



HAL
open science

Etude de l'explosion de poussières ultrafines issues de la raffinerie sèche de la biomasse végétale en vue d'applications à la propulsion

Marlène Paquet

► To cite this version:

Marlène Paquet. Etude de l'explosion de poussières ultrafines issues de la raffinerie sèche de la biomasse végétale en vue d'applications à la propulsion. Autre. ISAE-ENSMA Ecole Nationale Supérieure de Mécanique et d'Aérotechnique - Poitiers, 2012. Français. NNT : 2012ESMA0013 . tel-00760500

HAL Id: tel-00760500

<https://theses.hal.science/tel-00760500>

Submitted on 4 Dec 2012

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.

THESE

Pour l'obtention du Grade de
**DOCTEUR DE L'ECOLE NATIONALE SUPERIEURE DE
MECANIQUE ET D'AEROTECHNIQUE**
(Diplôme National - Arrêté du 7 août 2006)

Ecole Doctorale :
Sciences et Ingénierie en Matériaux, Mécanique, Energétique et Aéronautique

Secteur de Recherche : **Energie, Thermique, Combustion**

Présentée par :

Marlène PAQUET

ETUDE DE L'EXPLOSION DE POUSSIÈRES ULTRA-FINES ISSUES DE LA RAFFINERIE SECHE DE LA BIOMASSE VEGETALE, EN VUE D'APPLICATIONS A LA PROPULSION

Directeurs de thèse :

Bernard VEYSSIERE et Boris KHASAINOV

Soutenue le 18 octobre 2012

- JURY -

B. A. KHASAINOV	Ingénieur de Recherches au CNRS, UPR Institut Pprime, Futuroscope	Examineur
C. MOUNAIM-ROUSSELLE	Professeur à l'Université d'Orléans, Laboratoire Prisme	Rapporteur
C. PROUST	HDR, INERIS, Responsable de programme	Rapporteur
X. ROUAU	Directeur de Recherches à l'INRA, UMR Ingénierie des Agropolymères et Technologies Emergentes, Montpellier	Président
G. VAITILINGOM	Chercheur au CIRAD, UPR Biomasse-Energie Montpellier	Examineur
B. VEYSSIERE	Directeur de Recherches CNRS, UPR Institut Pprime, Futuroscope	Examineur

Cette thèse a été réalisée au sein de l'axe Détonique de la branche Combustion de l'Institut P' (UPR 3346 du CNRS), dans les locaux de l'ISAE-ENSMA (Ecole Nationale Supérieure de Mécanique et d'Aérotechnique). Je tiens donc tout d'abord à remercier MM. H.-N. Presles et M. Bellenoue, respectivement ancien Directeur du laboratoire et actuel Directeur de la branche Combustion de l'Institut P', pour m'avoir accueillie dans leur laboratoire.

Merci à M. Veyssiere pour avoir dirigé ces travaux et m'avoir guidée pendant toute la thèse. Merci également à M. Khasainov pour les longues heures passées à m'expliquer le fonctionnement des codes de calculs (tâche ô combien ardue). Merci à eux enfin, pour leur patience lors de la rédaction de ce mémoire.

Ma gratitude aux membres du jury, Mme Mounaim-Rousselle et MM. Proust, Rouau et Vaitilingom, qui ont accepté de faire le déplacement et de consacrer de précieuses heures à la lecture de ce manuscrit.

Ces travaux ont été réalisés grâce au concours des équipes Biomasse-Energie du CIRAD et IATE (Ingénierie des systèmes Agropolymères et Technologies Emergentes) de l'INRA à Montpellier. Merci donc à MM. Piriou et Vaitilingom du CIRAD et MM. Cuq et Rouau de l'INRA pour leur aide et leur disponibilité, qui ont permis des échanges réguliers et amicaux tout au long de cette étude. Merci en particulier à M. Piriou, qui a fait le déplacement jusqu'à Poitiers pendant une semaine, pour participer à mes travaux expérimentaux, et qui a eu la gentillesse de me fournir des résultats de ses analyses effectuées sur des échantillons récupérés au cours de ces travaux communs.

Je tiens à remercier M. Montassier, qui m'a aidée tout au long des travaux expérimentaux, et qui a eu la patience de m'expliquer le fonctionnement de tous les appareils. Merci également à M. Claverie, qui m'a beaucoup appris sur le fonctionnement des dispositifs de diagnostics optiques, et à M. Ruttun pour la fabrication du système d'allumage électrique et les multiples modifications qu'il a fallu y apporter au fil des expériences.

Merci à tous les autres membres de l'équipe technique qui ont contribué à la réalisation de ces travaux, et qui ont pris le temps de m'expliquer le fonctionnement des appareils mis à ma disposition et bien des aspects de leurs métiers. Merci aussi à l'équipe administrative, qui m'a beaucoup facilité certaines démarches et m'a ainsi évité bien des inquiétudes inutiles.

La vie au laboratoire aurait été bien morne sans les discussions, les échanges et le soutien de tous les autres doctorants. Je ne me hasarderai pas à les énumérer de peur d'en oublier, mais je les remercie pour l'aide et le réconfort qu'il m'on apportés.

Enfin, je tiens à remercier tous mes proches, et plus particulièrement mes parents, qui m'ont soutenue jusqu'au bout sans condition et sans qui je ne serais pas là aujourd'hui, et mon compagnon, Baptiste, qui a supporté mon humeur changeante et mes accès de stress au fil des expériences et de la rédaction, et dont le soutien n'a jamais faibli malgré les 200 km qui nous séparaient.

TABLE DES MATIERES

TABLE DES FIGURES.....	9
LISTE DES TABLEAUX.....	14
NOMENCLATURE.....	15
INTRODUCTION	19
CHAPITRE I : RAPPELS SUR LES EXPLOSIONS DE POUSSIÈRES ET LEUR CARACTERISATION.....	23
I.1. Les explosions de poussières	25
I.2. Rappels sur la combustion isochore	27
I.2.1. Le modèle classique	27
I.2.2. Le cas des mélanges diphasiques	29
I.3. Les tests standardisés en chambres fermées pour la détermination de K_{St}	31
I.4. Autres types de travaux sur les explosions de poussières.....	38
I.4.1. Propagation de flamme dans les tubes.....	38
I.4.2. Détonation des mélanges amidon/air	42
I.5. Configurations et conditions expérimentales choisies	43
CHAPITRE II : ESTIMATION DES PERFORMANCES THEORIQUES DES MELANGES ETUDIÉS.....	45
II.1. Propriétés des particules solides	47
II.1.1. Principaux composants des poussières issues de la biomasse végétale	47
II.1.2. Poudres ligno-cellulosiques étudiées.....	49
II.2. Le code de calcul TDS.....	50
II.2.1. Présentation du code TDS	50
II.2.2. Conditions initiales.....	51
II.3. Caractéristiques théoriques de combustion isochore des mélanges méthane/air.....	56
II.4. Caractéristiques théoriques de combustion isochore des mélanges $C_6H_{10}O_{5(s)}$/air	56
II.5. Caractéristiques théoriques de combustion isochore des mélanges hybrides méthane/cellulose/air	58
II.6. Conclusions.....	61

CHAPITRE III	: MONTAGE EXPERIMENTAL	63
III.1.	Dispositif expérimental pour l'étude des caractéristiques d'explosion	65
III.1.1.	L'enceinte	65
III.1.2.	Le système de dispersion des particules	66
III.1.3.	Les dispositifs d'allumage	67
III.1.3.1.	Système d'allumage par arc électrique	68
III.1.3.2.	Système d'allumage par inflammateur pyrotechnique	70
III.1.4.	Le dispositif de commande et de synchronisation	71
III.1.5.	Les systèmes de mesure	71
III.1.6.	Déroulement d'une expérience	71
III.2.	Dispositif expérimental pour l'étude de la dispersion des particules	73
III.2.1	L'enceinte	73
III.2.2	Les systèmes de dispersion	74
III.3.	Méthodes de diagnostic optique	76
III.3.1	Vélocimétrie par images de particules (PIV)	76
III.3.2	Tomographie laser rapide	78
CHAPITRE IV	: RESULTATS EXPERIMENTAUX SUR LA COMBUSTION DE	
MELANGES DIPHASIQUES		81
IV.1.	Caractéristiques d'explosion des mélanges gazeux méthane/air	83
IV.1.1	Influence de la position de l'allumage dans l'enceinte	83
IV.1.2	Influence de la position de l'injection du mélange	85
IV.1.3	Influence du type d'allumage	87
IV.2.	Caractéristiques d'explosion des mélanges hétérogènes particules solides/air	88
IV.2.1	Mélanges cellulose/air et amidon/air	89
IV.2.1.1.	Pression maximale d'explosion P_{max}	89
IV.2.1.2.	Taux de montée en pression	92
IV.2.2.	Caractéristiques d'explosion des mélanges poudres ligno-cellulosiques/air	93
IV.2.3.	Remarques sur la quantité réelle des particules participant à la combustion	96
IV.2.3.1.	Particules dispersées dans l'enceinte	96
IV.2.3.2.	Résidus solides après combustion	96
IV.3.	Caractéristiques d'explosion des mélanges hybrides particules solides/méthane/air	98
IV.3.1.	Pression d'explosion maximale P_{max}	99
IV.3.2.	Taux maximal de montée en pression $\left(\frac{dP}{dt}\right)_{max}$	101
IV.3.3.	Limites d'inflammabilité	102
IV.3.4.	Discussion	103

IV.4. Conclusions.....	104
CHAPITRE V : GENERATION D'UNE SUSPENSION DE PARTICULES SOLIDES DANS UNE ENCEINTE FERMEE	107
V.1. Etude expérimentale de la dispersion des particules	109
V.1.1. Etude de l'évolution du champ aérodynamique dans l'enceinte.....	109
V.1.1.1. Champs de vitesses à la sortie des injecteurs	111
V.1.1.2. Champs de vitesses au point d'allumage	114
V.1.2. Mesures par tomographie laser.....	118
V.1.2.1. Evolution de la répartition des particules au début de l'injection.....	118
V.1.2.2. Répartition des particules au moment de l'allumage	121
V.1.2.3. Influence de la taille et de la nature des particules	122
V.2. Etude numérique de la dispersion des particules.....	125
V.2.1. Modèle numérique du code EFAE	125
V.2.2. Configurations étudiées.....	129
V.2.3. Présentation des résultats	131
V.2.4. Comparaison des résultats expérimentaux et numériques	139
V.2.5. Cas d'une configuration de chambre plus complexe.....	142
V.3. Conclusions.....	145
CHAPITRE VI : SIMULATIONS NUMERIQUES DU DEVELOPPEMENT DE LA COMBUSTION DE MELANGES DIPHASIQUES DANS L'ENCEINTE EXPERIMENTALE.....	147
VI.1. Modèle numérique utilisé	149
VI.2. Configurations étudiées	149
VI.3. Résultats obtenus	152
VI.3.1. Cas sphérique : influence de K et des pertes aux parois	152
VI.3.2. Cas cylindrique avec mélange uniforme et au repos : influence des pertes aux parois et de l'énergie d'amorçage	155
VI.3.3. Cas cylindrique global : influence du champ aérodynamique causé par l'injection.....	157
VI.4. Conclusions.....	159
CHAPITRE VII : CONCLUSIONS GENERALES ET PERSPECTIVES	161
VII.1. Conclusions générales.....	163
VII.2. Perspectives	165
BIBLIOGRAPHIE	167

<i>ANNEXE I</i>	<i>: résultats complémentaires obtenus avec le logiciel TDS.....</i>	<i>179</i>
<i>ANNEXE II</i>	<i>: calcul de la richesse pour les mélanges méthane/air.....</i>	<i>183</i>
<i>ANNEXE III</i>	<i>: résultats d'analyses effectuées sur des échantillons de résidus solides récupérés après les expériences (pourcentages massiques).....</i>	<i>187</i>
<i>ANNEXE IV</i>	<i>: méthode de calcul de richesses pour les mélanges hybrides</i>	<i>191</i>
<i>ANNEXE V</i>	<i>: paramètres des mesures par PIV et par tomographie laser rapide</i>	<i>195</i>
<i>ANNEXE VI</i>	<i>: résultats des mesures PIV.....</i>	<i>199</i>
<i>ANNEXE VII</i>	<i>: images tomographiques de l'évolution de la concentration en particules pour les trois injecteurs (particules de cellulose de diamètre moyen 20 μm)</i>	<i>205</i>
<i>ANNEXE VIII</i>	<i>: images tomographiques avec l'injecteur C2, pour trois types de poudres ligno-cellulosiques.....</i>	<i>211</i>
<i>ANNEXE IX</i>	<i>: schéma numérique utilisé dans EFAE.....</i>	<i>217</i>
<i>ANNEXE X</i>	<i>: évolution du champ de vitesses des particules dans la chambre de 20 L, obtenu par simulation numérique avec le code EFAE</i>	<i>223</i>
<i>ANNEXE XI</i>	<i>: évolution de la concentration en particules dans la chambre de 20 L, obtenue par simulation numérique avec le code EFAE</i>	<i>229</i>
<i>ANNEXE XII</i>	<i>: paramètres caractéristiques de l'écoulement sur l'axe du cylindre moteur, obtenus par simulation numérique avec le code EFAE.....</i>	<i>235</i>

TABLE DES FIGURES

<i>Figure I.1 : Principaux facteurs affectant les explosions de poussières, par Wolanski (1991)</i>	26
<i>Figure I.2 : évolution de $\left(\frac{dP}{dt}\right)_{\max}$ a) en fonction du niveau de turbulence, de la concentration en particules, du type de particules et de leur taux d'humidité (Kauffman et al., 1992) et b) en fonction du délai d'inflammation et de la pression initiale dans la chambre pour des mélanges amidon/air (Lee et al., 1987)</i>	30
<i>Figure I.3 : évolution de K_{St} en fonction du diamètre moyen des particules (Cashdollar, 1996)</i>	31
<i>Figure I.4 : chambre d'Hartmann (1943)</i>	32
<i>Figure I.5 : enceinte de combustion de 1 m³ de Bartknecht (1971), utilisée pour la norme ISO 6184-1</i>	33
<i>Figure I.6 : chambre de combustion sphérique de 20 L de Siwek (1977)</i>	34
<i>Figure I.7 : chambre de combustion sphérique de 0,95 m³ de Kauffman et al. (1984)</i>	35
<i>Figure I.8 : schéma de l'enceinte de combustion de Jarosinski et al. (1991)</i>	36
<i>Figure I.9 : schéma du tube d'explosion de Lee et al. (1987)</i>	39
<i>Figure I.10 : schéma du dispositif expérimental de Proust (1988)</i>	40
<i>Figure I.11 : schéma-type d'un élutriateur à lit fluidisé</i>	41
<i>Figure II.1 : schémas des molécules d'amidon et de cellulose</i>	48
<i>Figure II.2 : a) particules d'amidon de blé vues au microscope électronique à balayage (Bozier, 2004) et b) particules de cellulose vues au microscope optique</i>	48
<i>Figure II.3 : évolution de la pression théorique de combustion isochore adiabatique de mélanges méthane/air en fonction de la richesse du mélange</i>	56
<i>Figure II.4 : évolution de la pression maximale de combustion isochore adiabatique pour des mélanges cellulose/air en fonction de la richesse</i>	57
<i>Figure II.5 : fractions de CO et NO dans les produits de la combustion isochore adiabatique de mélanges C₆H₁₀O_{5(s)}/air et méthane/air en fonction de la richesse des mélanges</i>	58
<i>Figure II.6 : évolution de la pression de combustion isochore adiabatique en fonction de la richesse globale des mélanges, d'après le code de calcul TDS</i>	59
<i>Figure II.7 : évolution de la pression de combustion isochore adiabatique en fonction de la concentration en particules, d'après le code de calcul TDS</i>	60

