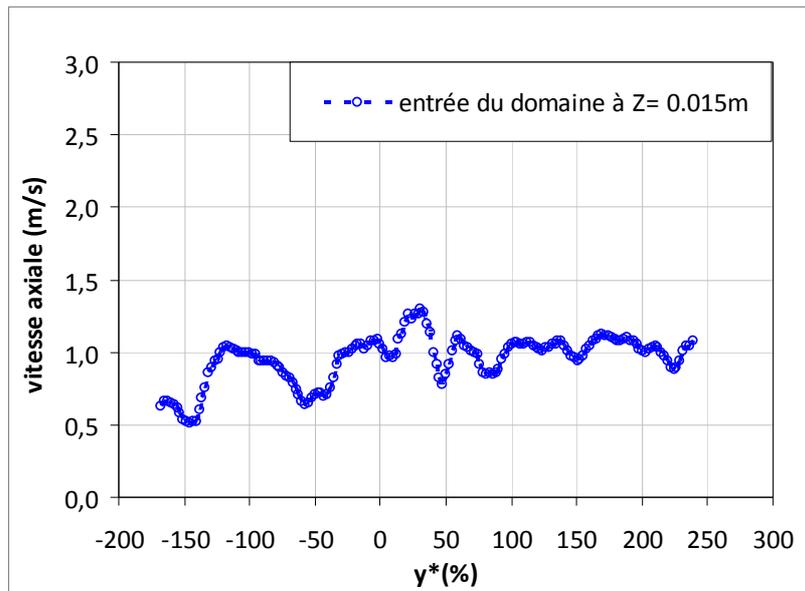


Figure 66: Profil de vitesse mesuré sur la hauteur de l'entrée du domaine au débit Q_1 dans le plan P_m

Z (m)	U-corrigé (m)	Rapport
0	0	1
0,003	Profil*0,7421	0,7421
0,006	Profil*0,9697	0,9697
0,009	Profil	1
0,012	Profil	1
0,015	Profil	1
0,018	Profil	1
0,021	Profil	1
0,024	Profil*0,9697	0,9697
0,027	Profil*0,7421	0,7421
0,03	0	1

Tableau 4: Paramètres pour construire le profil de vitesse selon Z

La construction du profil de vitesse selon l'axe Z à l'aide du tableau 4 ci-dessus peut être discutable. En effet il existe dans la couche limite une zone où le profil de vitesse suit une loi logarithmique [2]. Mais ce point n'aura pas un gros impact sur nos résultats, car selon notre approche, on s'intéresse à l'écoulement moyen et l'effet de la turbulence dans les couches limites n'est pas primordial.

Le profil de vitesse selon z est alors construit en utilisant un facteur correctif de la vitesse mesurée dans le plan P_m . Ainsi, à titre d'exemple, pour le débit Q_1 , et pour l'abscisse $z = 0,006$ m, la vitesse imposée à l'entrée du domaine est déduite de la vitesse mesurée à $z = 0,015$ m en multipliant ce dernier par le facteur 0,9697. De même, pour l'abscisse $z = 0,003$ m, la valeur de la vitesse imposée à l'entrée du domaine pour le calcul numérique est déduite de celle mesurée à $z = 0,015$ m en multipliant ce dernier par 0,7421.

Ainsi, pour le débit Q1, on représente figure 67, les profils de vitesse pour différentes abscisse z, en fonction de l'abscisse réduite y^* .

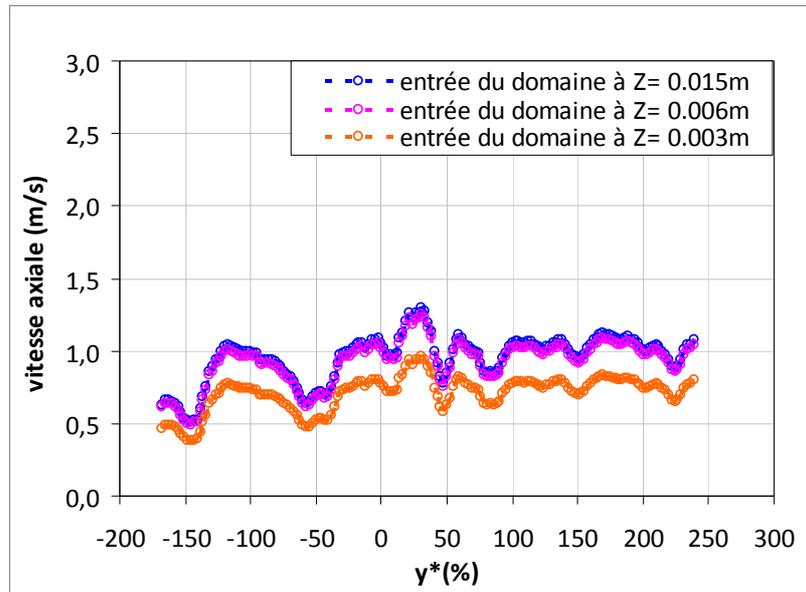


Figure 67: Profils de vitesse imposés selon Z pour le débit Q1

A titre d'exemple, on donne sur la figure 68 pour l'abscisse verticale $y^* = 40\%$, le profil de la vitesse en entrée en fonction de la profondeur z.

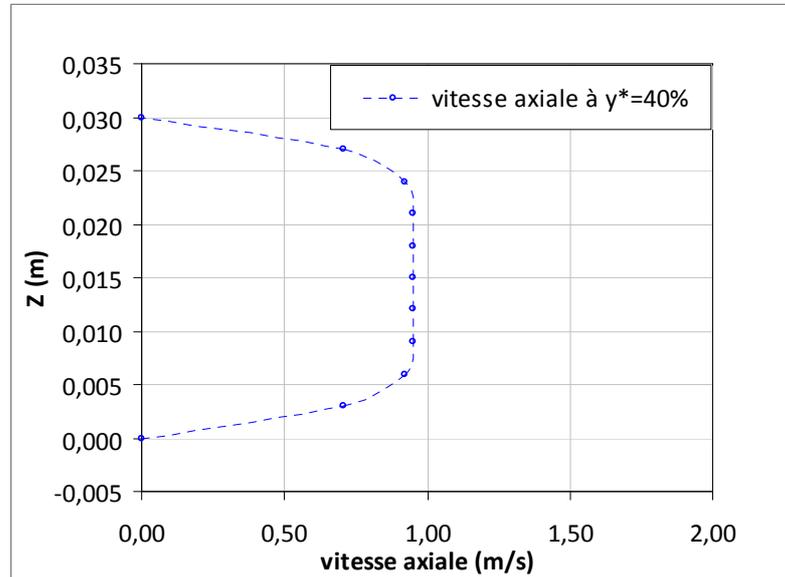


Figure 68: Profil de vitesse imposé selon l'axe Z

La simulation de l'écoulement dans la veine d'essais est alors menée en imposant une condition de vitesse à l'entrée réaliste et représentative des vitesses mesurées expérimentalement avec la méthode LDA. Les résultats ainsi obtenus nous permettront de valider la méthode numérique. Les vecteurs de vitesses imposés à l'entrée tiennent compte de l'angle mesuré par rapport à la direction axiale. Une condition de non périodicité est utilisée pour les parois inférieure et supérieure.

