

Troisième partie

Application à la configuration MERCATO

Introduction

La troisième partie de ce manuscrit concerne la simulation de la configuration expérimentale MERCATO¹. Cette configuration mise en place par R. Lecourt à l'ONERA² au Fauga représente une chambre de combustion aéronautique diphasique et dispose de nombreux résultats de diagnostics optiques, provenant de travaux de thèses et de stages dont ceux de Garcia-Rosa [2008] et du projet TIMECOP-AE.

Les résultats les plus récents concernant la modélisation de la configuration MERCATO en diphasique proviennent des thèses de Senoner [2010] et Sanjosé [2009]. Les travaux de Sanjosé [2009] s'intéressaient à la modélisation eulérienne monodisperse de cette configuration (FEM). Les résultats montrent un accord intéressant avec l'expérience pour les vitesses du liquide. Les travaux de Senoner [2010] utilisent la modélisation lagrangienne monodisperse (l'injection se fait à un diamètre unique de $55\mu\text{m}$), polydisperse et avec modèle d'atomisation secondaire. La simulation monodisperse a été effectuée pour être comparée au FEM. Dans la simulation polydisperse, les gouttes sont injectées avec la fdp expérimentale à 6mm. Enfin dans le troisième cas, le phénomène d'atomisation secondaire est pris en compte à l'aide du modèle FAST (Gorokhovski [2001]).

Les résultats de Senoner [2010] combinés à ceux de Sanjosé [2009] ont apporté plusieurs conclusions sur les approches de modélisation.

Premièrement, les approches monodisperses (EE ou EL) ne peuvent pas prédire correctement la répartition de liquide et donc de fuel dans la chambre. Cependant, les vitesses sont relativement bien capturées, et proches des vitesses obtenues par l'approche lagrangienne polydisperse. Par contre, une approche polydisperse apparaît capitale pour capturer la répartition du fuel évaporé dans la chambre.

Deuxièmement, la modélisation de l'atomisation secondaire est importante pour reproduire les statistiques de la phase dispersée, et donne des résultats bien meilleurs en comparaison à l'expérience. Le modèle utilisé a cependant nécessité une adaptation des paramètres pour obtenir ces très bons résultats.

Au vu de ces résultats, le travail présent constitue une première étape de la prise en compte de la polydispersion pour le FEM dans AVBP. L'atomisation secondaire n'est pas prise en compte, et demandera des développements supplémentaires. Le set-up des calculs FEM et lagrangien auxquels les résultats du FEMM seront comparés est identique à celui utilisé ici. La seule différence réside dans le maillage, plus fin (3.5 millions de cellules) chez Senoner [2010] et Sanjosé [2009]. Les travaux présentés dans ce chapitre font l'objet d'une publication (Vié et al. [2010a]).

1. Moyen d'Étude et de Recherche en Combustion Aérobie par Techniques Optiques

2. Office National d'Études et de Recherches Aérospatiales



Chapitre 6

Description du banc MERCATO et mise en place du calcul

6.1 Configuration expérimentale

Le banc d'essai MERCATO (figure 6.1) est destiné à l'étude des écoulements diphasiques et à l'allumage en haute altitude, et à la validation des modèles physiques associés. Il est composé de trois parties (figure 6.3) : le plenum, le swirler et la chambre de combustion. De l'air est injecté par le tuyau d'amenée dans le plenum. Au passage dans le swirler, l'écoulement d'air s'accélère et acquiert un mouvement de giration. A la sortie du swirler, l'écoulement gazeux passe par un diffuseur puis entre dans la chambre de combustion de section carrée $13 * 13\text{cm}^2$ et de 28.5cm de longueur. C'est à la sortie du swirler que le système d'injection est placé. Il est composé d'un injecteur pilote Makila DLN modifié conçu par Turbomeca, et d'un gicleur Delavan pour le kérosène liquide.

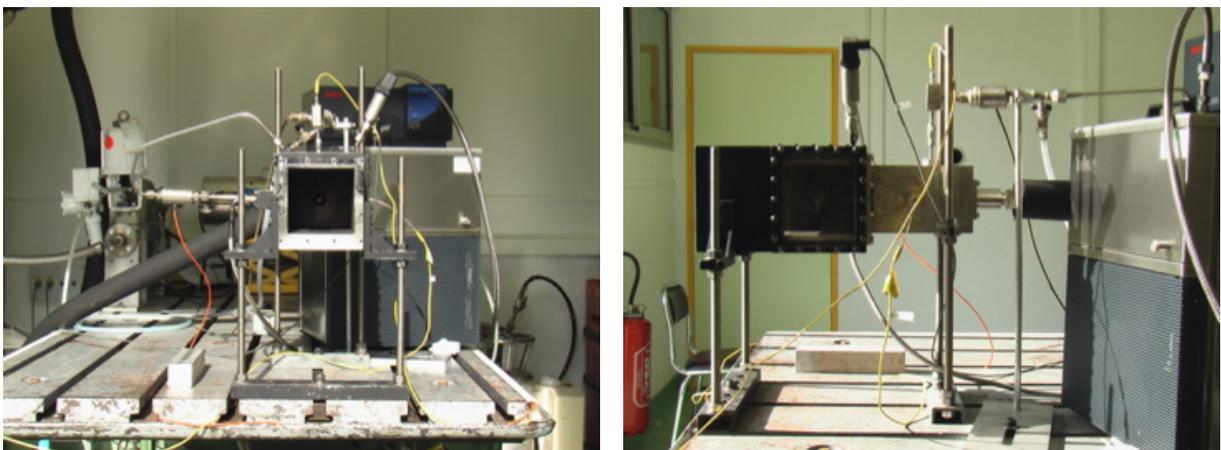


FIGURE 6.1 – Vues du montage expérimental sur le banc Mercato. Crédit photo : Garcia-Rosa [2008].

6.2 Point de fonctionnement et mesures expérimentales

Les travaux de Garcia-Rosa [2008] ont permis de caractériser plusieurs points de fonctionnement de la configuration MERCATO. Ces points sont qualifiés par le débit réduit de l'air W_R et le débit de kérosène. Le débit réduit est défini à partir du débit \dot{m}_{air} , de la température T_g et de la pression de l'air P :

$$W_R = \frac{\dot{m}_a \sqrt{T_g}}{P} \quad (6.1)$$

Cette quantité sert à déterminer les conditions de similarité nécessaires pour reproduire à pression atmosphérique des conditions basse pression de haute altitude. Le point de fonctionnement simulé ici est à $T_g = 300K$, $T_l = 300K$, $P = 1atm$, $\dot{m}_a = 15g/s$ et $\dot{m}_l = 1g/s$.