<i>Figure III.1 : schéma de l'enceinte d'explosion (cotes en mm).....</i>	<i>66</i>
<i>Figure III.2 : canne utilisée pour la dispersion des particules.....</i>	<i>67</i>
<i>Figure III.3 : schéma du système de dispersion.....</i>	<i>67</i>
<i>Figure III.4 : influence de l'espace inter-électrodes sur l'énergie minimale d'inflammation de suspensions de particules solides (Ballal, 1980)</i>	<i>68</i>
<i>Figure III.5 : diagramme des temps caractéristiques pour l'allumage électrique.....</i>	<i>69</i>
<i>Figure III.6 : dispositif d'allumage par arc électrique</i>	<i>70</i>
<i>Figure III.7 : dispositif d'allumage par combustion d'un inflammateur pyrotechnique</i>	<i>70</i>
<i>Figure III.8 : diagramme des temps caractéristiques du dispositif de commande</i>	<i>72</i>
<i>Figure III.9 : schéma de l'enceinte de dispersion</i>	<i>74</i>
<i>Figure III.10 : les 3 types d'injecteurs : a) type C1, b) type C2 et c) type C3</i>	<i>75</i>
<i>Figure III.11 : dispositif d'acquisition des images PIV</i>	<i>76</i>
<i>Figure III.12 : traitement des images PIV</i>	<i>77</i>
<i>Figure III.13 : localisation des fenêtres d'observation pour la PIV : a) dans le cas des injecteurs de types C1 et C3 et b) dans le cas de l'injecteur de type C2.....</i>	<i>77</i>
<i>Figure III.14 : localisation des fenêtres d'observation pour la tomographie ; a) dans le cas des injecteurs de types C1 et C3, et b) dans le cas de l'injecteur de type C2</i>	<i>79</i>
<i>Figure IV.1 : positions de l'allumage dans l'enceinte</i>	<i>84</i>
<i>Figure IV.2 : enregistrements de pression dans l'enceinte en fonction de la position de l'allumage, pour un mélange méthane/air stœchiométrique</i>	<i>84</i>
<i>Figure IV.3 : photo du montage expérimental</i>	<i>86</i>
<i>Figure IV.4 : profils de pression en fonction de la position du point d'injection</i>	<i>86</i>
<i>Figure IV.5 : profils de pression en fonction du type d'allumage.....</i>	<i>88</i>
<i>Figure IV.6 : profils de pression pour la combustion de mélanges méthane/air ($r = 1$), cellulose/air ($r = 1$; $\sigma = 240 \text{ g/m}^3$) et amidon/air ($r = 1,25$; $\sigma = 320 \text{ g/m}^3$).....</i>	<i>89</i>
<i>Figure IV.7 : évolution de la pression maximale en fonction de la richesse, pour les mélanges cellulose/air, amidon/air et méthane/air.....</i>	<i>90</i>
<i>Figure IV.8 : variations du taux maximal de montée en pression en fonction de la richesse, pour des mélanges cellulose/air, amidon/air et méthane/air.....</i>	<i>92</i>
<i>Figure IV.9 : profils de pression pour la combustion de mélanges cellulose/air ($r = 1,25$; $\sigma = 330 \text{ g/m}^3$), particules de type AI/air et particules de type BI/air ($r = 1,3$; $\sigma = 380 \text{ g/m}^3$), pour des particules de diamètre moyen $20 \mu\text{m}$</i>	<i>94</i>

Figure IV.10 : évolution a) de la pression maximale et b) du taux maximal de montée en pression dans l'enceinte, pour des mélanges poudres ligno-cellulosiques/air et cellulose/air	95
Figure IV.11 : photos de l'intérieur de la chambre après combustion de mélanges cellulose/air de différentes richesses.....	97
Figure IV.12 : photos de l'intérieur de la chambre après combustion de mélanges de particules ligno-cellulosiques de type AA et d'air de différentes richesses	97
Figure IV.13 : profils de pression pour la combustion de mélanges méthane/air ($r = 0,6$ et $r = 1$), cellulose/air ($r = 1$; $\sigma = 240 \text{ g/m}^3$) et cellulose/méthane/air ($r = 1$; $\sigma = 90 \text{ g/m}^3$).	100
Figure IV.14 : variation de la pression maximale d'explosion et de la pression maximale théorique de combustion isochore en fonction de la richesse globale, pour les mélanges hybrides de richesses partielles en méthane 0,23, 0,3, 0,4, 0,5 et 0,6	101
Figure IV.15 : variation du taux de montée en pression en fonction de la richesse, pour les mélanges hybrides de richesses partielles en méthane 0,23, 0,3, 0,4, 0,5 et 0,6	102
Figure IV.16 : évolution a) de la pression maximale d'explosion, et b) du taux maximal de montée en pression, en fonction de la concentration en particules dans l'enceinte	103
Figure V.1 : champs des vecteurs vitesses aux points d'injection, à $t = 50 \text{ ms}$, en fonction du type d'injecteur.....	113
Figure V.2 : évolution du champ des vecteurs vitesses en fonction du temps, au centre de la chambre, pour l'injecteur C1 (cotes en mm).....	115
Figure V.3 : évolution du champ des vecteurs vitesses en fonction du temps, au centre de la chambre, pour l'injecteur C2 (cotes en mm).....	116
Figure V.4 : évolution du champ des vecteurs vitesses en fonction du temps, au centre de la chambre, pour l'injecteur C3 (cotes en mm).....	117
Figure V.5 : répartition des particules de cellulose dans la moitié inférieure de l'enceinte, à l'instant t_2	119
Figure V.6 : évolution du nuage de particules de cellulose dans l'enceinte avec l'injecteur C2, aux instants t_2 et t_3	121
Figure V.7 : répartition des particules de cellulose dans la moitié inférieure de l'enceinte, à l'instant t_4	122
Figure V.8 : répartition des particules dans la moitié supérieure de l'enceinte à l'instant t_3 , avec l'injecteur C2 et pour différents types de particules.....	123
Figure V.9 : schéma global de l'espace modélisé, avec système d'injection de type C1 et emplacements des capteurs G1, G2, G3 et G4.....	130

<i>Figure V.10 : schéma des systèmes d'injection de types C2 et C3 et emplacements des capteurs G2, G3 et G4.....</i>	131
<i>Figure V.11 : pression, densité et vitesse matérielle des gaz enregistrées aux points G1 et G2, en fonction du temps et du type d'injecteur.....</i>	132
<i>Figure V.12 : concentration et vitesse matérielle des particules enregistrées aux points G1 et G2, et température des gaz au point G1, en fonction du temps et du type d'injecteur</i>	133
<i>Figure V.13 : pression, densité et vitesse matérielle des gaz enregistrées aux points G3 et G4, en fonction du temps et du type d'injecteur.....</i>	134
<i>Figure V.14 : concentration et vitesse matérielle des particules enregistrées aux points G3 et G4, en fonction du temps et du type d'injecteur.....</i>	135
<i>Figure V.15 : répartition de la concentration en particules obtenue avec EFAE (t = 12 ms) (à gauche), et image de la partie inférieure de la chambre obtenue par tomographie laser (t = 50 ms) (à droite), pour l'injecteur C1 (cotes en mm)</i>	140
<i>Figure V.16 : répartition de la concentration en particules obtenue avec EFAE (t = 12 ms) (à gauche), et image du jet intermédiaire obtenue par tomographie laser (t = 50 ms) (à droite), pour l'injecteur C2 (cotes en mm).....</i>	141
<i>Figure V.17 : répartition de la concentration en particules obtenue avec EFAE (t = 12 ms) (à gauche), et image de la partie inférieure de la chambre obtenue par tomographie laser (t = 50 ms) (à droite), pour l'injecteur C3 (cotes en mm)</i>	142
<i>Figure V.18 : modélisation utilisée pour le cylindre moteur</i>	143
<i>Figure V.19 : champ des vecteurs vitesses des particules dans le cylindre moteur, à t = 1 ms</i>	145
<i>Figure V.20 : concentration en particules dans le cylindre à t = 1 ms et t = 1,5 ms</i>	145
<i>Figure VI.1 : schéma de la configuration utilisée pour les simulations numériques de combustion monodimensionnelles (cotes en mm)</i>	150
<i>Figure VI.2 : schéma de la première configuration utilisée pour les simulations numériques de combustion bidimensionnelles (cotes en mm)</i>	150
<i>Figure VI.3 : schéma de la seconde configuration utilisée pour les simulations numériques de combustion bidimensionnelles (cotes en mm)</i>	151
<i>Figure VI.4 : influence du coefficient K sur l'évolution de la pression calculée et comparaison avec une courbe de pression expérimentale, pour un mélange particules de cellulose/air stœchiométrique (valeurs de K en s/m²).....</i>	153

<i>Figure VI.5 : influence des pertes aux parois sur l'évolution de la pression, et comparaison avec une courbe expérimentale, pour un mélange particules de cellulose/air stœchiométrique</i>	154
<i>Figure VI.6 : influence de l'énergie d'amorçage et des pertes aux parois sur l'évolution de la pression dans la chambre au point G4, en configuration cylindrique, et comparaison avec une courbe expérimentale, pour un mélange particules de cellulose/air stœchiométrique</i>	155
<i>Figure VI.7 : évolution de la fraction massique des produits dans la chambre pour une énergie d'amorçage de 30 J et avec des pertes aux parois à 40 ms, 75 ms et 100 ms.....</i>	157
<i>Figure VI.8 : évolution de la fraction massique des produits dans la chambre, pour une configuration avec injection préalable et une configuration avec mélange initial uniforme au repos, à 165 ms, 180 ms, 195 ms et 210 ms</i>	158

LISTE DES TABLEAUX

<i>Tableau II.1 : liste des poudres ligno-cellulosiques testées</i>	49
<i>Tableau II.2 : données d'entrée pour le calcul de la combustion isochore adiabatique d'un mélange CH₄/air de richesse 0,6 avec le code TDS</i>	54
<i>Tableau II.3 : résultats obtenus avec le code TDS pour la combustion isochore adiabatique d'un mélange CH₄/air de richesse 0,6</i>	55
<i>Tableau IV.1 : concentration en particules (en g/m³) des mélanges hybrides testés, en fonction de la richesse globale et de la richesse partielle en méthane</i>	99
<i>Tableau V.1 : paramètres expérimentaux pour les mesures PIV</i>	109
<i>Tableau V.2 : instants des mesures PIV</i>	114
<i>Tableau V.3 : équations de bilan pour la phase gazeuse</i>	125
<i>Tableau V.4 : équations de bilan pour la phase solide</i>	126

NOMENCLATURE

Symbole	Désignation	Unités
<i>amid</i>	amidon	
<i>c</i>	célérité du son	m.s ⁻¹
<i>C_d</i>	coefficient de traînée des particules	
<i>cell</i>	cellulose	
<i>c_p</i>	capacité calorifique massique à pression constante	J.kg ⁻¹ .K ⁻¹
<i>c_v</i>	capacité calorifique massique à volume constant	J.kg ⁻¹ .K ⁻¹
<i>D</i>	diamètre de l'enceinte	m
<i>d_p</i>	diamètre moyen des particules	m
$\left(\frac{dP}{dt}\right)_{\max}$	taux (ou vitesse) maximal(e) de montée en pression	Pa.s ⁻¹
<i>E</i>	énergie totale	J
<i>e</i>	énergie interne ($e = c_p T$)	J
<i>E_a</i>	énergie d'activation de la loi d'Arrhenius	J.mol ⁻¹
<i>elec</i>	allumage par arc électrique	
f	force de traînée d'une particule	N
<i>J</i>	taux de transfert de masse entre phase solide et phase gazeuse	kg.m ⁻³ .s ⁻¹
<i>K</i>	constante empirique de combustion	
<i>K_G</i>	coefficient de la loi cubique pour les mélanges gazeux	Pa.m.s ⁻¹
<i>K_{St}</i>	coefficient de la loi cubique pour les mélanges gaz/particules	Pa.m.s ⁻¹
<i>L</i>	longueur de l'enceinte cylindrique	m
<i>m_b</i>	masse des gaz brûlés	kg
<i>MEC</i>	concentration minimale d'explosion (Minimum Explosion Concentration)	J
<i>m_i</i>	masse initialement présente dans le milieu réactif	kg
<i>MIE</i>	énergie minimale d'inflammation (Minimum Ignition Energy)	J
<i>n_p</i>	nombre de particules par unité de volume	m ⁻³
<i>Nu</i>	Nombre de Nusselt	
<i>P</i> ou <i>P(t)</i>	pression instantanée	Pa
<i>P₀</i>	pression initiale de référence	Pa
<i>P_i</i>	pression initiale	Pa

P_{max}	pression maximale d'explosion	Pa
P_{th}	pression théorique de combustion adiabatique isochore	Pa
<i>pyro</i>	allumage par inflammateur pyrotechnique	
q	flux de chaleur entre phase gazeuse et phase solide	$J.kg^{-1}.s^{-1}$
$Q_{mélange}$	chaleur massique de réaction gaz/particules	$J.kg^{-1}$
R	rayon de l'enceinte	m
r	richesse du mélange	
r_{CH4}	richesse partielle en méthane du mélange	
Re	nombre de Reynolds	
S_u	vitesse fondamentale de flamme	$m.s^{-1}$
T_0	température initiale de référence	K
t_{all}	durée de la commande d'allumage	s
t_{ev}	durée d'ouverture de l'électrovanne	s
T_{inf}	température d'inflammation	K
u	vitesse matérielle des gaz	$m.s^{-1}$
V	volume de l'enceinte	m^3
v_p	vitesse matérielle des particules	$m.s^{-1}$
W_m	masse molaire	$kg.mol^{-1}$
x	fraction massique	
y	fraction molaire	
Z_a	coefficient pré-exponentiel de la loi d'Arrhenius	
γ	rapport des capacités calorifiques massiques	
δt	écart entre deux images d'un même couple en PIV	s
Δt	pas de temps	s
Δx	taille d'une cellule numérique	m
λ	conductivité thermique	$W.m^{-1}.K^{-1}$
ν	viscosité cinématique des gaz	$m^2.s^{-1}$
ρ	masse volumique	$kg.m^{-3}$
σ	concentration en particules du mélange	$kg.m^{-3}$
τ_{max}	instant où le taux de montée en pression est maximal	s
χ	coefficient stœchiométrique (ou diffusivité thermique)	$(m^2.s^{-1})$