Analyse globale

Sur les figures 69 et 70, sont donnés respectivement, la distribution de la projection des vecteurs vitesses sur un plan médian P_m et les contours du champ de vitesse sur ce plan pour le cas du débit $Q1$. On remarque bien que la vitesse d'entrée n'est pas uniforme conformément à la condition limite d'entrée imposée.

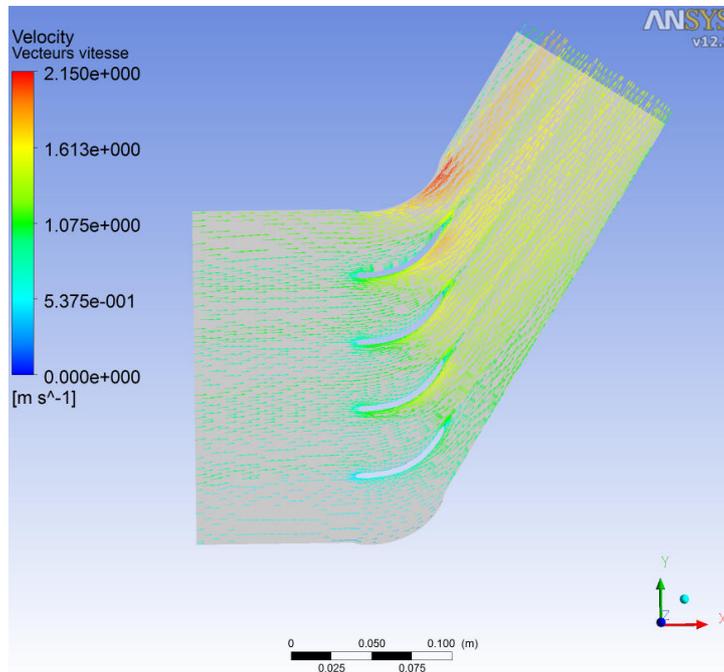


Figure 69: répartition des vecteurs vitesses

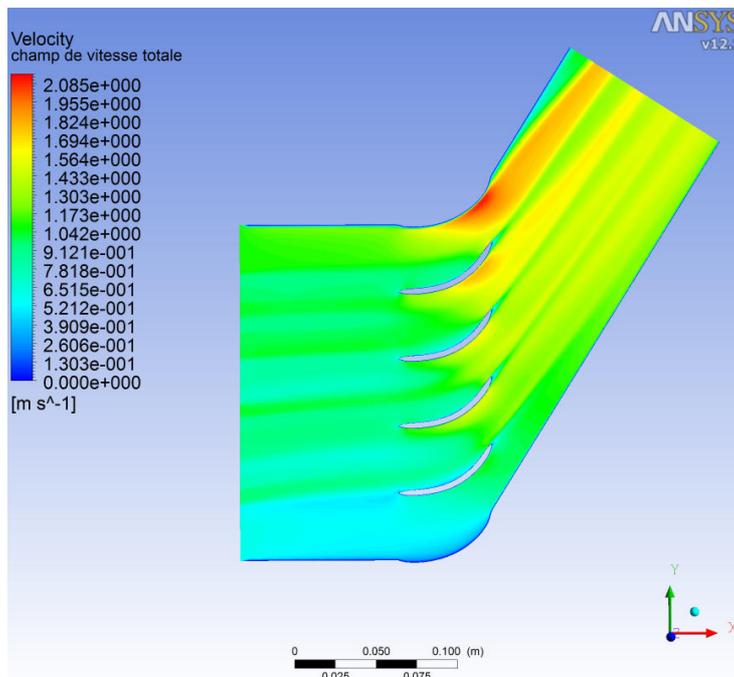


Figure 70: Champs de vitesse pour le débit $Q1$

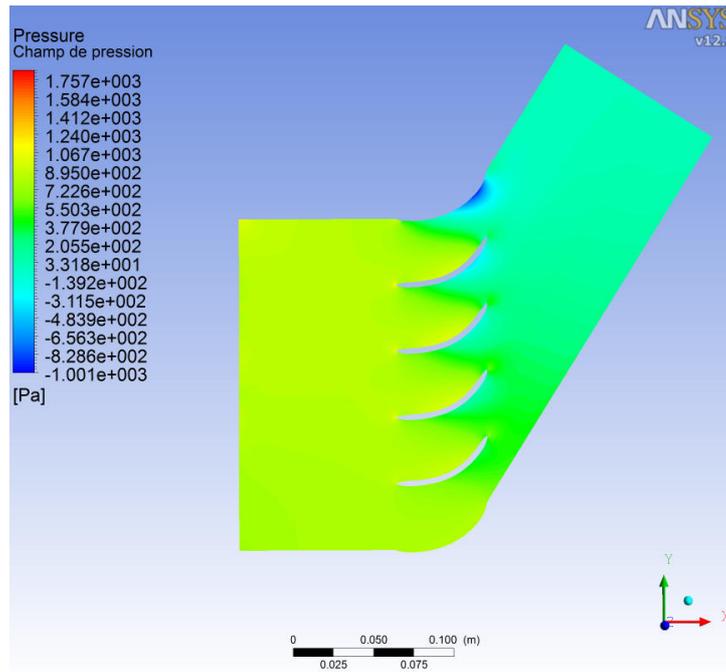


Figure 71: Champ de pression pour le débit $Q1$

La figure 71 représente le champ de pression dans la veine. On voit que le champ de pression est constant sur une grande partie du domaine d'entrée. Les valeurs sont comprises globalement entre 205 Pa près de la zone en dépression des aubages et 1000 Pa près de la zone en surpression des aubages exception faite de la zone de forte dépression sur la surface supérieure de la veine, puisqu'il n'y a pas de condition de périodicité sur ces parois. On constate aussi que le gradient de pression transversal au canal, est uniforme d'un canal à un autre.

La figure 72 donne dans le plan médian P_m , l'évolution des courbes iso valeurs de l'angle β repéré par rapport à la direction axiale. On observe ici, que la simulation reproduit bien les résultats expérimentaux, avec des valeurs de l'angle β de l'écoulement variant en fonction de l'axe vertical.

On note de plus que l'angle beta est différent de part et d'autre de chaque bord d'attaque, ceci est lié au contournement de l'aubage par l'écoulement.

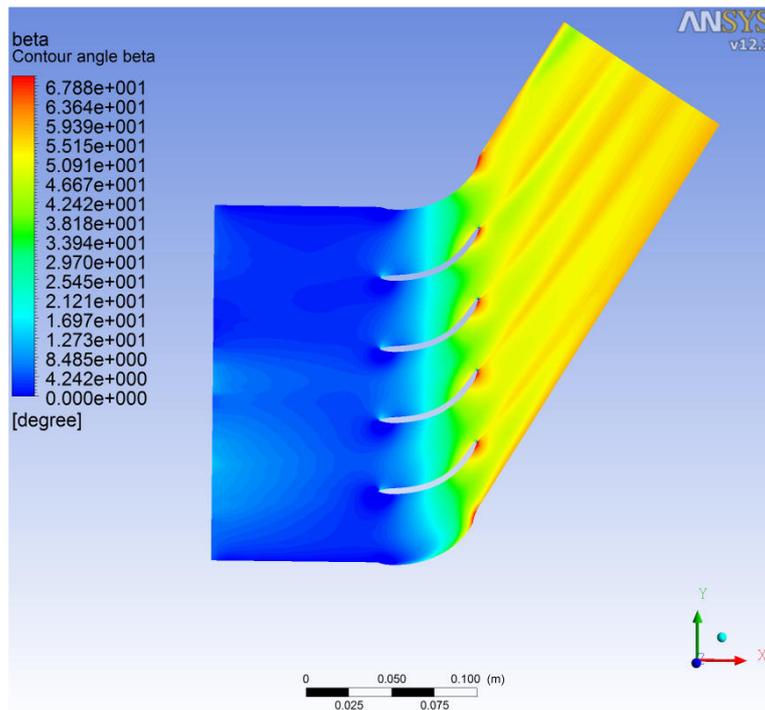


Figure 72: Contour de l'angle β

Dans la grille d'aubes, on note une bonne homogénéisation de l'angle béta. Enfin, en aval de la grille d'aubes, la prise en compte de la condition réaliste (condition expérimentale) en entrée de la veine, conduit à une augmentation de la longueur d'homogénéisation de l'écoulement. En effet, on note sur la figure 72, des écarts de l'angle β assez importants entre la paroi inférieure (valeurs proches de 56°) et sur la paroi supérieure (valeurs proches de 42°).