Les mesures expérimentales de Garcia-Rosa [2008] ont été effectuées par une méthode LDA-PDA. Les détails du fonctionnement et de la mise en place de ces mesures est disponible dans Garcia-Rosa [2008]. La LDA (Laser Doppler Anemometry) permet de déterminer la vitesse des particules, là où la PDA (Phase Doppler Anemometry) permet de déterminer la taille des particules. Pour la mesure de la vitesse du gaz, l'écoulement gazeux estensemencé de gouttes d'huile d'olive dont on mesure la vitesse par LDA. Pour l'écoulement liquide, ce sont les gouttes de kérosène qui sont directement analysées. Les mesures sont effectués sur 5 traversées horizontales et verticales pour l'écoulement gazeux (6, 26, 56, 86 et 116 mm du fond de chambre) et 3 pour l'écoulement diphasique (6, 26 et 56 mm du fond de chambre) (voir figure 6.2).

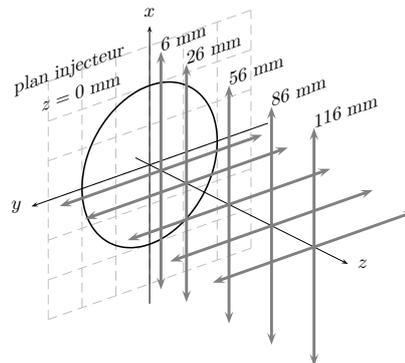


FIGURE 6.2 – Croquis des plans des traversées optiques réalisées.

6.3 Géométrie et maillage

La géométrie complète de la configuration est prise en compte (figure 6.3). L'atmosphère est ici modélisée par une boîte de grande dimension, pour ne pas perturber la sortie de la chambre de combustion. Le maillage utilisé est présenté figure 6.4. Il est composé de 1351767 cellules avec un volume minimal

6.3 Géométrie et maillage

de $6.13 \times 10^{-12} m^3$. On remarque que la partie modélisant l'atmosphère est très faiblement maillée par rapport à la chambre. Sur la figure 6.5 sont indiquées les positions des mesures de profils qui seront comparés à l'expérience. Le maillage est très raffiné en sortie du swirler, et se déraffine progressivement vers l'aval de la chambre de combustion.

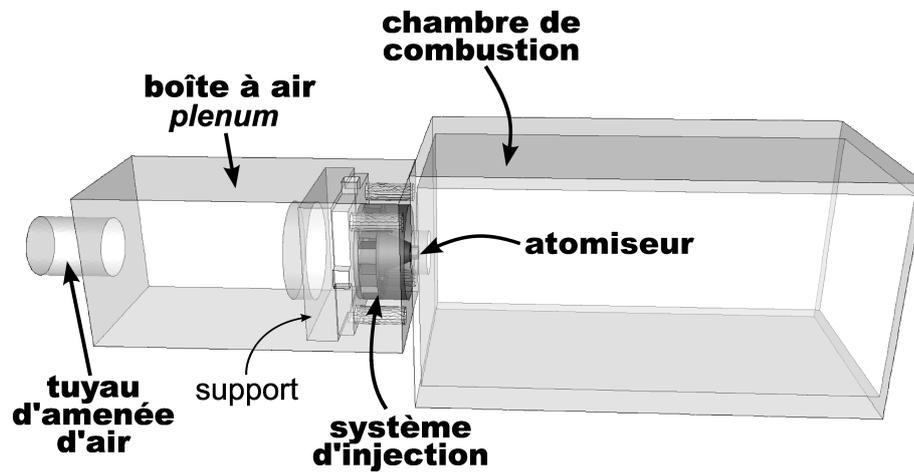


FIGURE 6.3 – Configuration de calcul de la chambre de combustion Mercato.

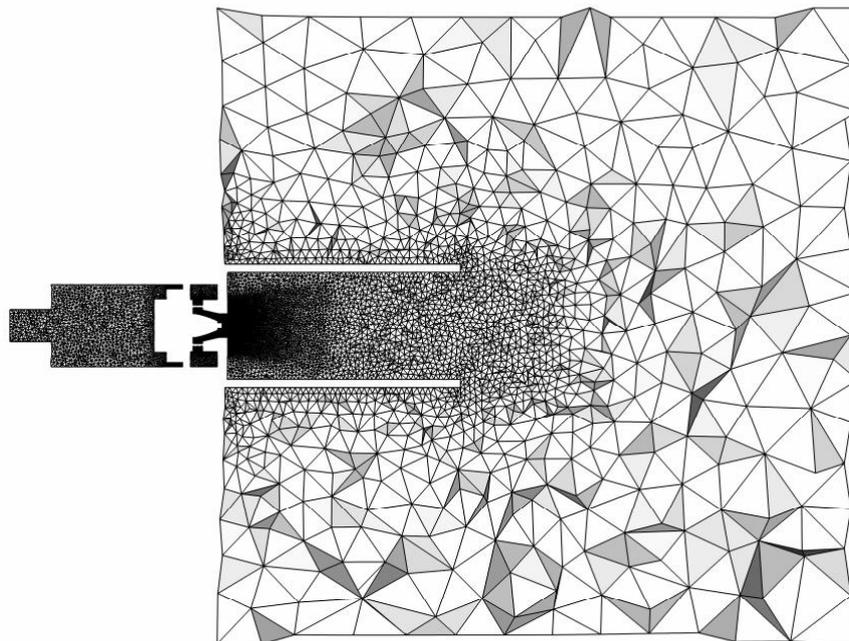


FIGURE 6.4 – Coupe longitudinale du maillage.