Indices

() ₀	état de référence
() _{cell}	cellulose
() _{cin}	régime cinétique
() _{CJ}	Chapman-Jouguet
() _{diff}	régime diffusif
() _{exp}	expérimental
() _f	gaz frais
() _G	gaz
() _{hyb}	hybride
() _i	état initial
() _{ox}	oxydant
() _p	particules
() _{rp} ou () _b	produits de combustion
() _{th}	théorique
() _w	parois

INTRODUCTION

Les explosions provoquées par l'inflammation de nuages de poussières mis en suspension dans des volumes confinés représentent un risque majeur. Le premier accident de ce type répertorié date de 1785. Il s'agissait de l'explosion d'un moulin à farine, à Turin (cf. Morozzo, 1795). Jusqu'à la fin du XIX^{ème} siècle, ces explosions étaient attribuées à l'existence de gaz inflammable dans le milieu. Ce n'est que vers 1900, et suite à des accidents meurtriers dans des mines, que des études plus approfondies sur ces phénomènes ont été menées. Par la suite, au cours du développement de l'ère industrielle, de nouveaux produits pulvérulents sont apparus, dans des secteurs très divers comme la métallurgie, l'industrie pharmaceutique, l'agro-alimentaire, l'industrie chimique, etc. La manipulation de ces particules solides combustibles, lors de leur transport ou de leur stockage, a fortement accru les risques d'explosions dans les installations industrielles. Ces explosions peuvent donner lieu au dégagement de grandes quantités d'énergie et donc à d'importants dégâts. Les connaissances sur les milieux composés d'une suspension de particules solides sont encore limitées, mais elles permettent aujourd'hui de prévenir certains accidents et elles ont permis la mise en place de mesures qui ont amélioré la sécurité dans les installations industrielles. Ces risques concernent notamment les silos de céréales, et ils sont recensés, au même titre que les autres événements accidentels industriels, par le BARPI (Bureau d'Analyse des Risques et des Pollutions Industrielles), mis en place en France en 1992 par le ministère de l'environnement. La base de données du BARPI disponible en ligne permet la diffusion des enseignements, tirés des analyses de ces accidents. Depuis l'accident dans le silo de Blaye (33), en août 1997 (cf. base de données du BARPI), qui avait fait 11 morts et 1 blessé, jusqu'à juin 2003 (date du dernier événement recensé), le BARPI a recensé au total 124 accidents survenus dans les silos français. Dans la très grande majorité des cas, les conséquences se sont limitées à des dégâts matériels (destruction partielle du silo, perte d'une partie des matières stockées).

En raison de l'importante quantité d'énergie susceptible d'être libérée lors de l'explosion d'une suspension de particules solides, la question se pose de savoir s'il est possible d'utiliser une telle source à des fins de propulsion. Parmi la biomasse végétale existante, les « déchets » issus de l'activité agricole, et qui sont pour l'instant peu valorisés, pourraient constituer, une fois broyés, une source d'énergie exploitable pour des générateurs

d'énergie par combustion. Il existe d'ailleurs déjà des brûleurs industriels fonctionnant avec de la poudre de bois, qui permettent de valoriser la biomasse issue de l'industrie forestière.

La biomasse issue des activités agricoles et forestières est en majeure partie constituée de cellulose et de lignine (pour les fibres), et d'amidon (pour les fruits). Les fruits étant récoltés et conservés par les exploitations agricoles, les « déchets » que l'on souhaite mettre en valeur sous forme de poudre sont donc essentiellement constitués de cellulose et de lignine, d'où l'appellation que nous utiliserons par la suite de « poudres ligno-cellulosiques ».

Ainsi, cette thèse est la concrétisation d'un souhait de collaboration entre trois équipes de recherche d'origines très différentes et désireuses de mettre en commun leurs compétences pour explorer la possibilité de développer des technologies, qui permettraient d'utiliser ces poudres dans des systèmes propulsifs. Les trois équipes sont les suivantes :

- l'UPR 1208 de l'INRA : Ingénierie des systèmes Agropolymères et Technologies Emergentes (IATE), à Montpellier. Cette équipe est spécialisée dans l'élaboration de procédés de broyage de poudres et de caractérisation de leurs propriétés physico-chimiques.
- l'UPR 3346 du CNRS : groupe de recherches Détonation – Déflagration – Explosions de l'Institut Pprime au Futuroscope. L'étude des mécanismes élémentaires qui contribuent à l'existence des régimes de combustion rapide (détonation, déflagration), ainsi que de leur structure et des effets sur les milieux connexes est la spécificité de cette équipe.
- l'UPR 42 du CIRAD : Biomasse – Energie. Cette équipe mène des recherches sur l'organisation, l'impact environnemental et l'efficacité économique des filières et itinéraires de valorisation de la biomasse. Elle s'intéresse en particulier aux filières permettant l'utilisation de l'énergie issue de la biomasse dans des moteurs à combustion interne.

Les travaux entrepris depuis plus d'un siècle en vue de l'utilisation de poussières combustibles comme carburants pour les moteurs ne seront pas analysés dans le cadre de la présente thèse. Le lecteur est invité à se reporter à l'article de revue, spécialement consacré à ce sujet, paru dans *Progress in Energy and Combustion Science* (Piriou et al., 2012).

La présente étude comporte trois étapes. La première consiste à évaluer les performances théoriques de combustion isochore des mélanges étudiés. La seconde étape consiste en une étude expérimentale visant à mesurer les caractéristiques d'explosion des

mélanges particules/air. Enfin, la dernière étape combine les études expérimentales et numériques pour la recherche de moyens permettant d'augmenter l'efficacité de la combustion, en optimisant la dispersion des particules et la composition du mélange. Les particules solides faisant l'objet de la présente étude sont d'une part des produits commerciaux, et d'autre part des produits spécialement préparés pour ce travail par l'équipe de l'INRA.

Ce mémoire est donc organisé comme suit :

- Le **Chapitre I** est un rappel sur les explosions de poussières et leur caractérisation ;
- Dans le **Chapitre II** on procède à l'évaluation des performances théoriques de combustion isochore susceptibles d'être atteintes avec les mélanges qui font l'objet de cette étude ;
- Le **Chapitre III** décrit les différents dispositifs expérimentaux utilisés pour l'étude des caractéristiques d'explosion de ces mélanges et pour l'étude de la dispersion des particules ;
- Le **Chapitre IV** est consacré à l'analyse des résultats de l'étude expérimentale sur les caractéristiques d'explosion de suspensions de particules dans l'air et dans des prémélanges gazeux réactifs (ce que l'on nommera « mélanges hybrides ») ;
- Le **Chapitre V** présente les travaux expérimentaux et numériques réalisés afin d'analyser les mécanismes de dispersion des particules dans une enceinte fermée, et d'optimiser leur répartition ;
- Dans le **Chapitre VI** sont présentés les résultats des simulations numériques de l'explosion de mélanges diphasiques dans les conditions de l'étude expérimentale.

Le mémoire se termine par une synthèse des travaux et les perspectives qu'ouvre cette étude.

CHAPITRE I : RAPPELS SUR LES EXPLOSIONS DE POUSSIÈRES ET LEUR CARACTÉRISATION

I.1. Les explosions de poussières

L'étude des explosions de poussières n'a vraiment commencé que vers 1900, suite à de nombreux accidents mortels dans les mines. La grande majorité des études effectuées depuis cette époque l'ont été avec des enceintes fermées, cylindriques ou sphériques. Les enceintes cylindrique ont pour la plupart un faible allongement ($L/D \sim 1$), comme par exemple celle utilisée par l'U.S. Bureau of Mines (Hartmann, 1951).

La combustion des mélanges diphasiques, et plus précisément des mélanges gaz/particules solides qui nous intéressent, fait intervenir de nombreux mécanismes différents, d'où la complexité d'obtenir des résultats reproductibles et transposables d'un dispositif expérimental à l'autre. Les limites d'inflammabilité de ces mélanges sont très larges et peuvent aller de quelques dizaines de grammes par mètre cube pour la concentration limite inférieure d'inflammabilité, à quelques kilogrammes par mètre cube pour la limite supérieure, et ces limites ne sont pas toujours évaluées de manière fiable. On peut identifier six paramètres principaux permettant de caractériser les poussières :

- chaleur de combustion
- granulométrie
- présence de composants volatils
- surface spécifique des particules
- taux d'humidité
- taux de cendres

En plus de ces paramètres qui peuvent varier d'un type de particules à l'autre, d'autres facteurs propres soit au mélange, soit aux conditions expérimentales, ont un impact sur le développement de la combustion des mélanges particules/air. Wolanski (1991) a proposé une énumération des principaux facteurs intervenant dans l'explosion de mélanges gaz/particules (cf. Figure I.1).

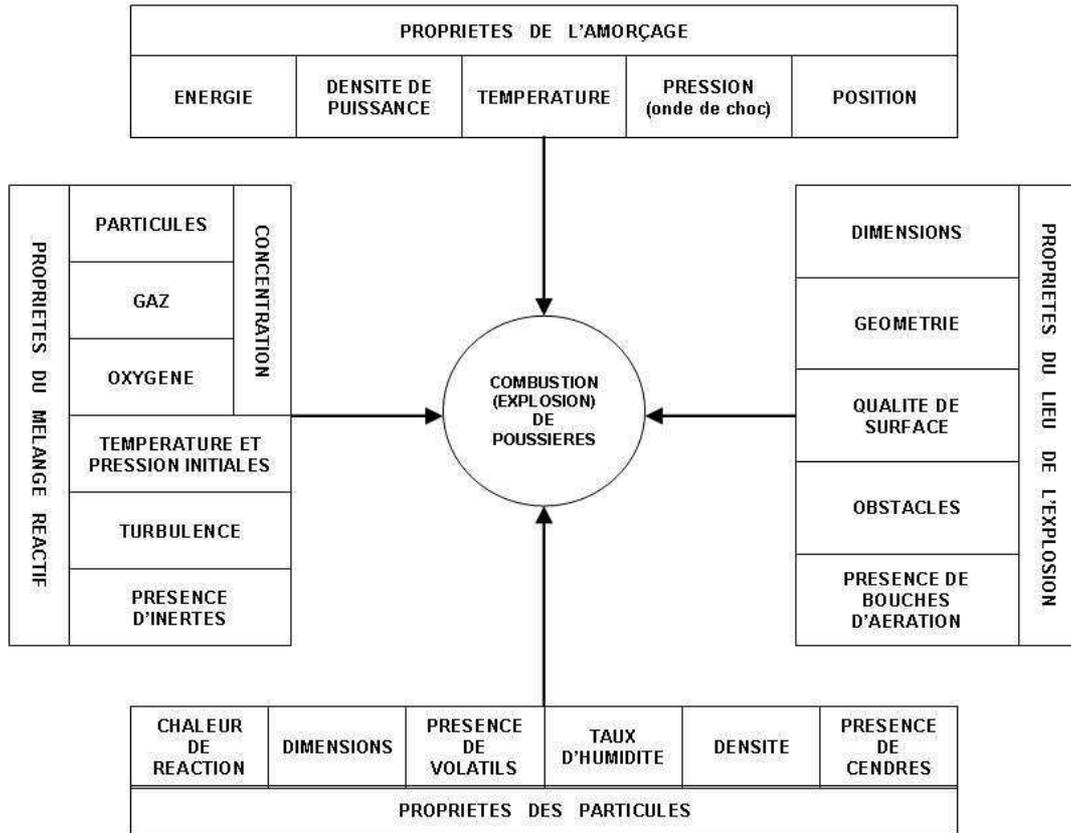


Figure I.1 : Principaux facteurs affectant les explosions de poussières, par Wolanski (1991)

La pression maximale relevée dans l'enceinte fermée est un paramètre de première importance dans les études menées sur les explosions de poussières en milieu confiné. Le taux de montée en pression, est aussi une donnée essentielle, qui intervient dans le calcul de la vitesse fondamentale de flamme, et sa valeur maximale nous intéresse plus particulièrement car il s'agit d'un paramètre de référence. La connaissance de quelques paramètres supplémentaires est nécessaire pour la mise au point de dispositifs permettant d'améliorer la sécurité dans les installations industrielles :

- MIE : l'énergie minimale d'inflammation (Minimum Ignition Energy)
- T_{inf} : la température d'inflammation
- MEC : la concentration minimale en particules pour que l'explosion ait lieu (Minimum Explosive Concentration)

I.2. *Rappels sur la combustion isochore*

I.2.1. Le modèle classique

L'un des principaux paramètres caractéristiques de la combustion de prémélanges gazeux est la vitesse fondamentale de flamme, qui correspond à la vitesse de consommation du mélange frais dans la direction normale au front de flamme. Bradley et Mitcheson (1976) ont proposé, dans le cas de la combustion à volume constant, une expression de cette vitesse uniquement en fonction de la pression, grâce à plusieurs hypothèses simplificatrices :

- le mélange initial est uniforme et au repos
- l'enceinte est une sphère fermée
- le point d'ignition est au centre de la sphère
- la flamme est laminaire
- l'enceinte est adiabatique (il n'y a pas de pertes aux parois)
- l'équation d'état des gaz parfaits est applicable

Ils ont également utilisé l'expression proposée par Lewis et Von Elbe (1961), donnant une proportionnalité directe entre la fraction massique des gaz brûlés x_b et la pression :

$$x_b = \frac{m_b}{m_i} = \frac{P - P_i}{P_{th} - P_i} \quad (\text{Eq. I-1})$$

m_b est la masse des gaz brûlés, m_i est la masse initialement présente dans l'enceinte, P est la pression instantanée dans l'enceinte, P_i est la pression initiale du mélange, et P_{th} est la pression théorique de combustion adiabatique isochore.

Ces hypothèses permettent d'utiliser la loi de compression isentropique :

$$\rho_f = \rho_i \left(\frac{P}{P_i} \right)^{1/\gamma} \quad (\text{Eq. I-2})$$

avec ρ_f la masse volumique des gaz frais, ρ_i celle du mélange frais à l'état initial, et γ le moyen des capacités calorifiques massiques des gaz frais (c_p/c_v).

A partir de ces hypothèses, Bradley et Mitcheson (1976) ont déterminé l'expression de la vitesse fondamentale de la flamme sphérique qui se développe dans l'enceinte de rayon R , sous les conditions simplificatrices énoncées précédemment :

$$S_u(t) = \frac{R}{3(P_{th} - P_i)} \left(\frac{P(t)}{P_i} \right)^{-1/\gamma} \left(1 - \left(\frac{P(t)}{P_i} \right)^{-1/\gamma} \frac{P_{th} - P(t)}{P_{th} - P_i} \right)^{-2/3} \left(\frac{dP(t)}{dt} \right) \quad (\text{Eq. I-3})$$

La vitesse fondamentale instantanée de la flamme ne dépend alors que du rayon de l'enceinte, de la pression instantanée et sa dérivée, de la pression initiale et de la pression théorique maximale de combustion adiabatique isochore.