Analyse locale de l'écoulement e

Les figures 73 à 79 qui suivent représentent les résultats des calculs numériques.

Au bord d'attaque à $x=0$

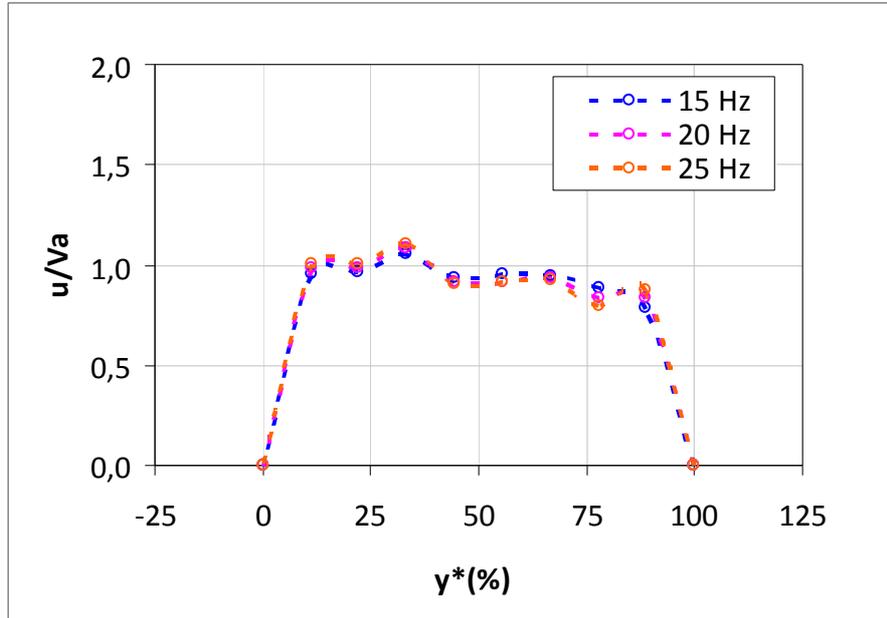


Figure 73: Profils de vitesse axiale en entrée du canal central

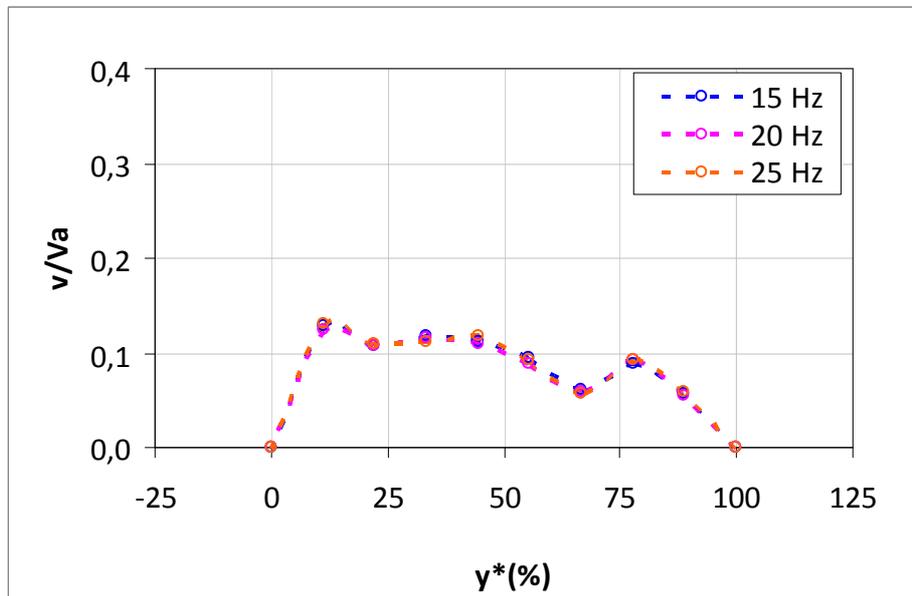


Figure 74: Profils de vitesse verticale en entrée du canal central

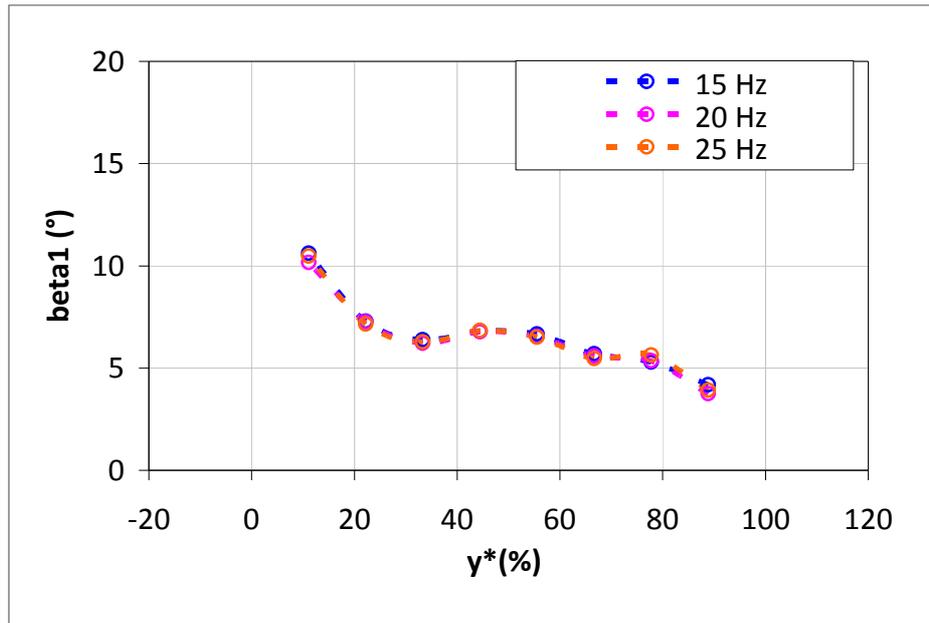


Figure 75: angle d'écoulement β_1 en entrée du canal central

La figure 73, présente le profil de la composante axiale de la vitesse en entrée du canal central pour les trois débits étudiés. Pour les valeurs de y^* comprises entre 0 et 100 %, la vitesse axiale n'est pas uniforme conformément à la condition limite imposée en entrée du domaine. De même, la figure 74 présente les profils de la composante verticale de la vitesse sur la ligne des bords d'attaque. On note, comparativement au cas expérimental les mêmes tendances pour le profil axial et vertical de la vitesse.