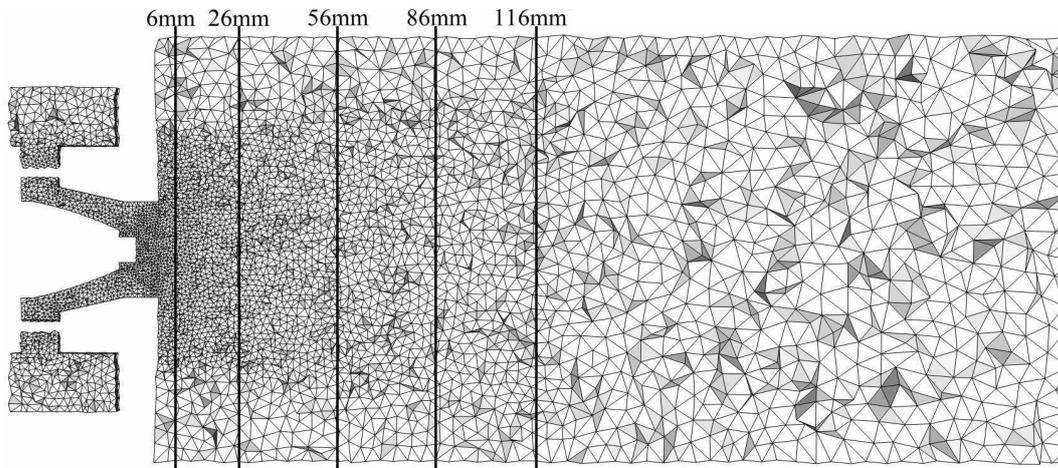


FIGURE 6.5 – Coupe longitudinale du maillage avec les positions des plans de mesure.

6.4 Conditions aux limites

Les conditions limites utilisées pour la simulation de cette configuration sont données tableau 6.1 pour la phase gazeuse et tableau 6.2 pour le liquide. Les conditions limites d'injection et de sortie de la phase gazeuse sont de type NSCBC¹ (Poinsot and Lele [1992]), et des lois de parois sont utilisées pour modéliser le cisaillement à la paroi (Jaegle [2009]). Un co-courant léger est appliqué dans la partie modélisant l'atmosphère, afin de la renouveler progressivement. La condition d'injection liquide est détaillée dans la section 6.6. Les parois sont non-adhérentes (seule la composante normale est annulée). Un co-courant léger est aussi appliqué dans la partie atmosphère.

6.5 Paramètres numériques

Les simulations sont réalisées à avec les paramètres numériques suivants :

- Schéma TTGC,
- Modèle WALE pour la LES,
- CFL=1.0,
- Viscosité artificielle du gaz : senseur Colin avec $\epsilon^{(4)} = 0.01$ et $\epsilon^{(2)} = 0.05$,
- Viscosité artificielle du liquide : senseur CM5 avec $\epsilon^{(4)} = 0.001$ et $\epsilon^{(2)} = 0.20$,
- Limitation du nombre de gouttes : $n_{l,mini}^{(p)} = 10^5$,
- Limitations du RUE : $\delta\Theta_{l,mini}^{(p)} = 0$ et $\delta\Theta_{l,maxi}^{(p)} = 50\%$ de l'énergie cinétique du gaz.

La méthodologie associée à ce jeu de paramètres a été initialement proposée par Martinez [2010]. Elle a déjà fait des preuves aussi bien sur d'autres configurations (injection diesel (Martinez [2010]), in-

1. Navier-Stokes Characteristic Boundary Conditions

6.5 Paramètres numériques

Nom	Type	Paramètres physiques	
<i>Tuyau d'amenée</i>	NSCBC	Température	$T_g = 463$ K
		Débit massique	$\dot{m}_a = 15.0$ g/s
		Composition	air pur
<i>Co-courant</i>	NSCBC	Température	$T_g = 463$ K
		Vitesse débitante	$U_{\text{bulk}} = 0.15$ m/s
		Composition	air pur
<i>Atomiseur</i>	Paroi	Adhérente	
Cas monophasique		Adiabatique	
<i>Atomiseur</i>	Air entraîné	Température	$T_g = 463$ K
Cas diphasique	NSCBC	Vitesse débitante	$U_{\text{bulk}} = 1.3 \times 10^{-3}$ m/s
		Composition	air pur
<i>Parois : plenum tourbillonneur chambre</i>	Paroi	Adhérente	
		Adiabatique	
		Loi de paroi	
<i>Parois latérales atmosphère</i>	Paroi	Glissante	
		Adiabatique	
<i>Sortie</i>	NSCBC	Pression	$P = 1$ atm

TABLE 6.1 – Conditions aux limites pour la phase gazeuse.

Nom	Type	Paramètres physiques	
<i>Tuyau d'amenée</i>	Dirichlet	Température	$T_l = 300$ K
		Densité de gouttes par section	$n_l = 1 \times 10^5$
		Vitesse débitante	$U_{l,\text{bulk}} = 22$ m/s
<i>Co-Courant</i>	Dirichlet	Température	$T_l = 300$ K
		Densité de gouttes par section	$n_l = 1 \times 10^5$
		Vitesse débitante	$U_{l,\text{bulk}} = 0.15$ m/s
<i>Atomiseur</i>	Injection	Température	$T_l = 300$ K
	Dirichlet	Débit liquide	$\dot{m}_l = 1$ g/s
<i>Parois</i>	Paroi	Glissante	
<i>Sortie</i>	Dirichlet		

TABLE 6.2 – Conditions aux limites pour la phase liquide.

jection essence (Vié and Habchi [2008])) que sur la configuration MERCATO en monodisperse (Sanjosé [2009]).

6.6 Composition du kérosène et modèle d'injection FIMUR

Le carburant utilisé pour la simulation de MERCATO est un modèle de kérosène (ou surrogate) correspondant au mélange utilisé par Luche [2003] (tableau 6.3). Les propriétés de ce kérosène sous forme liquide sont données dans le tableau 6.4. Plus de détails sont disponibles dans Sanjosé [2009].

Nom du Composé	Formule	Fraction Massique	Masse Molaire [g/mol]
Decane	$NC_{10}H_{22}$	0.767	142.284
Propylbenzene	PHC_3H_7	0.132	120.194
Propylcyclohexane	CYC_9H_{18}	0.101	126.241
KERO_LUCHE	$C_{9.73957}H_{20.0542}$	1	137.195

TABLE 6.3 – Définition du *surrogate* du kérosène par Luche [2003].

T_b @ 1 atm (K)	ρ_l @ 300 K (kg/m ³)	$C_{p,l}$ @ 300 K (J/kg/K)	L_{vap} @ 300 K (J/kg)
445.1	781	2.003×10^3	289.01×10^3

TABLE 6.4 – Propriétés du surrogate KERO_LUCHE sous forme liquide : T_b est la température d'ébullition, ρ_l la densité, $C_{p,l}$ la capacité calorifique, et L_{vap} la chaleur latente de vaporisation du liquide.

Les injecteurs de carburant sont des systèmes au fonctionnement et à la géométrie complexes, difficiles à simuler dans un calcul LES, en particulier l'atomisation primaire. On utilise donc des modèles simplifiés, tels que le modèle FIMUR (Senoner et al. [2009a]). Le modèle FIMUR fournit des conditions aux limites pour les calculs lagrangiens et eulériens. Les conditions limites sont alors directement appliquées sur la face d'injection de l'atomiseur.