Si on exprime cette vitesse à l'instant τ_{max} où le taux de montée en pression dans l'enceinte est maximal, on obtient l'équation suivante :

$$S_{u\tau_{max}} = \frac{R}{3(P_{th} - P_i)} \left(\frac{P_{\tau_{max}}}{P_i} \right)^{-1/\gamma} \left(1 - \left(\frac{P_{\tau_{max}}}{P_i} \right)^{-1/\gamma} \frac{P_{th} - P_{\tau_{max}}}{P_{th} - P_i} \right)^{-2/3} \left(\frac{dP}{dt} \right)_{max} \quad (\text{Eq. I-4})$$

où $P_{\tau_{max}}$ est la pression dans l'enceinte à l'instant τ_{max} . Avec cette équation, on peut comparer la vitesse fondamentale de flamme d'une expérience à l'autre, à un instant particulier. Mais les conditions de pression et de température pouvant également varier d'une expérience à l'autre, il faut aussi rapporter cette valeur de la vitesse aux conditions initiales de référence : $T_0 = 298,15$ K et $P_0 = 1,013 \cdot 10^5$ Pa. On obtient alors la relation donnée par Iijima et Takeno (1986) :

$$S_{u0\tau_{max}} = \frac{S_{u\tau_{max}}}{\left(1 + \beta \log \frac{P_{\tau_{max}}}{P_0} \right) \left(\frac{T_{\tau_{max}}}{T_0} \right)^\alpha} \quad (\text{Eq. I-5})$$

avec α et β les coefficients de sensibilité de la vitesse fondamentale de flamme, respectivement à la température et à la pression. $T_{\tau_{max}}$ est la température dans l'enceinte à l'instant τ_{max} , obtenue grâce à la loi de compression isentropique :

$$\frac{T_{\tau \max}}{T_i} = \left(\frac{P_{\tau \max}}{P_i} \right)^{\frac{\gamma-1}{\gamma}} \quad (\text{Eq. I-6})$$

La vitesse fondamentale de flamme est une caractéristique intrinsèque du mélange, dont la détermination dépend de la connaissance de $\frac{dP(t)}{dt}$, qui elle-même dépend des caractéristiques de l'enceinte. On comprend donc la difficulté de déterminer S_{II} .

1.2.2. Le cas des mélanges diphasiques

La formule (3) proposée par Bradley et Mitcheson (1976) permet de calculer la vitesse fondamentale de flamme uniquement en fonction de l'évolution de la pression dans la chambre, et des conditions initiales. Cependant, dans le cas de la combustion de mélanges particules/air, les hypothèses simplificatrices nécessaires à l'application de cette formule ne sont pas toujours vérifiées. Il y a souvent de la turbulence induite par la mise en suspension des particules, ce qui signifie que le mélange, dans la majorité des configurations expérimentales, n'est ni uniforme ni au repos. D'autres part, les pertes aux parois sont en réalité non négligeables, en particulier dans les enceintes cylindriques, largement utilisées pour caractériser les explosions de poussières. De plus, tous ces paramètres dépendent fortement du système d'injection et du type d'enceinte utilisé. Le calcul de la vitesse fondamentale de flamme dépend donc fortement des conditions expérimentales.

Dans ces conditions, seules des lois semi-empiriques permettent de déterminer facilement des grandeurs caractéristiques comparables d'un dispositif expérimental à l'autre, tout en s'affranchissant d'hypothèses simplificatrices non réalistes. Pour le cas des mélanges gazeux, Bartknecht (1980) a défini un coefficient K_G , reliant le taux maximal de montée en pression $\left(\frac{dP}{dt} \right)_{\max}$ au volume V de l'enceinte, et qui serait constant pour des conditions expérimentales semblables mais avec des enceintes de différentes tailles. Cette loi d'échelle semi-empirique pour les mélanges gazeux, appelée « loi cubique », est la suivante :

$$K_G = \left(\frac{dP}{dt} \right)_{\max} V^{1/3} \quad (\text{Eq. I-7})$$

Cette relation a été établie à partir de résultats expérimentaux, mais comme l'a montré Eckhoff (1987), elle n'est vérifiée que dans le cas de mélanges gazeux identiques, et de flammes minces, laminaires et sphériques dont les vitesses de propagation sont les mêmes. Cette loi a été étendue expérimentalement pour les mélanges gaz/particules solides, en définissant un coefficient K_{St} similaire à K_G (Bartknecht, 1980) :

$$K_{St} = \left(\frac{dP}{dt} \right)_{\max} V^{1/3} \quad (\text{Eq. I-8})$$

L'indice St est mis pour « Staub », qui signifie « poussière », en allemand, et l'indice G désigne les gaz.

Comme pour les mélanges gazeux, plusieurs chercheurs ont émis des réserves concernant le domaine de validité de cette loi cubique pour les explosions de poussières. Par exemple, Kauffman et al. (1985, 1992) et Lee et al. (1987) ont mis en évidence (cf. Figure I.2) que le coefficient K_{St} dépendait fortement du niveau de turbulence initial dans l'enceinte.

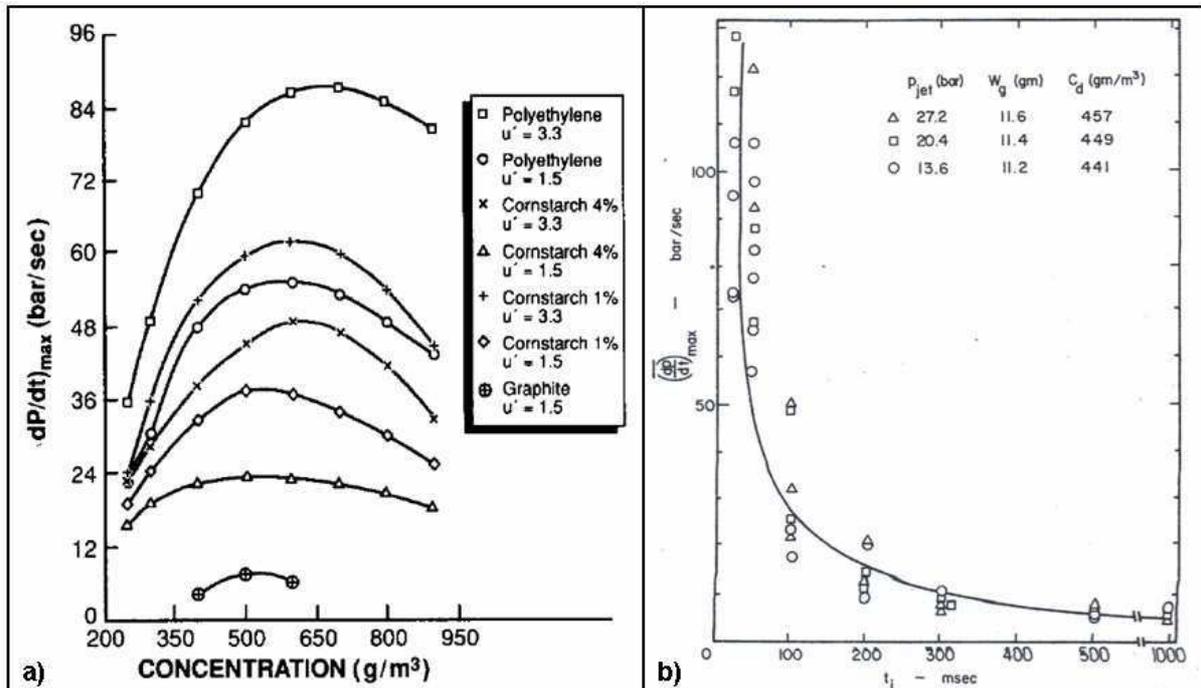


Figure I.2 : évolution de $\left(\frac{dP}{dt} \right)_{\max}$ a) en fonction du niveau de turbulence, de la concentration en particules, du type de particules et de leur taux d'humidité (Kauffman et al., 1992) et b) en fonction du délai d'inflammation et de la pression initiale dans la chambre pour des mélanges amidon/air (Lee et al., 1987)

La Figure I.2 montre aussi que pour un volume donné, $\left(\frac{dP}{dt}\right)_{\max}$ diminue quand le taux d'humidité des particules augmente, et que le niveau de turbulence diminue.

Cashdollar (1996), lui, a montré l'influence de la taille des particules sur ce même coefficient K_{St} . On peut voir sur la Figure I.3 que pour des particules de charbon de Pittsburgh, le taux de montée en pression diminue fortement avec l'augmentation de la taille des particules. On remarque également qu'il existe une taille critique de particules au-dessus de laquelle la suspension de particule ne peut s'enflammer, pour une énergie d'amorçage donnée. La taille des particules et le niveau de turbulence sont des paramètres qui peuvent fortement varier d'une configuration expérimentale à une autre, ce qui limite fortement le domaine de validité de la loi cubique pour les explosions de poussières en chambre fermée. Il convient donc de définir précisément les critères à prendre en compte pour comparer les résultats obtenus avec deux dispositifs expérimentaux différents.

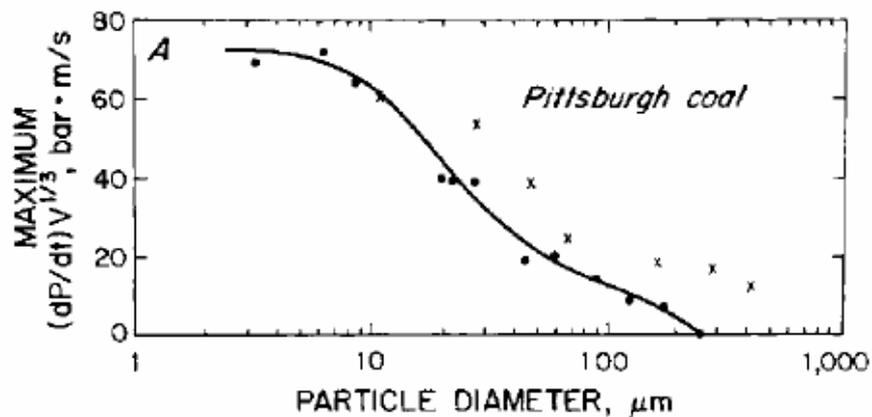


Figure I.3 : évolution de K_{St} en fonction du diamètre moyen des particules (Cashdollar, 1996)

I.3. Les tests standardisés en chambres fermées pour la détermination de K_{St}

Hartmann (1943) a été l'un des premiers à proposer une chambre d'explosion cylindrique fermée pour l'étude des explosions de poussières. Sa chambre cylindrique de 1,2 L (cf. Figure I.4) possède à sa base une coupelle métallique dans laquelle sont placées les particules.

Un jet d'air est introduit axialement par la base du tube, et redirigé vers les particules pour les disperser dans la chambre. Cette chambre a servi à la détermination de l'énergie minimale d'inflammation, de la concentration minimale d'explosion, du taux maximal de montée en pression et de la pression maximale d'explosion de nombreux types de mélanges gaz/particules. Le modèle de cette chambre a d'ailleurs été repris par la suite pour d'autres études, avec des modifications sur les dimensions de la chambre et le système de mise en suspension des particules.

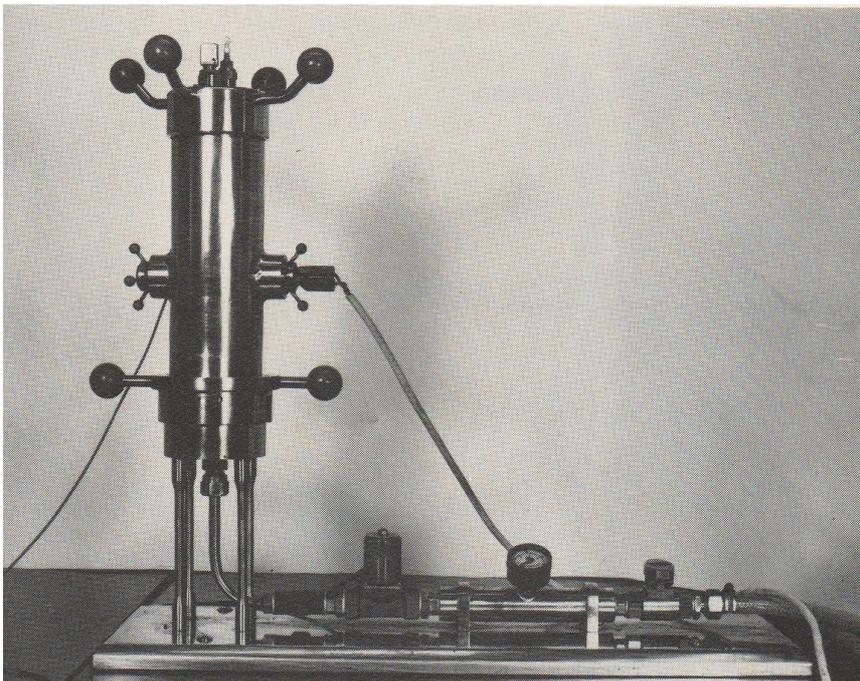


Figure I.4 : chambre d'Hartmann (1943)

En 1985, l'International Standardization Organization a fixé un dispositif standard pour établir les limites d'explosibilité des poussières en milieu clos. Le prototype qui a servi pour cette norme ISO 6184-1, a été réalisé par Bartknecht (1971).

Il s'agit d'une enceinte cylindrique de 1 m^3 , avec un système de dispersion constitué d'un tube de forme torique, percé de trous (cf. Figure I.5). Le rapport d'allongement L/D nominal est de 1, et, pour respecter la norme ISO 6184-1, il ne doit pas être supérieur à 2.

Comme le montre la Figure I.5, le système de dispersion est constitué d'un réservoir à poussière, relié à un tube perforé placé à mi-hauteur dans l'enceinte cylindrique. L'allumage se fait au centre du cylindre.

Dans le cadre de la norme ISO 6184-1, la taille moyenne des particules testées est aussi règlementée et ne doit pas excéder $63 \mu\text{m}$.

Bartknecht (1980) a utilisé plusieurs autres enceintes de volumes différents, compris entre 20 L et 10 m³.