La figure 75 présente l'évolution de l'angle de l'écoulement β_1 en entrée du canal dans le plan médian P_m sur la ligne des bords d'attaque pour les trois débits étudiés. On voit que cet angle varie de 11° près de l'intrados à 4° près de l'extrados des deux aubages du canal central et ce pour les trois débits étudiés. On peut aussi voir que l'angle β_1 est indépendant du débit comme cela a été mis en évidence également dans le cas expérimental voir figure 44.

Au bord de fuite

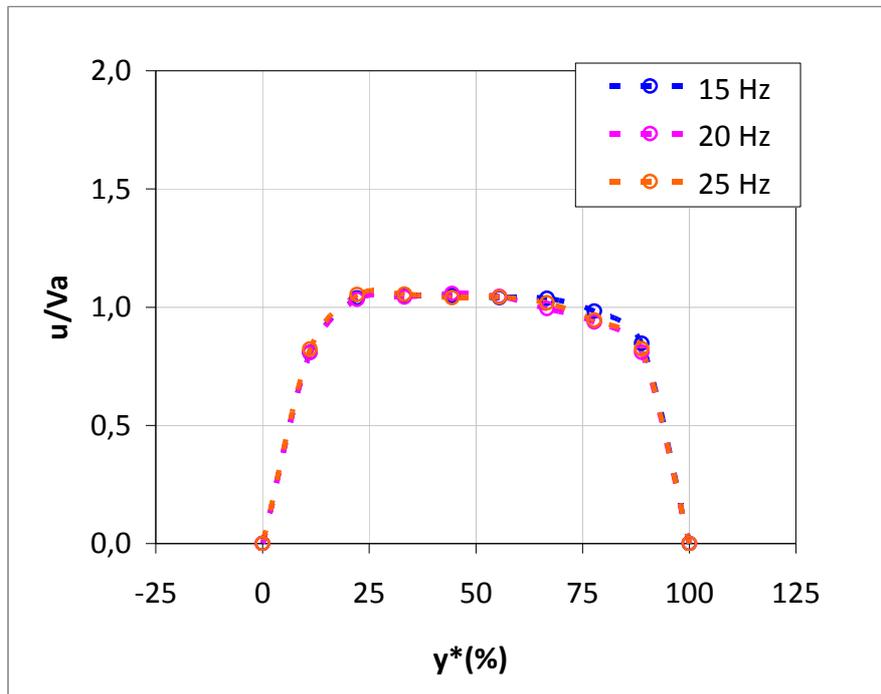


Figure 76: profils de vitesse axiale en bord de fuite

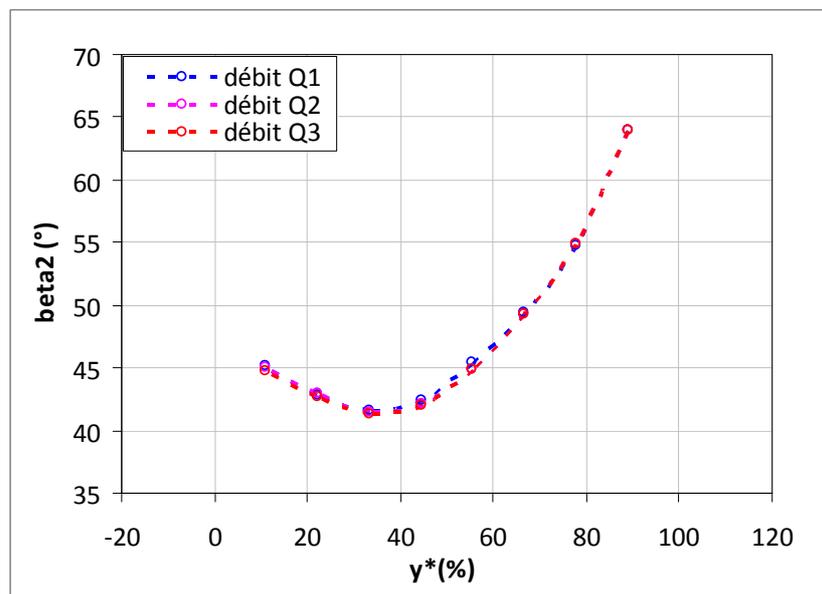


Figure 77: Angles d'écoulement β_2 au bord de fuite

La figure 76 représente le profil de la composante axiale de la vitesse au bord de fuite des aubages. En comparant ce profil de vitesse axiale en sortie (Cf. figure 76) à celui en entrée (Cf. figure 73), on note que le profil en sortie est beaucoup plus régulier que celui en entrée ce qui peut être du au fait que les couches limites ont eu le temps de se développer. On peut noter sur la figure 76, une légère accélération de l'écoulement au voisinage du côté en surpression, au niveau des bords de fuite.

La figure 77 présente l'angle de l'écoulement de sortie le long de l'abscisse réduite y^* en fonction du débit. On constate aussi, tout comme pour le cas en entrée de canal (figure 75), que cet angle est indépendant du débit. On note également, que comparativement au cas expérimental (figure 48), les valeurs de la figure 77 sont légèrement plus faibles dans la majeure partie du canal (valeur minimale de 42° au lieu de 43°)

En calculant la moyenne pondérée de l'angle selon la même formule (3.7), on trouve $\overline{\beta}_2 = 46,6^\circ$. Cet angle est tout à fait en accord avec nos prévisions car en sortie du canal, la vitesse verticale est du même ordre de grandeur que la vitesse axiale. Ce qui suppose que l'écoulement sort du canal avec un angle d'environ 45° .