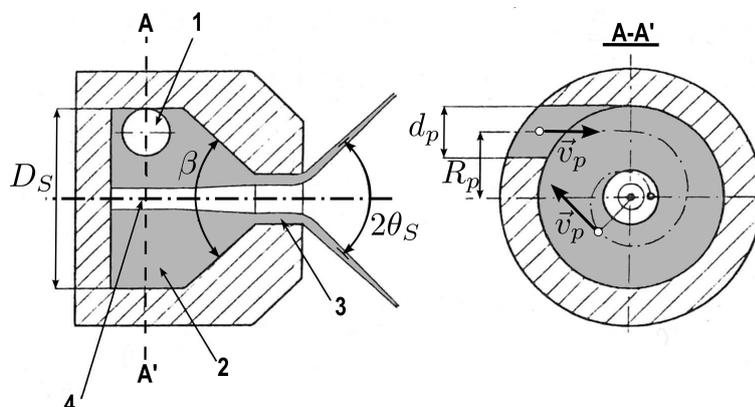


FIGURE 6.6 – Schéma d'un atomiseur de type simplex.

Rayon de décharge	$R_0 = 0.25 \text{ mm}$
Demi-angle de spray	$\theta_S = 40^\circ$
Pression d'injection	$\Delta P_i = 6.89 \times 10^5 \text{ Pa}$
Débit de calibration	$\dot{m}_l^c = 3.3 \text{ g/s}$
Rayon de la surface d'injection	$R_i = 4 \text{ mm}$
Diamètre moyen des gouttes	$d_{10} = 55 \mu\text{m}$

TABLE 6.5 – Paramètres décrivant l'atomiseur liquide.

L'orifice de l'injecteur et l'épaisseur de la nappe étant très faibles, il serait très coûteux de les mailler directement. On décale alors la condition d'injection en aval de l'orifice, comme proposé par [Martinez et al. \[2010\]](#) et [Sanjosé \[2009\]](#), après que la nappe se soit fragmentée et dispersée, formant un spray d'extension plus large que l'orifice d'injection (figure 6.6). La reconstruction des profils se fait en 2 étapes : d'abord les profils à l'orifice sont établis puis avec l'hypothèse d'auto-similarité et le calcul de l'entraînement d'air, les profils sont reconstruits sur le plan d'injection décalé. Les détails du développement du modèle sont disponibles dans [Senoner et al. \[2009a\]](#).

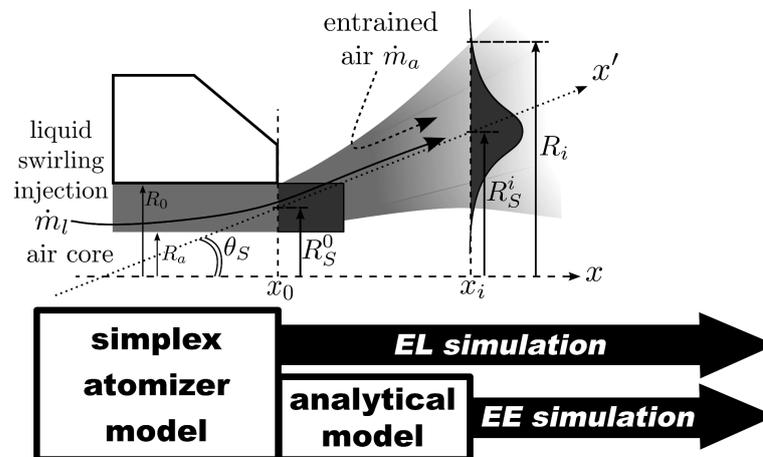


FIGURE 6.7 – Schématisation des étapes du modèle FIMUR : caractérisation du liquide en sortie de l'injecteur (pour une simulation lagrangienne) et sur un plan en aval de l'injecteur (pour une simulation eulérienne).

Le modèle initial proposé par [Sanjosé \[2009\]](#) est monodisperse. La polydispersion modifie les effets de traînée et donc d'entraînement d'air. Cependant, dans une première approche, on se limitera à distribuer la masse de liquide prédite par le modèle en respectant la fdp dans le spray. L'injection pour les simulations lagrangiennes polydisperses de [Senoner \[2010\]](#) a été faite de la même manière (à ceci près que le diamètre des particules injectées est choisi par un tirage aléatoire). Le modèle monodisperse détermine trois conditions limites sur le plan d'injection décalé pour la phase liquide : la masse m_l , la vitesse

$U_{l,i}$ et le diamètre moyen d_l . Pour distribuer cette condition selon la fdp expérimentale (figure 6.8), on découpe l'espace des tailles en 10 sections constantes en diamètre. Le diamètre maximum choisi est de $150\mu m$, diamètre pour lequel les fdp cumulées expérimentales sont proches de 100%. On reconstruit alors la densité de probabilité de chaque section en intégrant la fdp expérimentale sur les sections (figure 6.8) :

$$f_{nombre}^{(p)} = \int_{S_p}^{S_{p+1}} f_{exp}(S) dS \quad (6.2)$$

On calcule ainsi la densité de masse de chaque section :

$$f_{masse}^{(p)} = f_{nombre}^{(p)} \cdot \frac{\rho_l}{24\sqrt{\pi}} \frac{(S_{p+1}^2 - S_p^2)}{(S_{p+1}^{0.5} - S_p^{0.5})} \quad (6.3)$$

On applique finalement cette fdp à la masse totale prédite pour le modèle monodisperse :

$$m_l^{(p)} = f_{masse}^{(p)} \cdot m_l \quad (6.4)$$

La vitesse de chaque section est égale à la vitesse monodisperse, de sorte que la quantité de mouvement prédite pour l'injection multi-fluide est identique à celle prédite pour l'injection monodisperse :

$$U_{l,i}^{(p)} = U_{l,i} \quad (6.5)$$

$$\sum U_{l,i}^{(p)} m_l^{(p)} = U_{l,i} \sum m_l^{(p)} = U_{l,i} m_l \quad (6.6)$$