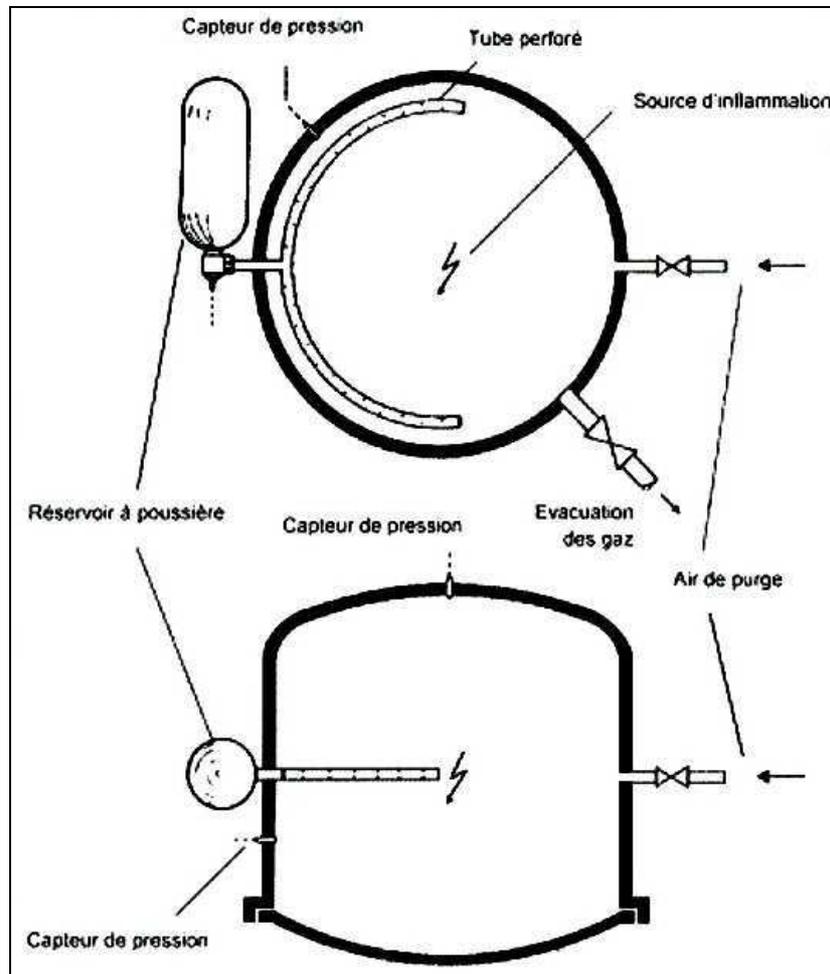


Figure I.5 : enceinte de combustion de 1 m³ de Bartknecht (1971), utilisée pour la norme ISO 6184-1

La chambre de combustion de 20 L de Siwek (1977), représentée sur la Figure I.6, a été reprise par de nombreux utilisateurs par la suite pour des expériences sur les explosions de poussières. C'est une enceinte sphérique, contenant un anneau de dispersion (un tube torique percé de trous). Les particules sont introduites dans une chambre auxiliaire, pressurisée à 20 bar. Quand la vanne séparant la chambre auxiliaire de l'enceinte de combustion s'ouvre, la poussière est propulsée dans l'anneau de dispersion, puis dans la chambre de combustion. L'allumage se fait au centre de l'enceinte sphérique, par arc électrique entre deux électrodes.

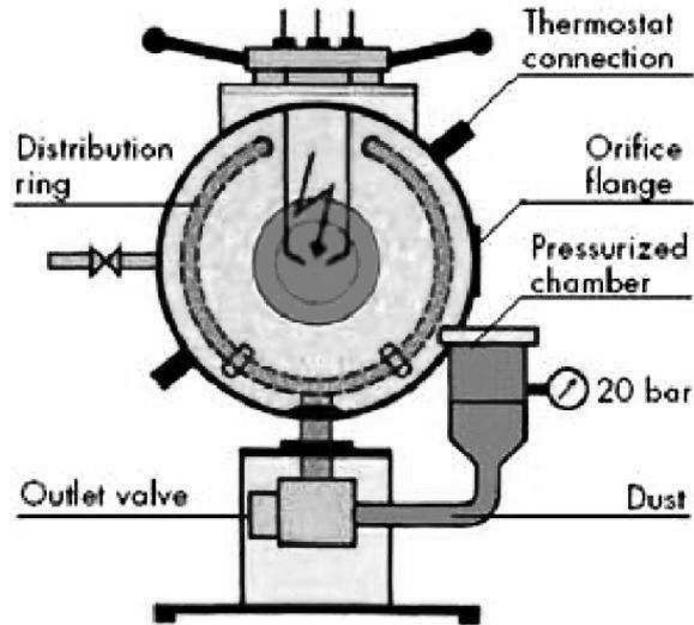


Figure I.6 : chambre de combustion sphérique de 20 L de Siwek (1977)

Siwek (1977) y a étudié l'influence du délai d'inflammation, de la teneur en oxygène du mélange, et de la pression initiale dans l'enceinte, sur le coefficient K_{St} . Avec cette enceinte, le contrôle du niveau de turbulence se fait par l'intermédiaire du délai d'inflammation. Cependant, un délai d'inflammation long, même s'il permet un niveau de turbulence faible, implique aussi qu'une partie des particules risque de s'être déposée sur les parois au moment de l'allumage. La concentration des particules réellement en suspension peut donc s'avérer plus faible que la concentration prévue par la quantité de particules injectées.

Ce même type de chambre sphérique a été repris par Kauffman et al. (1984, 1992), puis par Tai et al. (1988), mais pour un volume de $0,95 \text{ m}^3$, et avec un système de dispersion différent de celui de Siwek (1977).

L'enceinte utilisée par Kauffman et al. (1984, 1992), représentée sur la Figure I.7, est une sphère d'acier de 122 cm de diamètre, supportant une pression allant jusqu'à 10 atm. Six orifices dans la partie inférieure de la sphère servent à l'injection des particules portées par un flux d'air, et huit autres orifices dans la partie supérieure de l'enceinte servent à l'échappement.

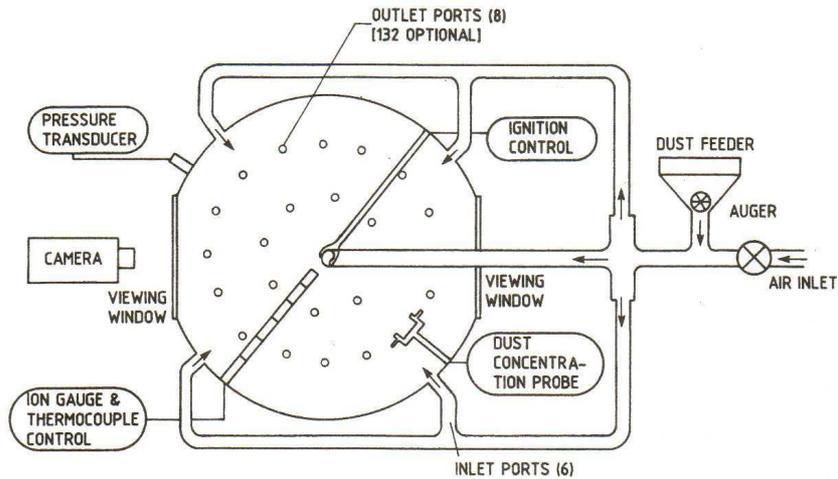


Figure I.7 : chambre de combustion sphérique de $0,95 \text{ m}^3$ de Kauffman et al. (1984)

Les particules sont introduites par une vis sans fin, puis entraînées dans l'enceinte par un flux d'air. Une sonde optique permet de contrôler la concentration en particules dans l'enceinte. L'allumage du mélange se fait par fil explosé au centre de la sphère. Les orifices d'injection et d'échappement sont fermés simultanément dès le déclenchement de l'allumage. Le flux d'air est limité de manière à minimiser le niveau de turbulence, qui n'excède pas 4,5 m/s, dans le cas des tests effectués par Kauffman et al. (1984, 1992). Cette enceinte dispose également de deux hublots permettant de visualiser la répartition des particules dans l'enceinte, ainsi que le développement de la flamme, grâce à une caméra. Grâce à la régulation du flux d'air et aux hublots de visualisation, Kauffman et al. (1984, 1992) pouvaient mesurer le niveau de turbulence dans l'enceinte au moment de l'inflammation du nuage de particules. Avec leur dispositif expérimental, ils ont donc étudié l'influence du niveau de turbulence initial sur le K_{St} , (cf. Figure I.2).

Jarosinski et al. (1991) ont choisi d'utiliser une enceinte cylindrique, légèrement plus grande que celle choisie par Hartmann (1943), de 154 mm de diamètre et de 307 mm de long, soit un rapport d'allongement de 2 et un volume de $5,6 \text{ dm}^3$. Mais à la différence de l'enceinte de Bartknecht (1971), l'allumage ne se fait pas au centre de l'enceinte, mais à 70 mm du bas de l'enceinte (cf. Figure I.8).

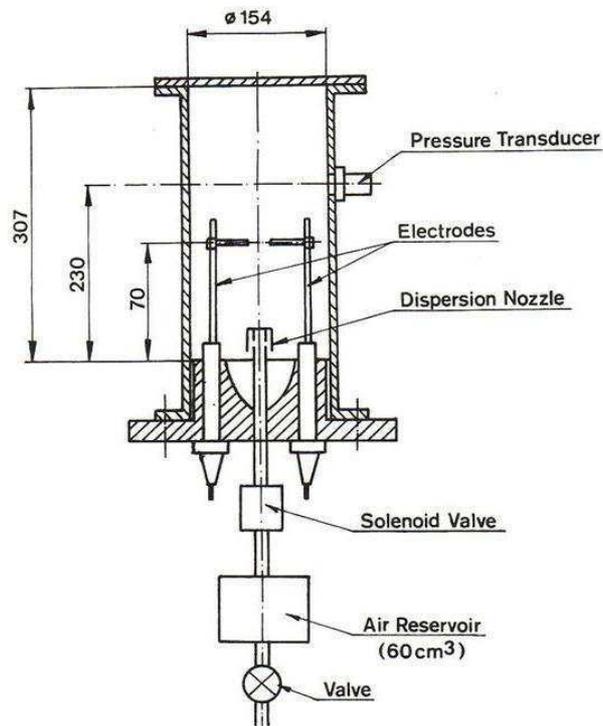


Figure I.8 : schéma de l'enceinte de combustion de Jarosinski et al. (1991)

Le système de dispersion, contrairement aux systèmes précédents, ne contient pas de tube de dispersion. On retrouve le réservoir dont l'air sous pression (jusqu'à 10 bar) entraîne les particules quand l'électrovanne s'ouvre. Puis le mélange particules/air est injecté dans l'enceinte à travers une simple buse de dispersion.

Le délai d'allumage, fixé à 200 ms, est assez long pour obtenir un mélange suffisamment homogène, et assez court pour minimiser la perte de particules par dépôt aux parois. L'inconvénient de cette valeur du délai, c'est que l'intensité de turbulence est assez élevée, mais c'est la condition nécessaire pour optimiser la combustion dans cette enceinte, avec ce système de dispersion. Avec cette chambre, Jarosinski et al. (1991) ont étudié plusieurs grandeurs caractéristiques des explosions de mélanges particules d'amidon/air (énergie minimale d'inflammation, concentration minimale d'explosion, pression maximale d'explosion, coefficient K_{St} , etc.).

Plus récemment, Bozier (2004) a étudié la dispersion et la combustion de particules d'amidon (diamètre moyen de $20\mu\text{m}$), dans une enceinte fermée de faible allongement ($L/D = 2,2$), et avec un système de dispersion par jet d'air comprimé. Il a utilisé deux chambres : l'une transparente (en PMMA) et octogonale pour observer la dispersion des particules, et

l'autre cylindrique, en acier, pour supporter la surpression générée lors de la combustion (jusqu'à 50 bar). Les deux chambres ont des dimensions similaires. Leur hauteur est de 500 mm, et le diamètre équivalent de la chambre octogonale est égal au diamètre de la chambre cylindrique, soit 230 mm. Les deux chambres ont donc un volume de 20 L (cf. §III.2). Le système de dispersion est constitué d'une injection par le bas de l'enceinte, avec deux tubes de dispersion verticaux, sur toute la hauteur de l'enceinte. Ces tubes sont alimentés par un réservoir auxiliaire d'air comprimé. L'allumage se fait au centre exact de la chambre, à l'aide d'un inflammateur pyrotechnique. Ces chambres seront décrites plus en détails aux paragraphes III.1 et III.2.

Dans cette configuration expérimentale, Bozier (2004) a déterminé l'influence des conditions initiales (délai d'allumage, temps d'ouverture de vanne, intensité de turbulence dans l'enceinte, surpression dans le réservoir auxiliaire) sur les caractéristiques d'explosion des suspensions de particules d'amidon dans l'air. Pour des mélanges amidon/air stœchiométriques, les expériences ont donné les résultats suivants :

- pression maximale : entre 1,2 et 5,7 bar
- taux maximal de montée en pression : de 1 à 100 bar/s
- coefficient K_{St} : entre 0,1 et 27 bar.m/s
- vitesse de combustion : entre 16 et 48 cm/s

Les valeurs maximales sont obtenues pour une intensité de turbulence élevée. S_u augmente avec le niveau de turbulence, qui augmente lui-même avec la surpression dans le réservoir auxiliaire.

A partir des mesures par diagnostics optiques (PIV, LDV, tomographie) faites dans la chambre transparente, Bozier (2004) a conclu que :

- le délai optimal pour obtenir un mélange diphasique avec une intensité de turbulence minimale se situe entre 500 et 700ms ;
- la concentration en particules est quasi homogène environ 450 ms après l'ouverture de vanne ;
- pour des temps compris entre 450 et 800 ms, on observe de petites structures turbulentes dont la taille varie de 6 à 12 cm.

Ces résultats confirment que l'on ne peut pas obtenir des caractéristiques de combustion maximales pour des mélanges au repos. Au contraire, plus la turbulence est importante, plus la combustion est rapide, et plus le taux de montée en pression est élevé. Si

on veut observer les performances maximales de ces mélanges, il faudrait donc un délai d'allumage inférieur à 250 ms. Si l'on souhaite plutôt déterminer les caractéristiques fondamentales de la combustion du mélange, alors on doit utiliser un mélange homogène au repos et choisir un délai d'allumage compris entre 500 et 700 ms.

I.4. Autres types de travaux sur les explosions de poussières

I.4.1. Propagation de flamme dans les tubes

Des expériences à objectif plus fondamental fournissent des informations complémentaires sur les caractéristiques d'explosion des mélanges amidon/air. Il existe par exemple plusieurs études expérimentales sur la propagation d'une flamme laminaire dans des mélanges particules d'amidon/air, effectuées dans des tubes verticaux.

a) Lee et al. (1987), par exemple, ont choisi de développer un tube de combustion (cf. Figure I.9) plutôt qu'une chambre sphérique ou cylindrique de faible allongement. Ce tube mesure 910 mm de long, pour un diamètre de 190 mm, soit un rapport d'allongement L/D de 4,8. Pour la dispersion des particules, un réservoir auxiliaire de 230 cm³ d'air sous pression (de 10 à 25 bar de surpression par rapport à la pression atmosphérique) se décharge dans un réservoir de particules, après ouverture d'une électrovanne. Les particules sont entraînées par l'air dans le tube de dispersion qui se situe à l'intérieur de l'enceinte d'explosion. Ce tube de dispersion a la même longueur que l'enceinte d'explosion, et est percé de trous sur toute sa longueur. Une tige métallique, située à 4 mm de ce tube de dispersion, sert de déflecteur, pour que le jet sortant du tube de dispersion se répartisse le plus uniformément possible dans l'enceinte, plutôt que d'impacter directement la paroi opposée. La dispersion se fait à partir du haut de l'enceinte, pour faciliter le remplissage de l'enceinte (par gravité).