Sur la ligne au bord de fuite + 3mm

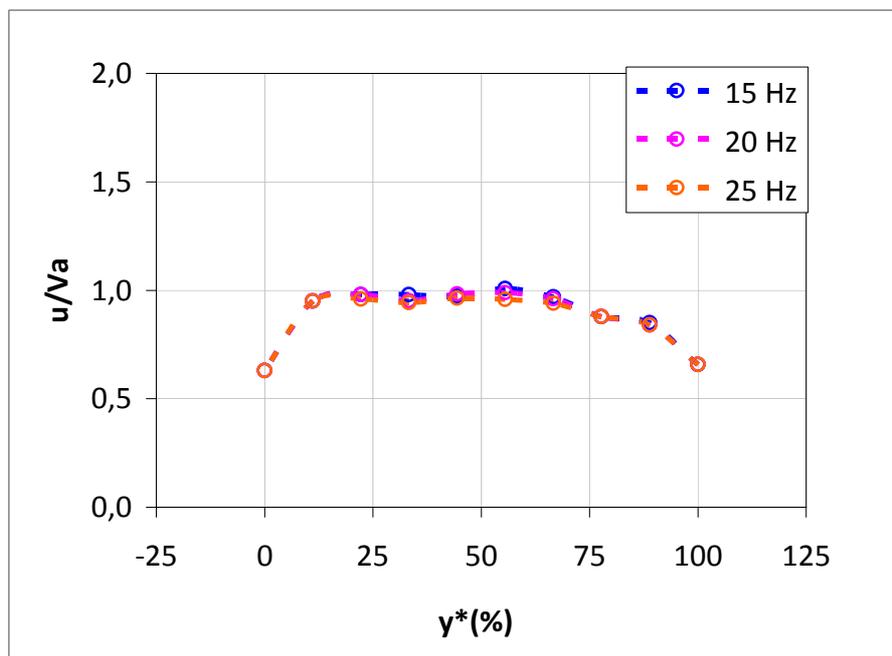


Figure 78: Profils de vitesse axiale en sortie du canal central

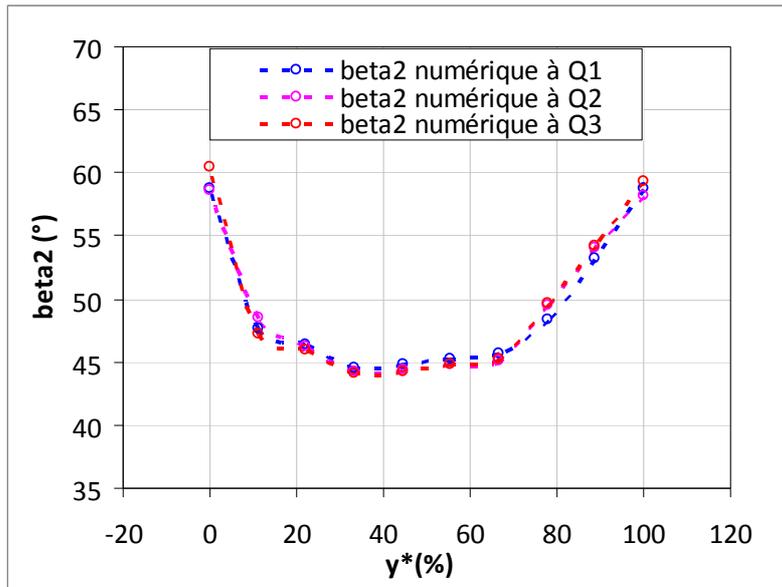


Figure 79: Angles d'écoulement β_2 en sortie du canal central

La figure 78 présente le profil de vitesse axiale relevé sur un axe placé à 3 mm en aval de la ligne des bords de fuite. En comparant ce profil à celui relevé sur la ligne des bords de fuite (cf. figure 76), on constate une légère baisse des valeurs sur le profil de la figure 78, avec une homogénéisation des valeurs. Cette baisse aura pour conséquence une légère augmentation de l'angle d'écoulement de sortie comme illustré sur la figure 79.

La figure 79 ci-dessus présente l'évolution de l'angle d'écoulement β_2 le long de l'abscisse réduite y^* en fonction du débit sur un axe placé à 3 mm en aval de la ligne des bords de fuite. On peut remarquer que comme sur la ligne des bords de fuite, l'angle β_2 est invariable en fonction du débit. La moyenne calculée selon la formule (3.7) donne ici :

$\overline{\beta_2} = 47,2^\circ$, et en comparaison à l'angle moyen obtenu expérimentalement, on constate un écart de $0,5^\circ$. Écart que l'on peut attribuer aux incertitudes de mesures et numériques.

4.6.3 Validation

Afin de valider les résultats des simulations numériques en monophasique, nous avons procédé à une comparaison avec les données expérimentales. La comparaison porte essentiellement sur les angles de l'écoulement de sortie β_2 à $x_{BF} + 3mm$ pour les trois débits étudiés. Ainsi, il était donc nécessaire de vérifier que les angles obtenus numériquement concordaient avec ceux obtenus expérimentalement.

Nous nous sommes préoccupés des angles d'écoulement en sortie puisque plus haut, nous avons vu que les conditions en amont étaient bien restituées.