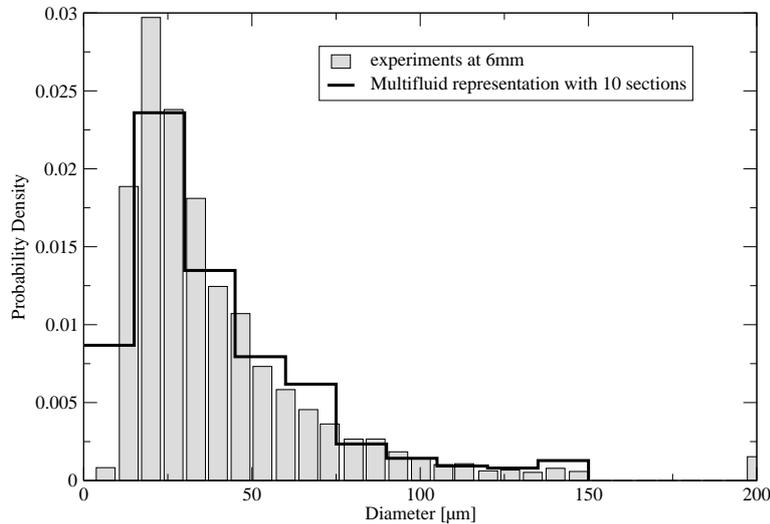


FIGURE 6.8 – Fdp en fonction du diamètre : expérience à 6mm du fond de chambre (histogramme) et condition limite d'injection pour le calcul FEMM 10 sections (ligne continue).

Chapitre 7

Calcul monophasique

L'écoulement monophasique de MERCATO a déjà été étudié dans les travaux de [Lamarque \[2007\]](#), [Roux \[2009\]](#), [Sanjosé \[2009\]](#) et [Senoner \[2010\]](#). Les influences des schémas numériques, des modèles LES, et des maillages ont été caractérisées, et le calcul réalisé ici utilise la méthodologie optimale issue des précédents travaux. Les résultats monophasiques de ce chapitre illustrent la topologie de l'écoulement qui conditionne la phase liquide, et valident la simulation en comparaison avec les mesures.

7.1 Conditions du calcul

Le calcul est ici uniquement monophasique. Les paramètres numériques et les conditions limites utilisées sont celles décrites dans le chapitre 6. La condition initiale est un écoulement au repos (vitesse nulle, $T_g = 300\text{K}$). Le calcul est effectué pendant 200ms pour atteindre un état stationnaire. Les moyennes sont ensuite calculées sur 800 ms.

7.2 Topologie de l'écoulement

La figure 7.1 montre le champ de vitesse axiale de la phase gazeuse. La vitesse axiale permet de bien caractériser la topologie caractéristique de ce type d'écoulement, les iso-contours de vitesse axiale nulle matérialisent les zones de recirculation. On remarque une zone de recirculation centrale et des zones de recirculation dans les coins en sortie du swirler. Ces deux structures sont caractéristiques de ce type de configuration, et la prédiction de leurs positions permet de qualifier la précision de la modélisation.

On s'intéresse sur la figure 7.2 à la modélisation de sous-maille du modèle LES, avec le ratio de la viscosité turbulente et de la viscosité laminaire. On remarque que la viscosité turbulente est relativement forte dans la zone de cisaillement, ce qui démontre l'importance de la modélisation LES. Le caractère turbulent de l'écoulement est d'ailleurs confirmé par les figures 7.3 et 7.4, où les énergies cinétique

moyenne E_{kin} et turbulente E_{turb} sont calculées comme suit :

$$E_{kin} = \frac{1}{2} (\langle U_{g,1} \rangle^2 + \langle U_{g,2} \rangle^2 + \langle U_{g,3} \rangle^2) \quad (7.1)$$

$$E_{turb} = \frac{1}{2} (\langle U_{g,1}^{RMS} \rangle^2 + \langle U_{g,2}^{RMS} \rangle^2 + \langle U_{g,3}^{RMS} \rangle^2) \quad (7.2)$$

avec :

$$U_{g,i}^{RMS} = \sqrt{(\langle U_{g,i}^2 \rangle - \langle U_{g,i} \rangle^2)} \quad (7.3)$$

On remarque que les niveaux d'énergie cinétique moyenne et turbulente sont du même ordre de grandeur, indiquant une très forte turbulence résolue.

Connaissant la topologie de l'écoulement gazeux, on peut s'attendre à une topologie similaire pour l'écoulement liquide, ce dernier étant conditionné par la traînée. On s'attendra donc à retrouver les deux zones de recirculation sur l'écoulement liquide. De plus, le jet gazeux impactant sur la paroi, on pourra s'attendre aussi à ce que le jet liquide fasse de même, si il ne s'est pas totalement évaporé avant de toucher la paroi. Les niveaux de turbulence devront aussi être ressentis, même si la traînée a pour effet d'atténuer ces fluctuations pour des particules inertielles.

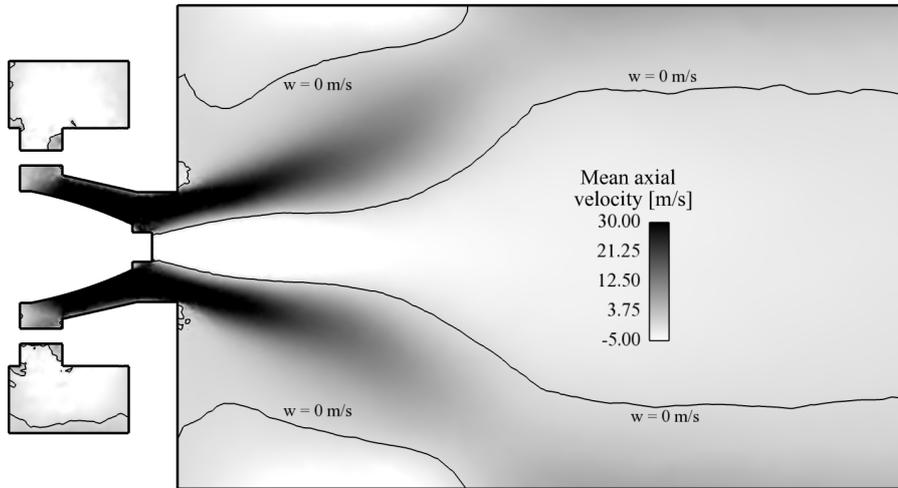


FIGURE 7.1 – Coupe longitudinale de vitesse axiale moyenne de la phase gazeuse. Les isocontours à vitesse axiale nulle représentent la position des zones des recirculation.