Un second réservoir d'air sous pression, associé à un autre tube de dispersion permet d'augmenter le niveau de turbulence si on le souhaite. Le niveau de turbulence dans l'enceinte est donc contrôlé en faisant varier le délai d'inflammation, et en utilisant ou non ce second réservoir d'air sous pression.

L'allumage est assuré par une petite charge de poudre noire, initiée grâce à un fil explosé, et située en bas de l'enceinte d'explosion.

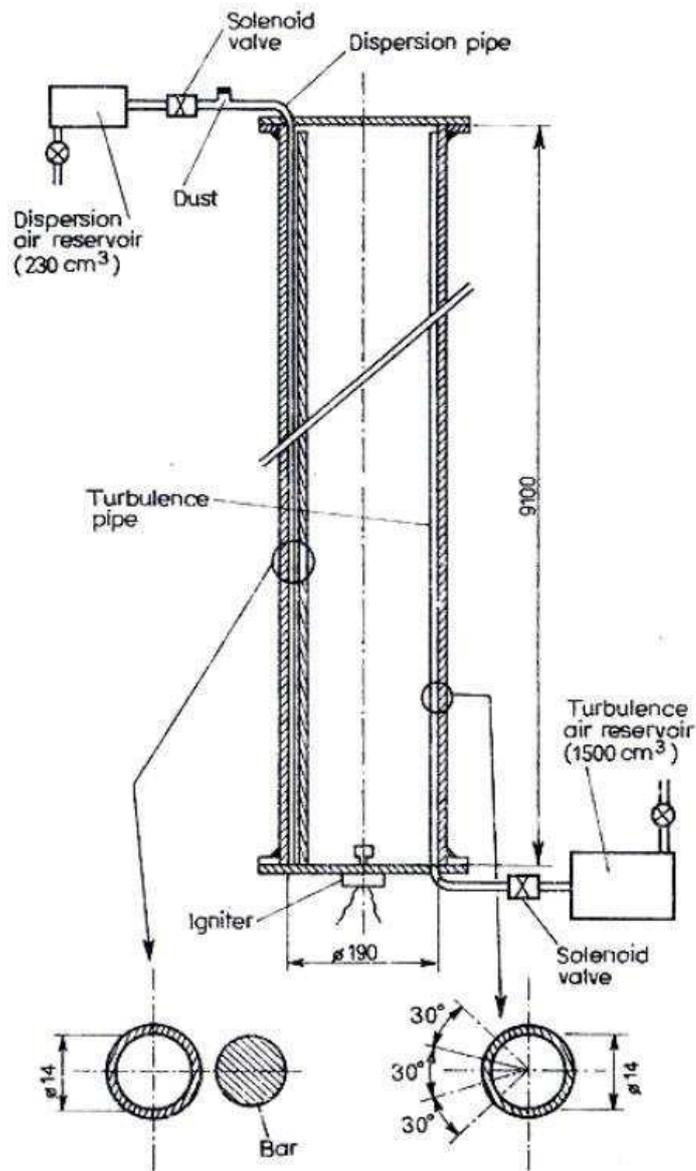


Figure I.9 : schéma du tube d'explosion de Lee et al. (1987)

Cette enceinte est davantage conçue pour l'étude d'une propagation de flamme sur de grandes distances, ce qui correspond, dans des installations industrielles, au cas de la transmission d'une explosion entre deux enceintes reliées par une canalisation. Cependant, il est assez difficile de remplir de manière homogène un tube aussi long, et les flammes sont susceptibles de générer des instabilités (par exemple acoustiques) lors de leur propagation dans le tube.

b) Proust (1988) a lui aussi développé un dispositif constitué d'un tube vertical pour étudier les caractéristiques fondamentales de propagation quasi-isobare de flammes laminares

dans les suspensions gaz/particules, pour des particules d'amidon de diamètre moyen $20\mu\text{m}$. Son dispositif expérimental comprenait un tronçon transparent, de section carrée de 20 cm de côté, et mesurant 3 m de hauteur (cf. Figure I.10).

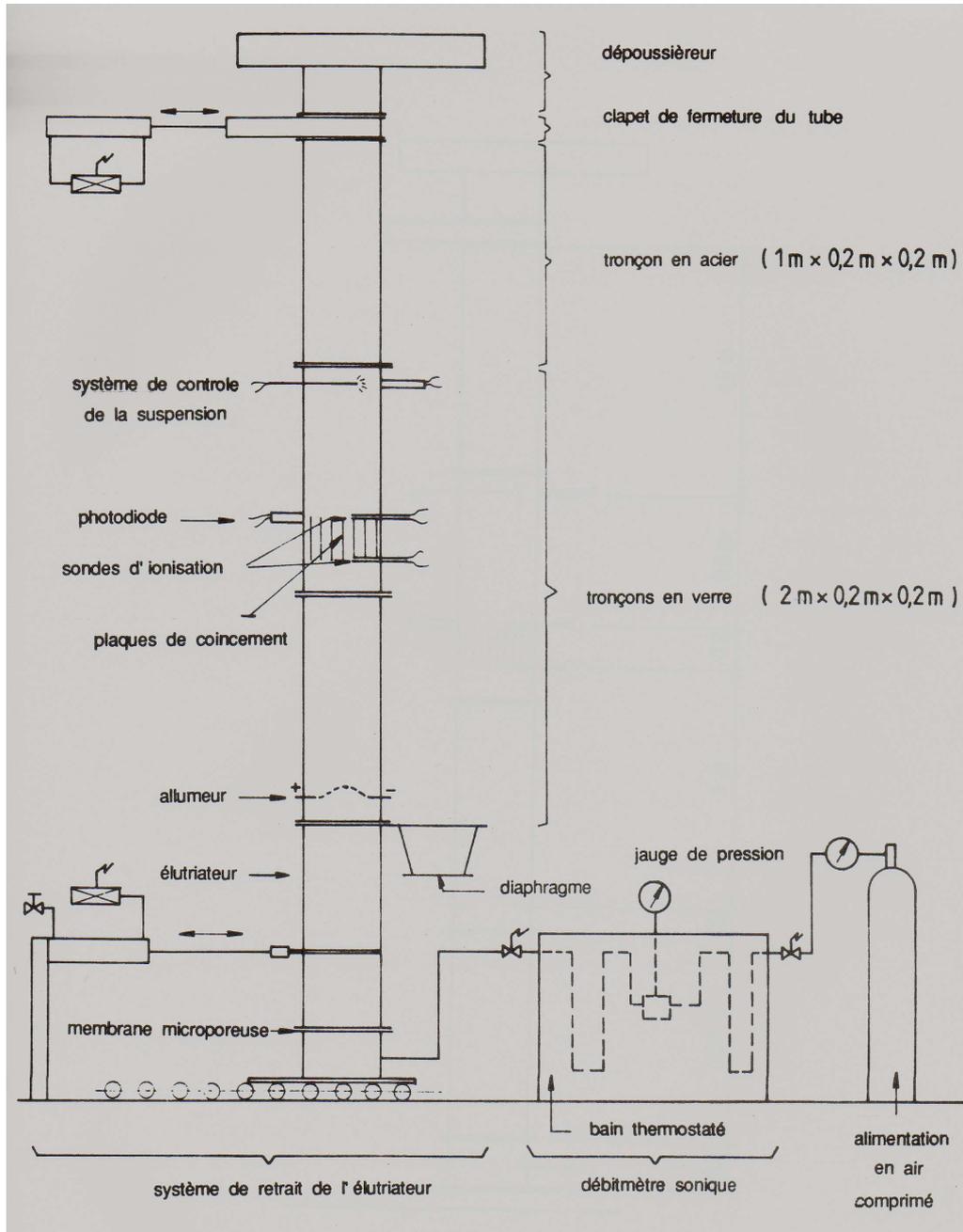


Figure I.10 : schéma du dispositif expérimental de Proust (1988)

Dans ce tube, l'influence des parois sur la propagation de la flamme est minimisée et permet de considérer la combustion comme suffisamment proche du cas adiabatique. Le système de dispersion est un élutriateur (cf. Figure I.11), dont plusieurs versions ont été

testées. Ce dispositif permet de générer une suspension assez homogène et peu turbulente, pour des concentrations en particules allant de 50 à 500 g/m³. Le dispositif d'allumage de basse énergie est un simple fil chauffé par effet Joule, qui permet l'inflammation du mélange en moins d'une seconde. Le passage du front de flamme est détecté grâce à des sondes à ionisation. Des thermocouples et des cinématographies complètent l'ensemble d'acquisition des données.

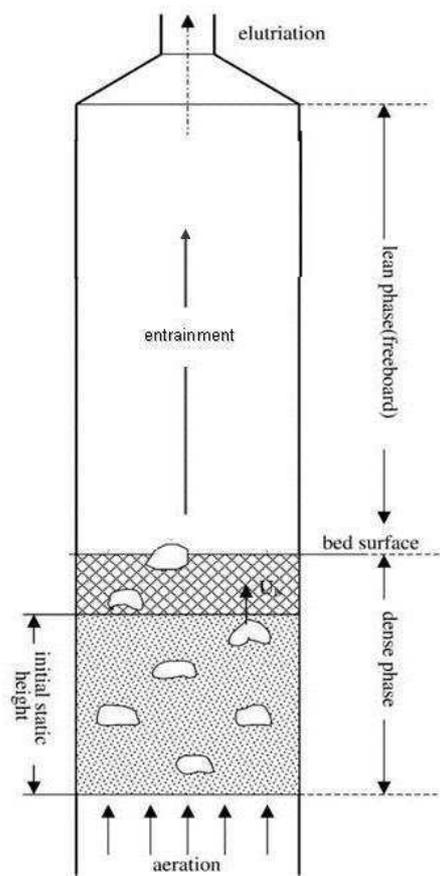


Figure I.11 : schéma-type d'un élutriateur à lit fluidisé

Ces expériences ont montré de grandes similitudes avec le cas de la propagation d'une flamme dans un prémélange gazeux de type méthane/air. Proust (1988) a notamment observé plusieurs régimes de propagation (flammes laminaires, cellulaires ou turbulentes) et un processus de propagation assez semblable à celui observé dans les gaz : préchauffage des réactifs, pyrolyse des particules avec disparition totale des particules solides en amont de la zone de combustion vive (pour le cas de particules d'amidon de 20 μ m), et enfin réaction entre les gaz issus de la décomposition et l'oxygène de l'air. Cependant, même si ces analogies avec les mélanges gazeux existent dans ce cas d'étude, les mécanismes restent fortement

dépendants des caractéristiques physico-chimiques des particules. On peut donc retrouver un comportement différent en particulier avec des particules plus grosses, dont la décomposition en gaz serait incomplète avant la zone de combustion vive. De plus, ces travaux ont montré qu'à la différence du cas des prémélanges gazeux, où les pertes par rayonnement sont négligeables, ces pertes sont importantes dans le cas des mélanges gaz/particules solides. Par ailleurs, le cas de l'amidon est particulier, car contrairement au charbon, par exemple, il peut se décomposer complètement en gaz par pyrolyse, sans laisser de résidu carboné.

Les grandeurs caractéristiques mesurées par Proust (1988) pour un mélange stœchiométrique particules d'amidon/air (240 g/m^3), avec des particules de diamètre $20 \mu\text{m}$, sont les suivantes :

- limite inférieure d'inflammabilité : $70 \text{ g/m}^3 (\pm 10 \text{ g/m}^3)$
- vitesse fondamentale de flamme : 27 cm/s
- distance de coincement : 7 mm
- épaisseur de flamme : $3 \text{ à } 4 \text{ mm}$

La limite supérieure d'inflammabilité n'a pas été déterminée.

1.4.2. Détonation des mélanges amidon/air

La détonation dans des milieux diphasiques a également fait l'objet de recherches, comme l'étude de Péraldi (1985) sur la détonation de mélanges particules d'amidon/oxygène/azote. Son dispositif expérimental consistait en un tube vertical de $4,5 \text{ m}$ de hauteur, composé de tronçons de sections carrée et circulaire. La dispersion des particules dans le tube se fait par un élutriateur à lit fluidisé, du même type que celui présenté sur la Figure I.11. Les particules d'amidon utilisées avaient un diamètre moyen de $20 \mu\text{m}$. Péraldi (1985) a observé un déficit de 30% de la célérité de détonation mesurée par rapport à la célérité de détonation de Chapman-Jouguet. Cet écart pourrait être dû au fait qu'une partie seulement de l'énergie chimique du mélange participe à l'entretien du front de détonation. Plusieurs explications peuvent être avancées, comme le propose Péraldi (1985) :

- une libération retardée d'une partie de l'énergie en raison de vitesses de réaction lentes pour tout ou partie des réactifs ;
- des pertes thermiques aux parois dans la zone de réaction ;
- des gradients de vitesse entre gaz et particules, qui créent un appauvrissement de la concentration en particules dans la zone de réaction.

La pression mesurée derrière le front de détonation (plus de 10 μ s après le passage du front) reste proche de la pression P_{CJ} . Il semble donc qu'il y ait un apport d'énergie retardé en aval du front, dû soit à l'achèvement tardif des réactions, soit au transfert de quantité de mouvement entre les gaz et les particules. Cela traduit une forte étendue de la zone de réaction, allant de 15 mm à plus de 50 mm. Cette zone ne peut donc pas être traitée comme une discontinuité (faible épaisseur). De ce fait, la théorie classique Chapman-Jouguet des détonations ne permet pas de calculer de manière satisfaisante les caractéristiques des « détonations » dans les milieux diphasiques, ce qui rend la prédiction de leurs effets d'autant plus difficile.

Veyssière, Arfi et Khasainov (1999) ont poursuivi ces travaux par la suite et ont analysé ces détonations grâce à un code de calcul numérique. Leurs résultats pour les mélanges amidon/oxygène ont montré que le paramètre contrôlant la vitesse de combustion des particules d'amidon était leur délai de gazéification. Ils ont également montré qu'il n'y avait pas désaccord entre les résultats expérimentaux de Péraldi (1985) et ceux de Zhang et Groenig (1991), les différences entre les deux pouvant être expliquées par la différence de la taille moyenne des particules, et par les dimensions du tube de détonation. Pour des mélanges « hybrides » amidon/ H_2/O_2 , les résultats numériques sont en accord avec les observations expérimentales faites par Péraldi et Veyssière (1986) et le régime prédominant de propagation de la détonation est le régime dit de « détonation dans un pseudo-gaz » : les paramètres caractéristiques de détonation sont principalement déterminés par la libération d'énergie des réactifs gazeux, alors que la compression supplémentaire dans l'écoulement aval est due à la libération retardée de l'énergie fournie par la combustion des particules d'amidon.