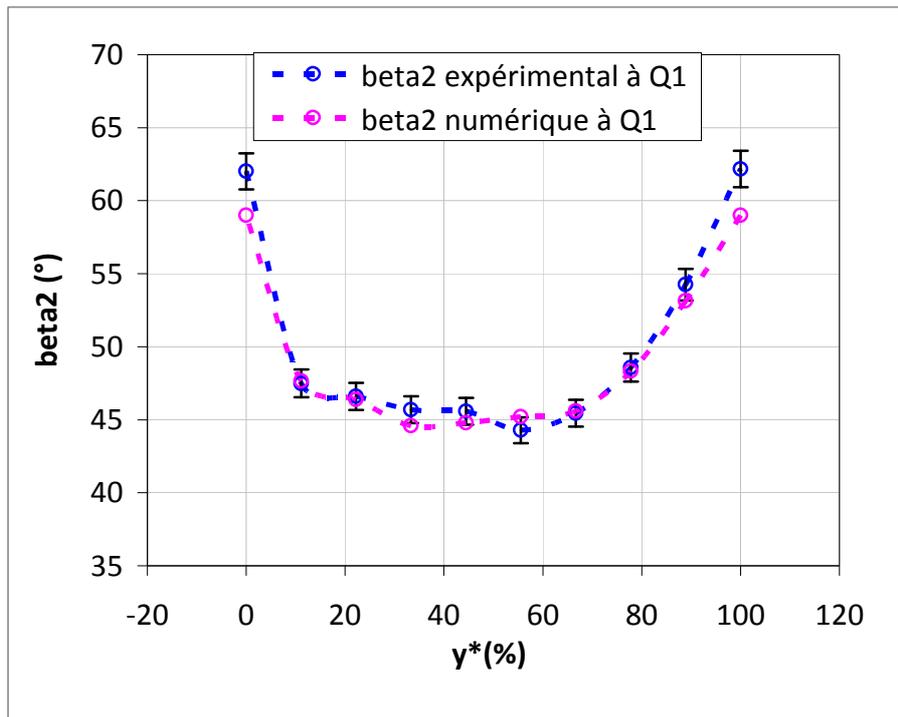


Figure 80: Angle β_2 à $x_{BF} + 3mm$ pour le débit Q1

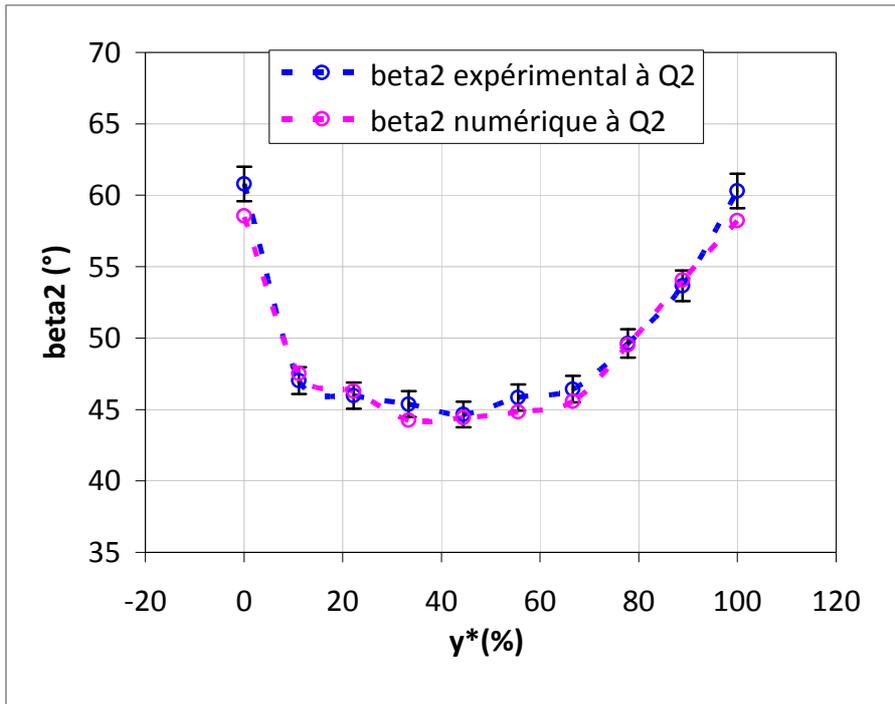


Figure 81: Angle β_2 à $x_{BF} + 3mm$ pour le débit Q2

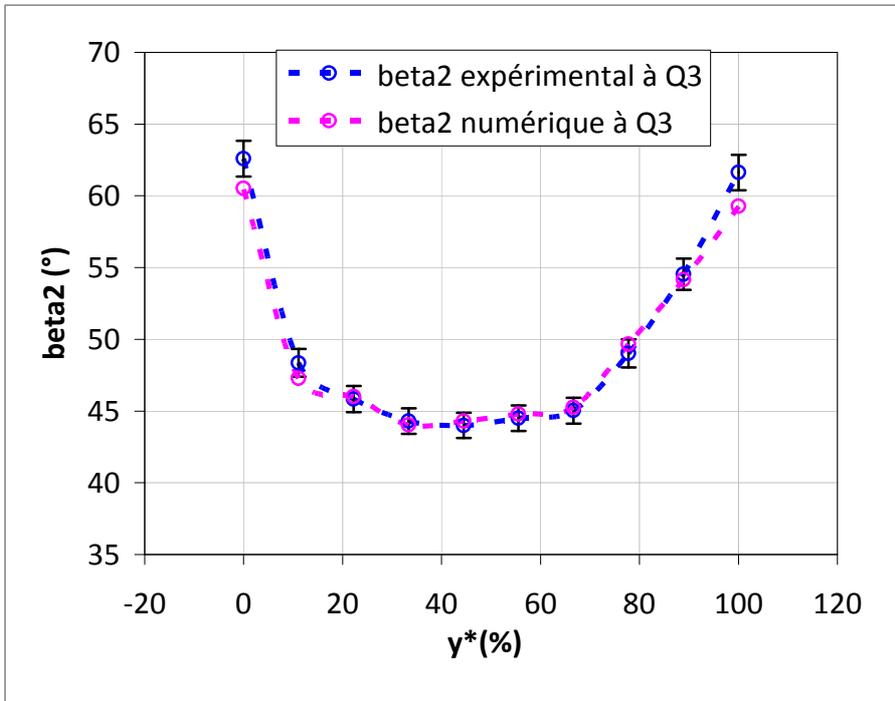


Figure 82: Angle β_2 à $x_{BF} + 3mm$ pour le débit Q3

Les figures 80, 81 et 82 ci-dessus permettent de comparer les résultats numériques et expérimentaux pour l'angle d'écoulement de sortie β_2 à $x_{BF} + 3mm$. Globalement, les tendances sont très satisfaisantes pour les trois débits étudiés.

Dans la suite, nous allons procéder à des simulations numériques avec des mélanges diphasiques d'air et d'eau. L'objectif étant de vérifier l'influence potentielle des bulles d'air en phase dispersée sur la phase continue, l'influence de la granulométrie des bulles sur la trajectoire de celles-ci et de voir l'accumulation éventuelle de bulles de gaz dans une zone particulière du canal.

4.6.4 Cas n°2 : diphasique Eau / Air

L'étude bibliographique nous a permis de démontrer que le gain de pression réalisé par une pompe en écoulement diphasique, dépendait des conditions d'entrée (pression, GVF, débit total) mais aussi des paramètres géométriques des aubages et leur conséquence sur les écoulements moyens en sortie de roue. Dans ce paragraphe, on s'attache à montrer l'influence des conditions d'entrée de l'écoulement sur l'angle de l'écoulement légèrement en aval des bords de fuite des aubages (ligne des bords de fuite + 3 mm).

Pour que les calculs numériques restent fidèles à ce qui se passe expérimentalement, nous avons ici imposé pour les conditions aux limites en entrée, le profil de vitesse obtenu expérimentalement.

Ici nous souhaitons évaluer comment la présence des bulles de gaz (air) modifie les caractéristiques de notre écoulement monophasique de départ. Dans un premier temps, dans une analyse globale, on va regarder l'influence des bulles sur le champ de pression (commun aux deux phases) et sur le champ de vitesse de la phase continue (eau). Dans un second temps, dans une analyse locale, on regardera comment l'angle d'écoulement en sortie de la phase liquide β_{2liq} évolue en fonction des trois paramètres que sont le GVF, le diamètre des bulles et le débit. Enfin, nous présenterons l'évolution de l'écart $\delta = \beta_{2gaz} - \beta_{2liq}$ en fonction de ces mêmes trois paramètres.

Analyse globale

Dans ce paragraphe, le débit retenu de la phase continue est le débit $Q1$ et les résultats sont présentés dans le plan médian P_m .

Effet du GVF

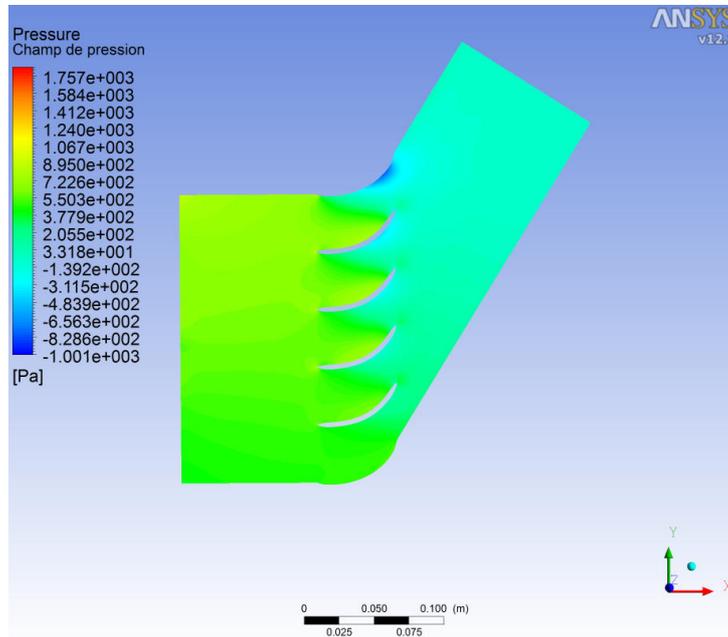


Figure 83: Champ de pression pour le débit $Q1$, $GVF=10\%$ et $d_{bulle} = 200 \mu m$

La figure 83 présente le champ de pression pour le cas où le GVF est de 10% et le diamètre des bulles est $d_{bulle} = 200 \mu m$.

En comparaison au cas monophasique pour le même débit (figure 71), on constate que dans le cas monophasique, la pression dans le domaine d'entrée (c'est-à-dire la zone en amont des bords d'attaque des aubages) varie globalement entre 205 Pa et 1000 Pa, alors que dans le cas diphasique avec un GVF de 10% la pression varie globalement entre 378 Pa et 895 Pa. Ce constat nous permet de dire que la présence des bulles modifie de manière sensible la chute de pression subie par le mélange diphasique à la traversée de la grille d'aubes.

De plus, on voit sur la figure 84 qui présente le champ de pression pour le cas où le GVF est augmenté à 20% , que la chute de pression subie par le mélange à la traversée de la grille d'aubes est d'autant plus faible que le GVF est fort.

La diminution de la chute de pression est liée globalement à la modification de la masse volumique du mélange qui diminue avec une augmentation du GVF.