7.3 Validation

Le calcul est validé par comparaison avec les mesures. La vitesse moyenne axiale de la phase gazeuse, aux 5 traversées à 6, 26, 56, 86 et 116 mm du fond de chambre, est comparée aux mesures sur la figure 7.5. Cette vitesse est bien reproduite sur les deux premiers plans (à 6 et 26 mm). A 56 mm, le maximum est sous-estimé, et sa position légèrement décalée. A 86 mm, la vitesse est mal reproduite, prédisant une

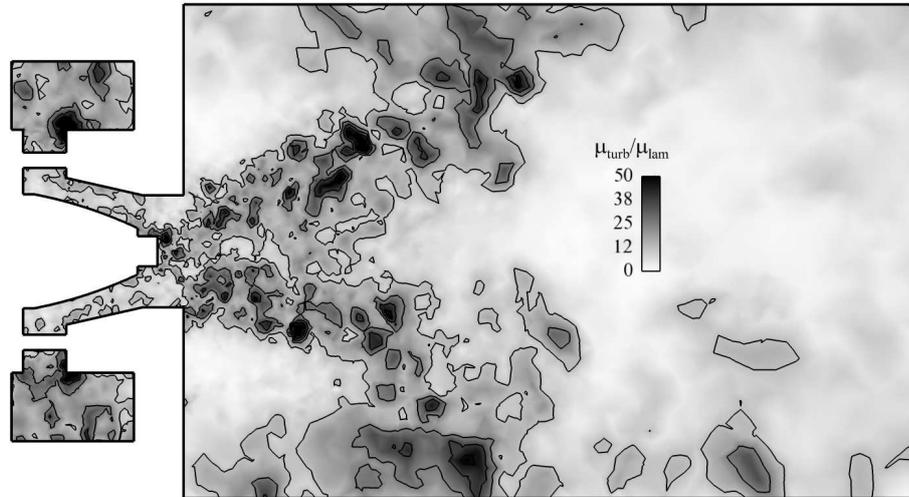


FIGURE 7.2 – Coupe longitudinale du rapport entre la viscosité turbulente et la viscosité laminaire pour une solution instantanée de la phase gazeuse.

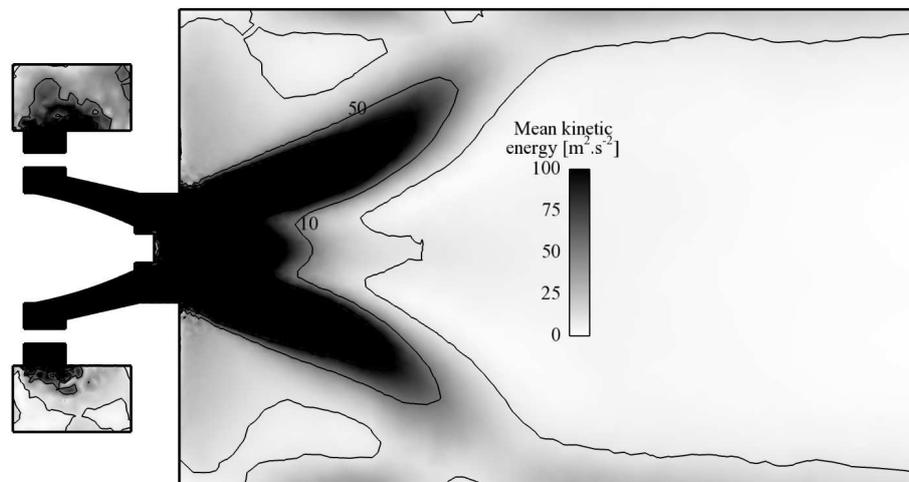


FIGURE 7.3 – Coupe longitudinale d'énergie cinétique moyenne résolue de la phase gazeuse.

mauvaise position de la zone de recirculation de coin (expérimentalement à environ 60 mm de l'axe, alors que le calcul ne la prédit plus sur cette traversée). A 116 mm, le profil de vitesse est de nouveau en bon accord avec l'expérience. [Sanjosé \[2009\]](#) explique que le décalage de la position de la zone de recirculation est faible (5 mm environ), et qu'il est dû à l'éclatement tourbillonnaire résultant de l'interaction de la turbulence du jet libre avec la turbulence proche paroi, et qu'il est donc fortement influencé par les méthodes numériques, la discrétisation proche paroi et le modèle LES.

La figure 7.6 montre un bon accord entre l'expérience et le calcul pour la vitesse moyenne radiale.

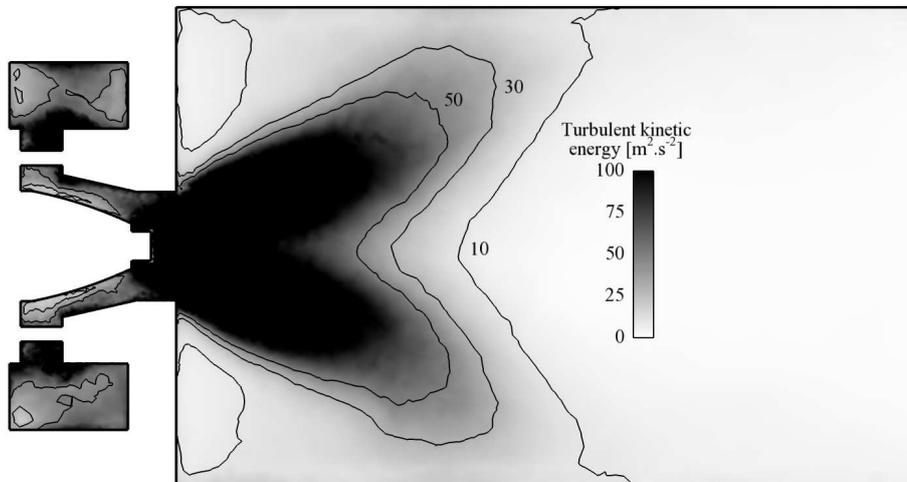


FIGURE 7.4 – Coupe longitudinale d'énergie cinétique turbulente résolue de la phase gazeuse.

Le calcul ne présente cependant pas la dissymétrie des profils expérimentaux, due à la présence du mât d'injection dans le plenum, non pris en compte dans le calcul. Enfin, la figure 7.7 montre la comparaison pour la vitesse axiale avec des conclusions similaires.

On s'intéresse maintenant aux fluctuations des vitesses, quantité plus difficiles à capturer. Les Figs.7.8, 7.9 et 7.10 comparent les RMS de vitesse axiale, radiale et orthoradiale respectivement. On remarque que la forme des profils est bien reproduite pour toutes les traversées, mais les valeurs sont sous-estimées. Les deux premiers profils sont particulièrement bien capturés. Il ne faut pas oublier que les profils numériques ne reportent ici que la RMS résolue, et que la partie sous-maille est manquante, ce qui peut expliquer les RMS plus faibles. De plus le maillage est significativement déraffiné après 26 mm, résultant en une moins bonne prédiction.