1.5. Configurations et conditions expérimentales choisies

La présente étude visant à obtenir des performances maximales de l'explosion de mélanges gaz/particules, pour valoriser l'énergie dégagée, nous avons choisi de reprendre les dispositifs expérimentaux mis en œuvre par Bozier (2004), qui correspondent assez bien à nos exigences. La chambre de combustion cylindrique de 20 L possède un faible allongement, compatible avec ce qu'on observe dans des chambres de combustion, et elle permet la comparaison de nos résultats avec ceux de diverses expériences effectuées avec des chambres répondant à la norme ISO 6184-1. Les deux enceintes de Bozier (2004) permettent l'étude de deux phénomènes importants : la visualisation de la dispersion des particules dans la chambre

transparente, et la mesure des caractéristiques de combustion dans la chambre en acier (cf. §III.1 et §III.2).

Concernant le choix du système de dispersion des particules, nous nous sommes basés sur les conclusions des travaux de Lee et al. (1987), Kauffman et al. (1985, 1992) et Bozier (2004), selon lesquelles la pression maximale de combustion et le K_{St} sont les plus élevés quand le niveau de turbulence dans la chambre est maximal. Nous avons donc opté, parmi les dispositifs énumérés plus haut (cf. §I.3), pour un système de dispersion impliquant un fort niveau de turbulence : la dispersion par jet d'air comprimé.

**CHAPITRE II : ESTIMATION DES PERFORMANCES
THEORIQUES DES MELANGES ETUDIES**

Dans ce chapitre, on s'intéresse aux performances théoriques, susceptibles d'être obtenues lors de l'explosion en chambre fermée, de suspensions de particules solides issues de la biomasse, et en particulier leur pression d'explosion. Ces performances peuvent être estimées en calculant les caractéristiques de combustion isochore de ces suspensions.

On présente successivement les éléments suivants :

- les propriétés des particules solides étudiées
- le code de calcul utilisé
- les résultats des calculs réalisés.

II.1. Propriétés des particules solides

Nous avons étudié deux types de particules. Les premières (amidon et cellulose) sont des particules largement disponibles dans le commerce, et représentatives des résidus de la biomasse végétale issue de l'activité agricole. Les secondes sont des particules obtenues par broyage de résidus de la biomasse végétale, et fournies par l'INRA de Montpellier. Comme l'a montré Cashdollar (1996), le taux de la combustion dépend fortement de la taille des particules. Nous avons donc choisi des particules très fines (10 à 20 μm).

II.1.1. Principaux composants des poussières issues de la biomasse végétale

De nombreuses études sur les explosions de poussières ont porté sur les particules de charbons et de métaux, en raison des accidents dans les mines, ou pour des applications telles que les explosifs et les propergols. Les études sur les particules organiques sont liées aux problèmes de stockage et de manutention des céréales et produits agricoles, et au développement des industries agro-alimentaire, chimique et pharmaceutique.

L'amidon est le principal constituant des céréales (63% dans le blé et 79% dans le maïs), et on le retrouve également en grande quantité parmi les composants utilisés dans les industries pharmaceutique et papetière. C'est un composé facile à obtenir, dont les particules sont de forme ovoïde de quelques dizaines de microns, et dont on connaît la composition chimique exacte : $(\text{C}_6\text{H}_{10}\text{O}_5)_n$. L'amidon a donc fait l'objet de nombreuses études, et la plupart des données thermochimiques le concernant sont disponibles. La cellulose est un autre

composant important de la biomasse. Elle représente plus de 50% de la biomasse végétale sur Terre et sa teneur dans le bois et la paille de blé s'élève à environ 40%.

L'amidon et la cellulose sont donc les deux composants les plus représentatifs de la biomasse végétale, et nous les utilisons ici comme composants de référence pour étudier les poudres issues de la biomasse végétale de l'industrie agricole. L'amidon et la cellulose sont deux isomères, de formule chimique réduite $C_6H_{10}O_5$. Deux paramètres physico-chimiques différencient ces isomères. Le premier est leur structure moléculaire (cf. Figure II.1 : même structure carbonée mais orientation des cycles carbonés différents au sein de la molécule), dont dépendent les mécanismes réactionnels lors de la combustion. Le second est la forme et la taille des particules (cf. Figure II.2), qui influent sur le taux de combustion.

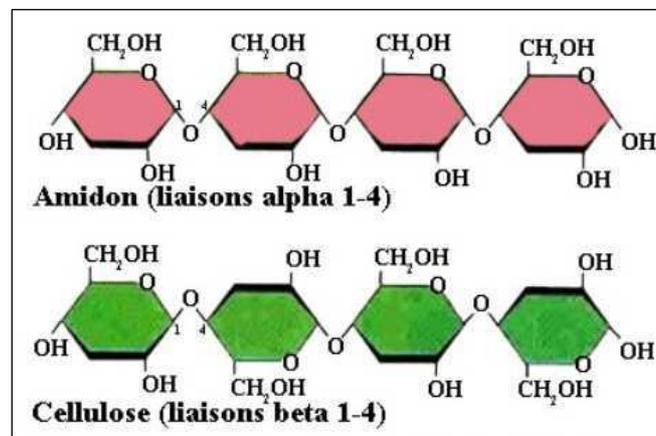


Figure II.1 : schémas des molécules d'amidon et de cellulose

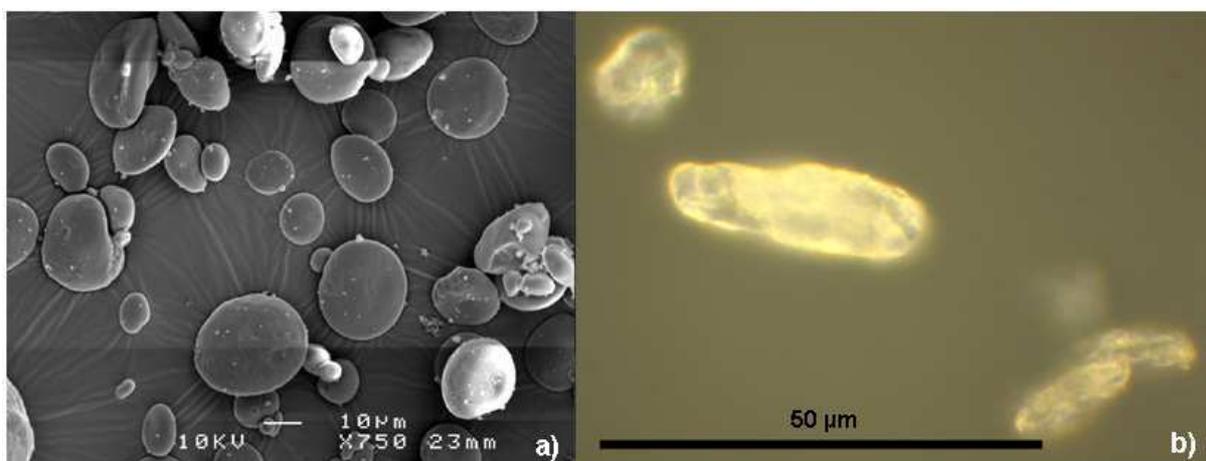


Figure II.2 : a) particules d'amidon de blé vues au microscope électronique à balayage (Bozier, 2004) et b) particules de cellulose vues au microscope optique

II.1.2. Poudres ligno-cellulosiques étudiées

Les poudres qui font l'objet de cette étude sont obtenues par broyage de résidus issus de l'activité agricole (principalement des feuilles et tiges de végétaux), et sont appelées « poudres ligno-cellulosiques » en raison de leur forte teneur en cellulose (environ 40%) et de la présence de lignine. Elles contiennent également des cendres, et des composés volatils en proportion inconnue. Ces poudres nous sont fournies par l'INRA de Montpellier, avec les spécifications suivantes (les pourcentages donnés sont les pourcentages massiques des espèces) :

- diamètre moyen des particules : 10 ou 20 μm
- deux types de broyage non spécifiés, désignés par « type A » et « type B »
- deux types de conditionnement des particules pendant le broyage (sous atmosphère inerte et sous air)
- teneur en cendres des échantillons : 6%
- taux d'humidité des échantillons livrés : 4,9%
- composition chimique (sur échantillon sec et décendré) : 43% de carbone, 6,1% d'hydrogène et 0,4% d'azote. La teneur en oxygène est obtenue par soustraction des autres espèces.

Nous avons étudié plusieurs types de ces poudres ligno-cellulosiques, avec des variations sur la granulométrie (10 et 20 μm), sur le conditionnement pendant le broyage (atmosphère inerte (I) ou air (A)) et sur le type de broyage (type A et type B). Les poudres testées sont répertoriées dans le Tableau II.1.

Type de broyage		Conditionnement	
		Inerte	Air
Granulométrie	10 μm	Type A	-
	20 μm	Types A et B	Type A

Tableau II.1 : liste des poudres ligno-cellulosiques testées

Cependant, les informations disponibles sur ces particules sont insuffisantes pour effectuer des calculs thermodynamiques, par exemple avec le code TDS (Victorov, 1998, 2001). En effet, nous ne connaissons pas la teneur en composés volatils des particules, ni les propriétés thermodynamiques de certains constituants (cendres, par exemple).

Nous avons vu que la cellulose et l'amidon sont des espèces majoritairement présentes dans les poudres ligno-cellulosiques, et nous les avons choisies comme poudres de référence. Nous disposons de données suffisantes sur ces deux espèces pour effectuer des calculs thermodynamiques, et ainsi déterminer leurs caractéristiques idéales de combustion isochore. Nous connaissons notamment leur composition exacte à travers leur formule réduite ($C_6H_{10}O_5$). Les logiciels thermodynamiques ne permettent pas de faire la différence entre les formes développées des molécules, donc la formule est la même pour la cellulose et l'amidon. Nous connaissons également leur enthalpie de formation (-225 kcal/mol), qui d'après la littérature est identique pour les deux espèces. Cette enthalpie a été utilisée par Péraldi (1985) pour ses calculs sur l'amidon, et a été déterminée par Perks et Liebman (2000) pour la cellulose microcristalline. Enfin, le dernier paramètre nécessaire aux calculs thermodynamiques est la masse volumique du matériau, dont nous connaissons la valeur pour l'amidon et la cellulose (1500 kg/m^3).

Le logiciel TDS, créé par Victorov (1998, 2001) et décrit au paragraphe II.2, est un code thermochimique qui ne prend en compte que le contenu énergétique des espèces pour effectuer les calculs, car on ignore totalement la cinétique de la réaction. La granulométrie et la surface spécifique des particules ne peuvent alors pas être prises en compte, bien qu'elles aient un impact non négligeable sur le taux de combustion. Nous ne pouvons donc pas faire la distinction entre les particules de 10 et 20 μm , ni entre les particules d'amidon et de cellulose. La sensibilité des résultats, obtenus avec TDS, au choix de la valeur de l'enthalpie de réaction est assez faible, puisqu'une variation de $\pm 10\%$ de l'enthalpie de réaction entraîne une variation de $\pm 8\%$ sur la pression théorique de combustion isochore.

II.2. Le code de calcul TDS

II.2.1 Présentation du code TDS

TDS est un logiciel créé par Victorov (1998, 2001), et permettant d'effectuer des calculs thermodynamiques pour obtenir les valeurs des grandeurs caractéristiques, et la composition des produits de combustion des milieux réactifs, à la composition chimique

complexe. Ces milieux peuvent être en état d'équilibre ou de non-équilibre (état « figé » au cours de la réaction), et être décrits par diverses équations d'état. Le code résout les équations de bilan pour un problème donné (détonation, combustion isochore, isobare...), et ce pour des milieux comprenant une large variété d'éléments et de composés chimiques. Les réactifs et les produits peuvent former des systèmes hétérogènes (multi-composants et multiphasiques). Le programme calcule tous les paramètres et les propriétés thermodynamiques du système à l'équilibre, ainsi que la composition des espèces chimiques. Le calcul est basé sur le couplage entre les équations de conservation (masse, espèces, énergie, ...) et les équations d'état à l'équilibre. Les calculs sont présentés sous forme de deux tableaux : un qui décrit l'état des gaz frais, et l'autre qui décrit l'état des produits à la fin de la réaction, calculé en fonction de trois variables indépendantes (dans notre cas : l'énergie, le volume et la fraction massique initiale des particules dans le mélange).

Nous avons donc utilisé ce programme pour calculer les caractéristiques théoriques de combustion isochore adiabatiques, pour les trois types de mélanges décrits dans la suite de ce chapitre.

II.2.2 Conditions initiales

Pour notre étude, nous avons choisi un « EV-problem », c'est-à-dire un problème où le volume et l'énergie totale restent constants dans le milieu considéré, au cours de la réaction. Ce type de problème est le plus proche de notre configuration expérimentale, et correspond à une combustion adiabatique isochore. Nous n'utilisons ici que les résultats pour le milieu en état d'équilibre. Le code TDS impose les conditions suivantes :

- répartition parfaitement homogène des espèces dans le milieu initial considéré
- mélange au repos
- prise en compte uniquement du contenu énergétique des espèces (pas d'influence de la taille ni de la forme des particules, par exemple)

Le modèle que nous utilisons est un matériau idéal, de formule réduite $C_6H_{10}O_5$. Pour tous nos calculs, nous avons choisi les conditions initiales suivantes, identiques à nos conditions expérimentales :

- pression initiale : 1,04 bar
- température initiale : 20°C soit 293,15 K
- richesse du mélange variant de 0,6 à 2,0, avec un incrément de 0,1

Nous avons effectué des calculs pour trois types de mélanges. Le premier est un prémélange gazeux servant de référence. Nous avons choisi le mélange méthane/air car le méthane est un hydrocarbure bien connu, et dont l'ordre de grandeur des temps caractéristiques de combustion isochore est le plus proche de celui des mélanges diphasiques qui font l'objet de cette étude. Les données thermodynamiques du méthane et des composants de l'air nécessaires au calcul étant déjà disponibles dans les bases de données du logiciel, les seules informations que nous avons introduites, en plus des conditions initiales de pression et de température, sont :

- la composition chimique du mélange (CH_4 , O_2 , N_2),
- les fractions massiques de O_2 et N_2 dans l'air,
- le rapport entre la masse d'oxydant et la masse de combustible.

Le second type de mélanges dont nous avons calculé les performances théoriques regroupe les mélanges particules/air. Comme on l'a dit plus haut (cf. §II.2.1), le code TDS ne fait pas la différence entre les deux isomères de référence (amidon et cellulose). De plus, les données dont nous disposons sur les poudres ligno-cellulosiques étant insuffisantes pour effectuer les calculs, nous nous sommes limités au calcul des performances théoriques de mélanges $\text{C}_6\text{H}_{10}\text{O}_{5(s)}/\text{air}$, où $\text{C}_6\text{H}_{10}\text{O}_{5(s)}$ désigne à la fois l'amidon et la cellulose. Pour ces mélanges, nous avons dû introduire, en plus des conditions initiales de pression et de température, les données suivantes :

- la formule réduite des espèces : $\text{C}_6\text{H}_{10}\text{O}_{5(s)}$, O_2 et N_2 ;
- les fractions massiques de O_2 et N_2 dans l'air ;
- le rapport entre la masse d'oxydant et la masse de combustible ;
- l'enthalpie de formation de $\text{C}_6\text{H}_{10}\text{O}_{5(s)}$: -225 kcal/mol
- la masse volumique de $\text{C}_6\text{H}_{10}\text{O}_{5(s)}$: 1500 kg/m^3 .