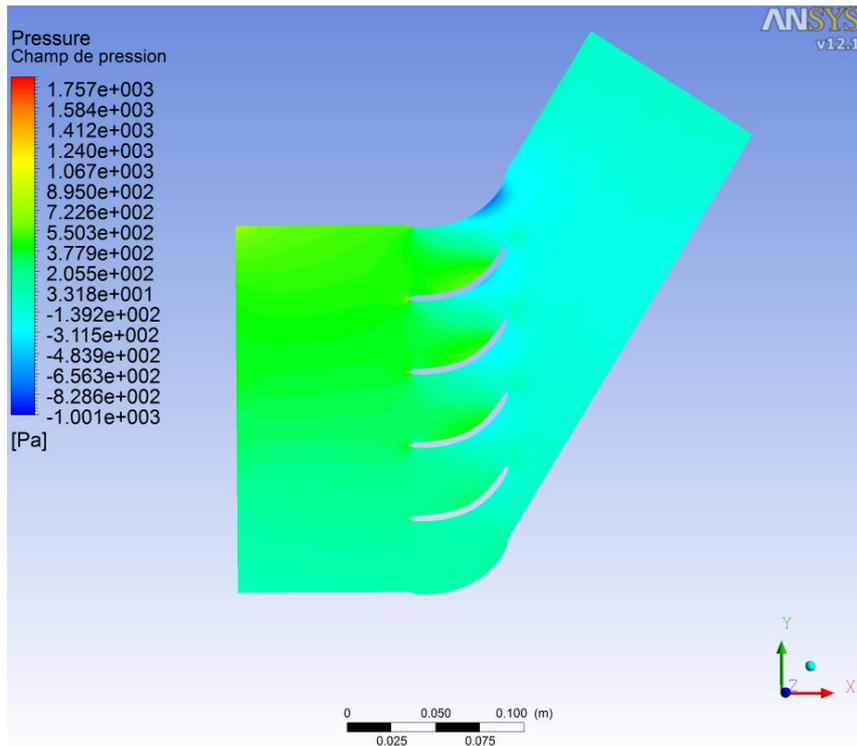


Figure 84: Champ de pression pour le débit $Q1$, $GVF=20\%$ et $d_{bulle} = 200 \mu m$

Effet de la granulométrie des bulles

Par contre sur les figures 85 et 86 présentant respectivement les champs de pression dans la veine avec un diamètre de bulle $d_{bulle} = 100 \mu m$ et $d_{bulle} = 500 \mu m$. Il semblerait que le diamètre des bulles n'affecte pas de manière significative ce champ de pression.

On verra dans l'analyse locale des résultats, que le diamètre a une influence prépondérante sur l'angle β_{2liq} et par conséquent sur l'écart $\delta = \beta_{2gaz} - \beta_{2liq}$.

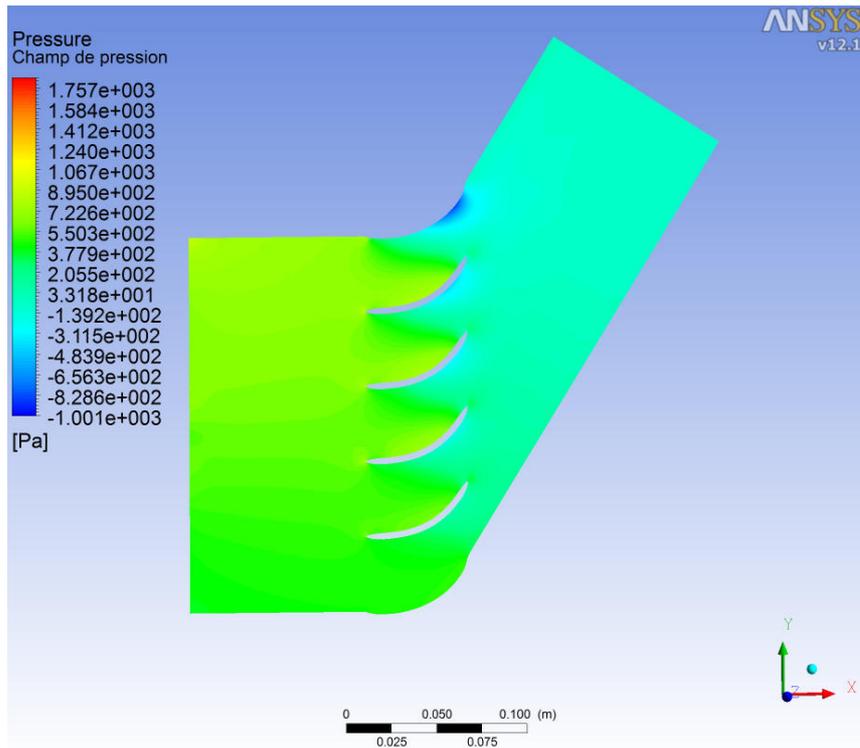


Figure 85: Champ de pression pour le débit $Q1$ et $GVF=10\%$ et $d_{bulle} = 100 \mu\text{m}$

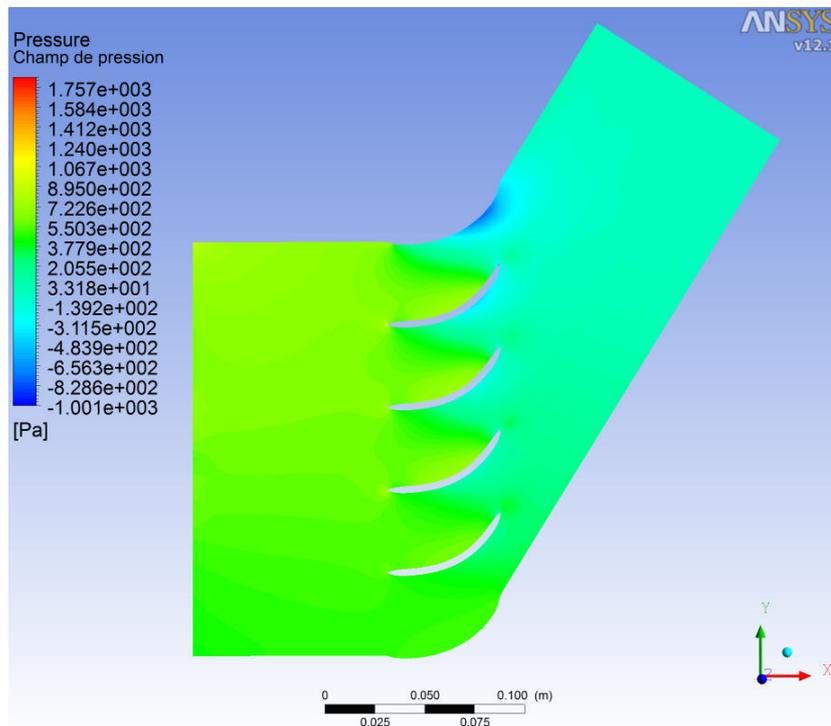


Figure 86: Champ de pression pour le débit $Q1$ et $GVF=10\%$ et $d_{bulle} = 500 \mu\text{m}$

Distribution des phases

Les figures 87, 88 et 89 ci-dessous représentent la distribution des phases dans le domaine pour le débit Q1, GVF=10% et respectivement, pour un diamètre de bulle $d_{bulle} = 100 \mu m$, $d_{bulle} = 200 \mu m$ et $d_{bulle} = 500 \mu m$. On observe nettement sur ces figures que les bulles de gaz s'accumulent sur le côté en dépression au voisinage du bord de fuites des aubages. A contrario, sur le côté en surpression des aubages, un déficit de fraction volumique de gaz peut être observé. Ce déficit s'accroît avec le GVF.