7.4 Conclusions sur la modélisation de l'écoulement gazeux

Les résultats de simulation pour la phase gazeuse sont globalement satisfaisants. Sanjosé [2009] a réalisé des calculs sur maillages plus fins avec la même méthodologie, et a obtenu des résultats meilleurs, ce qui valide la méthodologie. Un phénomène reste difficile à capturer : l'éclatement tourbillonnaire à 86 mm qui, s'il est à peine décalé, résulte en une différence importante des profils de vitesse à cette position.

Néanmoins les résultats obtenus sur ce maillage relativement grossier sont suffisants pour mettre en oeuvre le modèle multi-fluide.

7.4 Conclusions sur la modélisation de l'écoulement gazeux

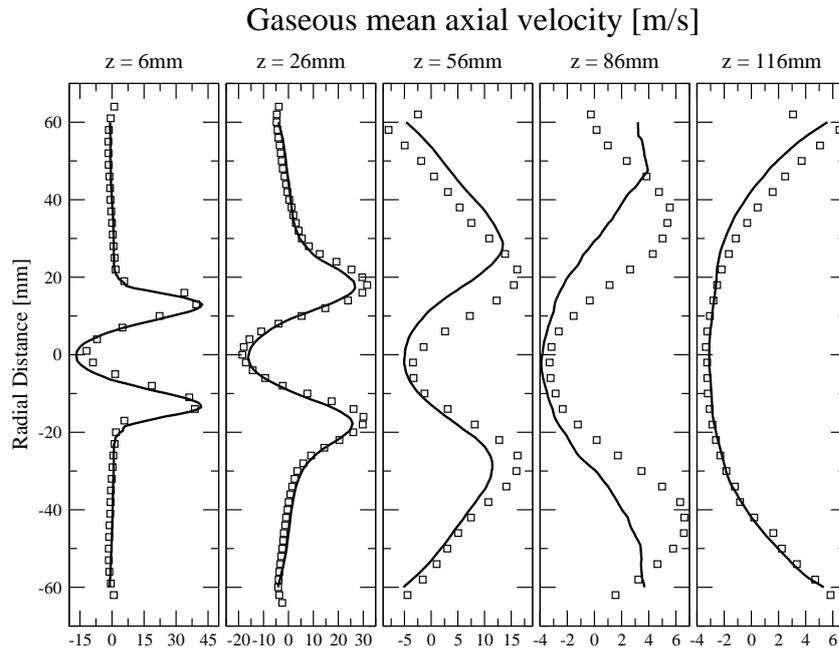


FIGURE 7.5 – Vitesse moyenne axiale de la phase gazeuse à 6, 26, 56, 86 et 116 mm du fond de chambre : expérience (carrés) et simulation (ligne continue).

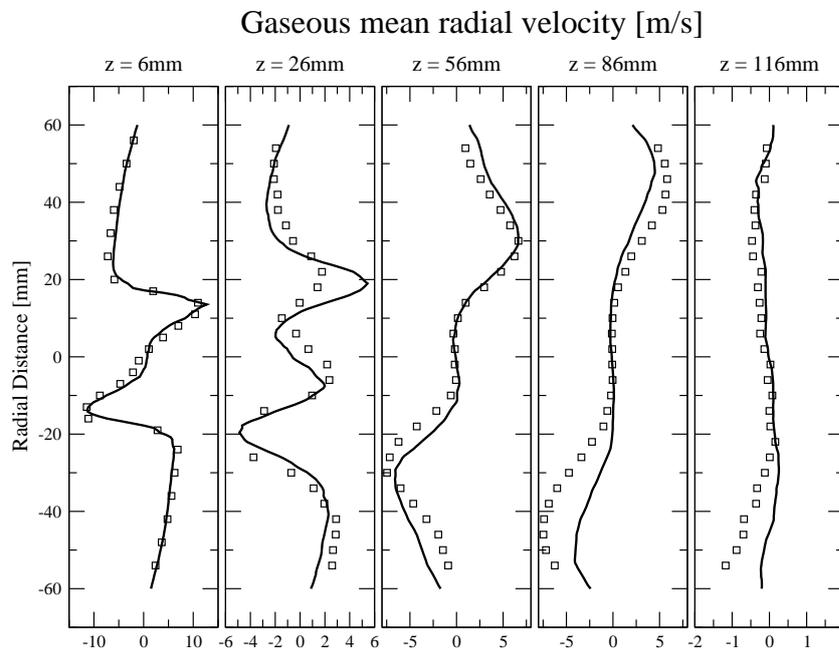


FIGURE 7.6 – Vitesse moyenne radiale de la phase gazeuse à 6, 26, 56, 86 et 116 mm du fond de chambre : expérience (carrés) et simulation (ligne continue).

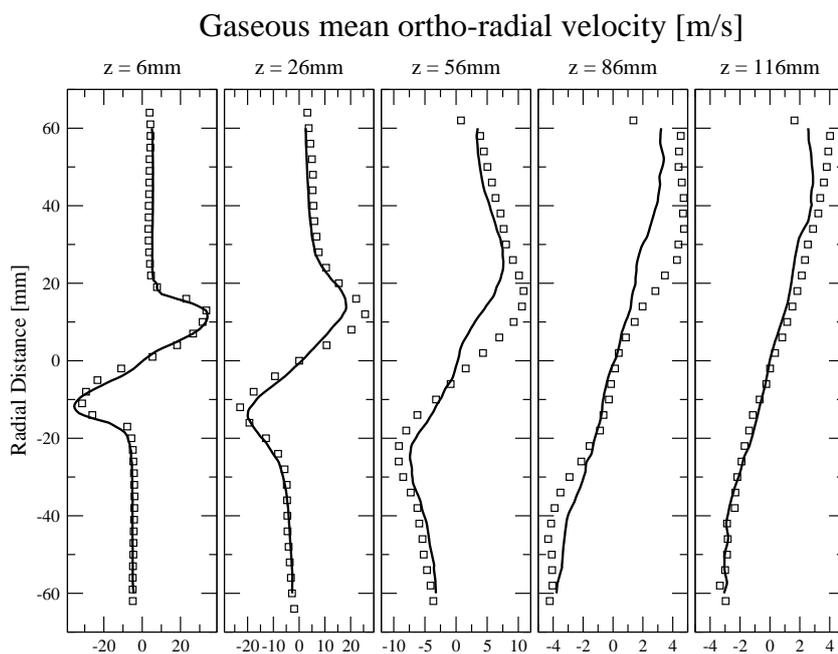


FIGURE 7.7 – Vitesse moyenne orthoradiale de la phase gazeuse à 6, 26, 56, 86 et 116 mm du fond de chambre : expérience (carrés) et simulation (ligne continue).