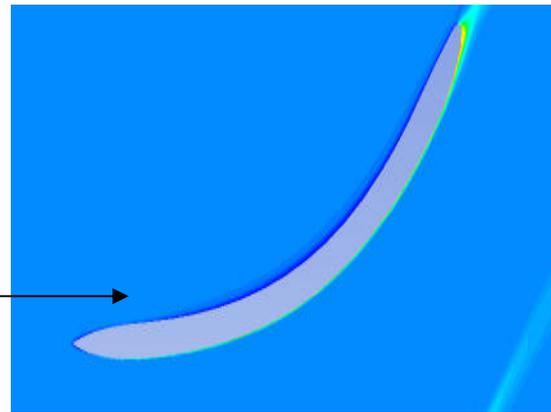
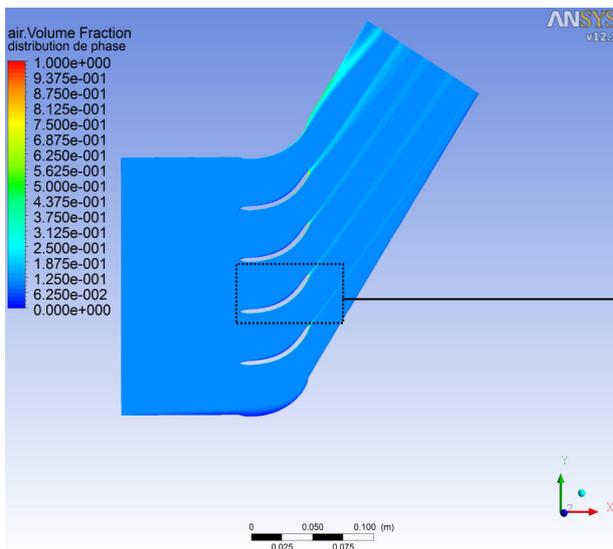


Figure 87: Distribution de phase pour le cas débit Q1, GVF=10% et $d_{bulle} = 100 \mu m$

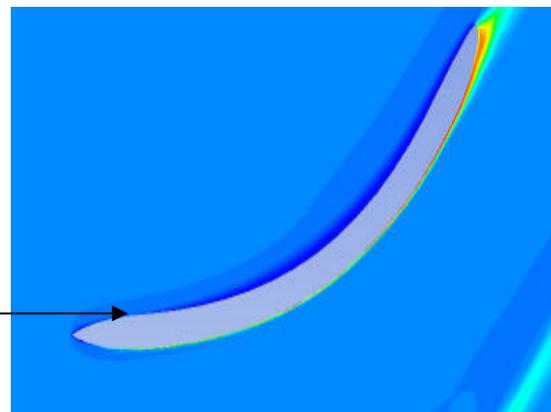
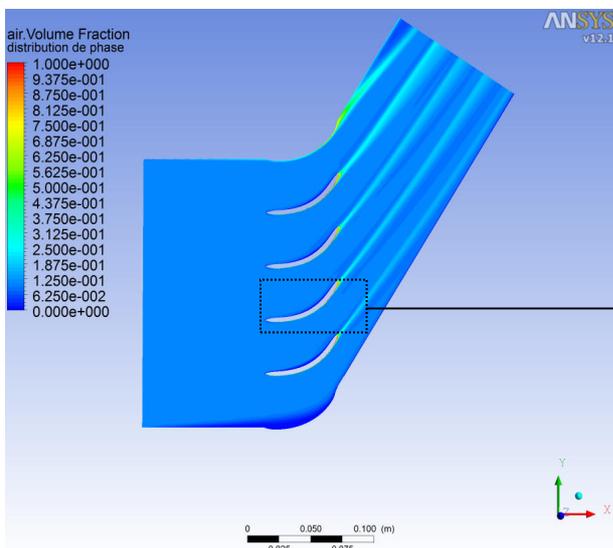


Figure 88: Distribution de phase pour le cas débit Q1, GVF=10% et $d_{bulle} = 200 \mu m$

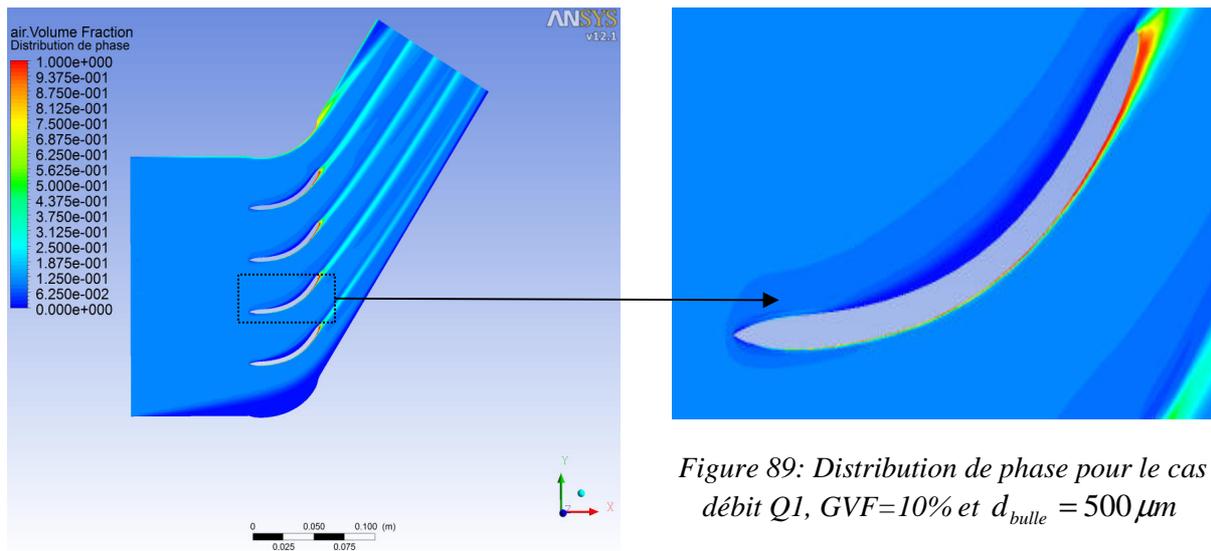


Figure 89: Distribution de phase pour le cas débit Q_1 , $GVF=10\%$ et $d_{bulle} = 500 \mu m$

On assiste donc à une distribution des phases dans la grille d'aubes différente en fonction du diamètre des bulles. Dans la littérature, la dégradation de performances des pompes polyphasiques est attribuée à cette séparation de phases et son effet sur les pertes hydrauliques. On voit de plus que l'accumulation augmente avec le diamètre des bulles. Ce constat sera expliqué plus loin au moyen d'une analyse des forces agissant sur les bulles de gaz. Un autre résultat, non exposé ici, est que cette accumulation sur le côté en dépression des aubages augmente aussi quand le GVF augmente. Ce qui nous permet de dire que dans le cas d'une pompe, plus le GVF augmente et plus la dégradation de performance est importante. Car l'augmentation du GVF va favoriser l'accumulation de la phase dispersée sur le côté en dépression des aubages, ce qui va générer une modification de l'angle d'écoulement au bord de fuite des aubages qui induit une chute de pression réalisée par la pompe.