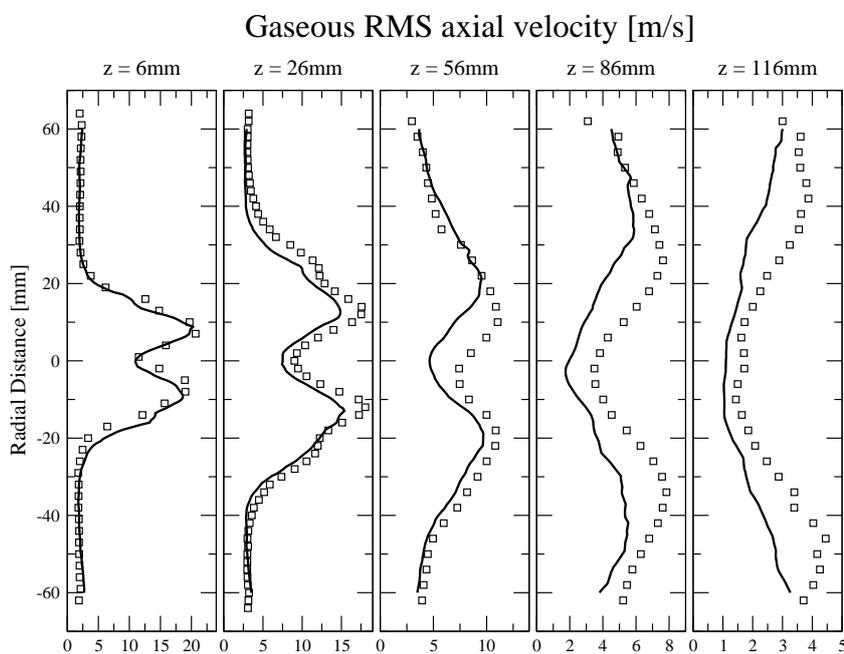


FIGURE 7.8 – RMS de vitesse axiale de la phase gazeuse à 6, 26, 56, 86 et 116 mm du fond de chambre : expérience (carrés) et simulation (ligne continue).

7.4 Conclusions sur la modélisation de l'écoulement gazeux

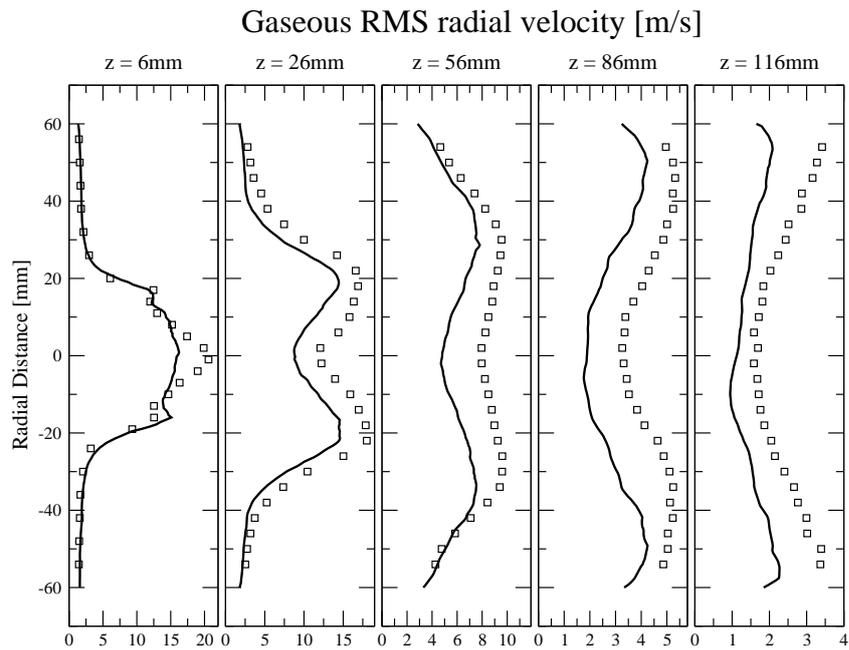


FIGURE 7.9 – RMS de vitesse radiale de la phase gazeuse à 6, 26, 56, 86 et 116 mm du fond de chambre : expérience (carrés) et simulation (ligne continue).

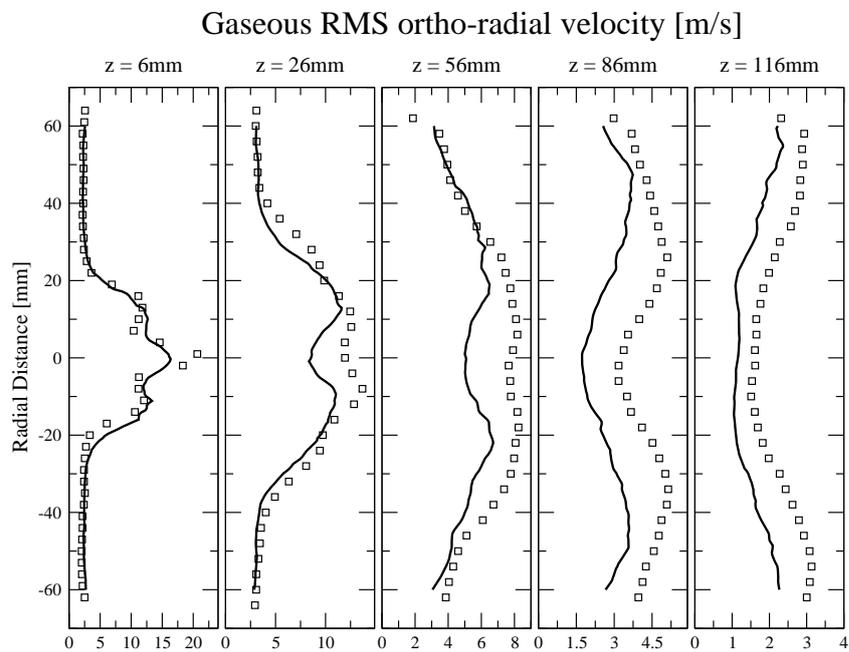


FIGURE 7.10 – RMS de vitesse orthoradiale de la phase gazeuse à 6, 26, 56, 86 et 116 mm du fond de chambre : expérience (carrés) et simulation (ligne continue).