Les derniers mélanges que nous avons étudiés sont que l'on nomme « mélanges hybrides » $\text{C}_6\text{H}_{10}\text{O}_{5(s)}/\text{CH}_4/\text{air}$, et pour lesquels l'énergie libérée lors de la combustion provient à la fois du gaz combustible et des particules solides. Nous avons effectué des calculs pour des mélanges hybrides obtenus à partir de mélanges méthane/air pauvres, de richesses 0,6, 0,5, 0,4 et 0,3, auxquels on ajoute de la cellulose ($\text{C}_6\text{H}_{10}\text{O}_{5(s)}$) pour obtenir des mélanges de richesse globale allant de 0,7 à 2,0. Pour ces mélanges hybrides, nous avons dû indiquer la pression et la température initiales du mélange, ainsi que les paramètres suivants :

- la formule réduite des espèces : $C_6H_{10}O_{5(s)}$, CH_4 , O_2 et N_2 ;
- les fractions massiques de CH_4 , O_2 et N_2 dans la phase gazeuse ;
- le rapport entre la masse des oxydants (y compris l'oxygène contenu dans les particules solides) et la masse des combustibles (gazeux et solide) ;
- l'enthalpie de formation de $C_6H_{10}O_{5(s)}$: -225 kcal/mol ;
- la masse volumique de $C_6H_{10}O_{5(s)}$: 1500 kg/m^3 .

Le Tableau II.2 montre, à titre d'exemple, l'ensemble des paramètres du mélange initial et de ses composants, qui sont nécessaires au calcul des performances théoriques de combustion isochore d'un mélange méthane/air de richesse 0,6. On peut y voir les données introduites par l'utilisateur, citées plus haut, surlignées en jaune. Toutes les autres données figurant dans le tableau sont calculées automatiquement par TDS à partir des données de l'utilisateur, des bases de données du logiciel, et des équations intrinsèques au code de calcul.

Weight fractions of fuel reactants, %	
CH4	100
T/d parameters of fuel	
Mol.weight, kg/kmole	16.043
Valency, 1/kg	0.498659
Temperature, K	293.15
Volume, cub.m/kg	1.46082
Density, kg/cub.m	0.684548
Entropy, J/(kg*K)	1.16E+04
Internal energy, J/kg	-4.83E+06
Enthalpy, J/kg	-4.68E+06
Weight fractions of oxidizer reactants, %	
N2	76.7
O2	23.3
T/d parameters of oxidizer	
Mol.weight, kg/kmole	28.8506
Valency, 1/kg	-0.0291261
Temperature, K	293.15
Volume, cub.m/kg	0.812319
Density, kg/cub.m	1.23104
Entropy, J/(kg*K)	7.08E+03
Internal energy, J/kg	-8.95E+04
Enthalpy, J/kg	-5.06E+03

Concentrations of fuel and oxidizer in the initial mixture	
m[oxid.]/m[fuel]	28.5345
Weight fract.of fuel, %	3.38587
Mole fract.of fuel, %	5.92866
T/d parameters of the initial mixture (fuel + oxidizer)	
Mol.weight, kg/kmole	28.0913
Valency, 1/kg	-0.011256
Temperature of fuel, K	293.15
Temperature of oxid., K	293.15
Pressure, bar	1.04
Volume, cub.m/kg	0.834277
Density, kg/cub.m	1.19864
Entropy, J/(kg*K)	7.30E+03
Internal energy, J/kg	-2.50E+05
Enthalpy, J/kg	-1.63E+05
T/d parameters of the products	
Internal energy, J/kg	-2.50E+05
Density, kg/cub.m	1.19864

Tableau II.2 : données d'entrée pour le calcul de la combustion isochore adiabatique d'un mélange CH₄/air de richesse 0,6 avec le code TDS

Le Tableau II.3 montre, à titre d'exemple, les résultats d'un calcul avec le code TDS, pour un mélange CH₄/air de richesse 0,6. On y trouve notamment la pression et la température maximales de combustion isochore, la proportion de phase gazeuse et de phase solide (quand il y a du carbone solide, pour des richesses très élevées), et la composition du mélange final, avec notamment les fractions molaires de polluants tels que le CO₂, le CO et le NO.

T/d parameters of the products	
Temperature, K	2016.18
Pressure, bar	7.15562
Density, kg/cub.m	1.19864
Volume, cub.m/kg	0.834279
Mol.weight, kg/kmole	28.08
Energy parameters of the products	
Entropy, J/(kg*K)	8.89E+03
Internal energy, J/kg	-2.50E+05
Enthalpy, J/kg	3.47E+05

Helmholtz energy, J/kg	-1.82E+07
Gibbs energy, J/kg	-1.76E+07
Equilibrium differential parameters of the products	
Cp, J/(kg*K)	1.50E+03
Cv, J/(kg*K)	1.20E+03
Cp/Cv	1.24963
Sound velocity, m/s	863.655
Ks, Pa	8.94E+05
Kt, Pa	7.15E+05
Beta, 1/K	4.98E-04
[dln(p)/dln(v)]s	-1.24946
[dln(p)/dln(v)]T	-0.999861
[dln(p)/dln(T)]v	1.00462
Mole fractions of phases, %	
Gaseous phase	100
Mole fractions of components of phase "Gaseous phase", %	
N2	74.0306
H2O	11.7909
CO	0.0120368
H2	0.00523844
CO2	5.91424
H	0.00049111
OH	0.112037
NO	0.495857
O2	7.62922
O	0.00781476

Tableau II.3 : résultats obtenus avec le code TDS pour la combustion isochore adiabatique d'un mélange CH₄/air de richesse 0,6

Notons que le coefficient polytropique γ , qui est égal à $-\left(\frac{d \ln(P)}{d \ln(V)}\right)_s$, vaut 1,25 (cf.

Tableau II.3, élément surligné en vert).

Nous allons maintenant analyser les résultats des calculs en commençant par le cas des mélanges méthane/air.

II.3. **Caractéristiques théoriques de combustion isochore des mélanges méthane/air**

Pour l'ensemble des richesses considérées, pour les mélanges méthane/air, on a obtenu la dépendance de la pression en fonction de la richesse figurant sur la Figure II.3. On observe une évolution de la pression, classique pour un hydrocarbure, avec un maximum atteint pour un mélange légèrement riche, et dans ce cas précis, pour un mélange de richesse 1,1, avec une pression maximale de 9,5 bar, ce qui correspond bien aux valeurs que l'on trouve dans la littérature.

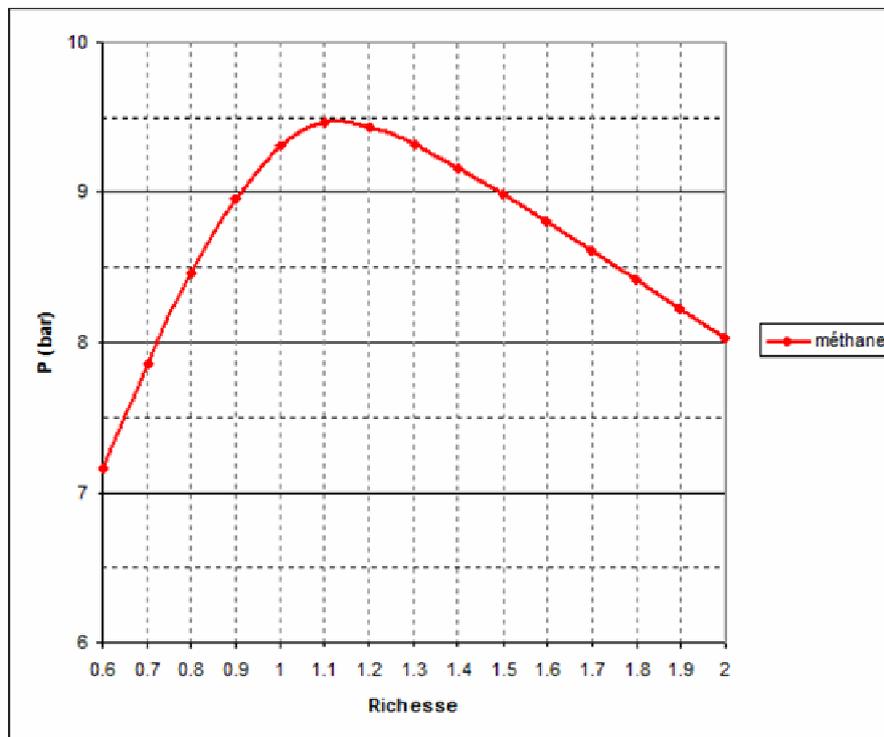


Figure II.3 : évolution de la pression théorique de combustion isochore adiabatique de mélanges méthane/air en fonction de la richesse du mélange

II.4. **Caractéristiques théoriques de combustion isochore des mélanges $C_6H_{10}O_5(s)$ /air**

Pour les mélanges $C_6H_{10}O_5(s)$ /air, qui représentent à la fois les mélanges amidon/air et les mélanges cellulose/air, nous avons obtenu la dépendance de la pression en fonction de la

richesse et aussi de la concentration en particules correspondante du mélange (cf. Figure II.4). On obtient une évolution de la pression proche de celle du méthane, avec des valeurs légèrement supérieures, et un maximum de la pression de 11,4 bar pour les mélanges de richesse 1,2 (contre 9,5 bar pour les mélanges méthane/air).

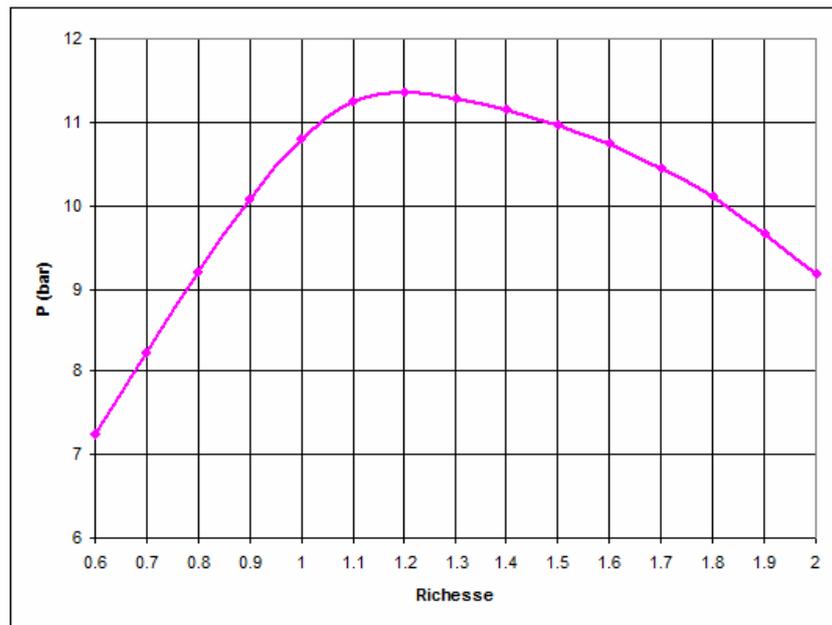


Figure II.4 : évolution de la pression maximale de combustion isochore adiabatique pour des mélanges cellulose/air en fonction de la richesse

Nous avons vu que le code de calcul TDS permet également d'obtenir la composition du mélange final. Pour cette étude visant à valoriser l'énergie libérée par la combustion de mélanges particules/air, et dans un contexte où la pollution est au cœur des préoccupations, nous nous sommes intéressés non seulement aux performances énergétiques de la combustion de ces mélanges, mais aussi à la production de polluants et de résidus solides imbrûlés. En l'occurrence nous avons pris en compte la production, pour les mélanges particules/air, de monoxyde de carbone (CO) et de monoxyde d'azote (NO) (cf. Figure II.5) et l'avons comparée à celle de la combustion de mélanges méthane/air.

On observe que la production de CO par la combustion de mélanges cellulose/air devient très supérieure à celle de la combustion de mélanges méthane/air pour les mélanges riches, alors que la production de NO est quasiment la même pour les deux types de mélanges. On remarque aussi que les mélanges de richesse 1,2 environ, permettent un compromis entre la minimisation de production de CO et celle de NO.

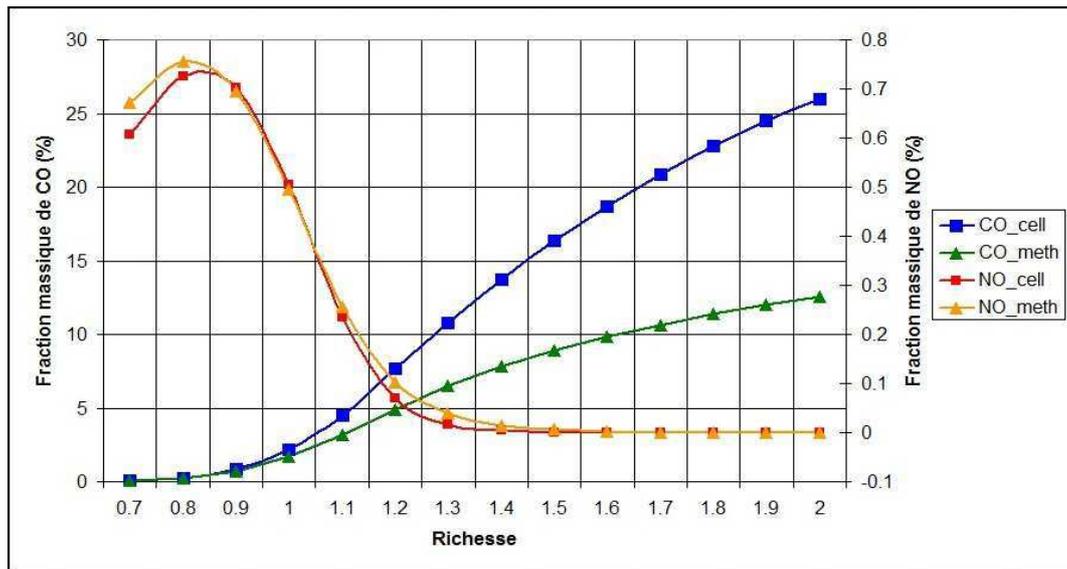


Figure II.5 : fractions de CO et NO dans les produits de la combustion isochore adiabatique de mélanges $C_6H_{10}O_{5(s)}$ /air et méthane/air en fonction de la richesse des mélanges

Des résultats complémentaires sur la détonation CJ de mélanges $C_6H_{10}O_{5(s)}$ /air sont fournis dans l'ANNEXE I.

II.5. Caractéristiques théoriques de combustion isochore des mélanges hybrides méthane/cellulose/air

Le graphique de la Figure II.6 montre les pressions théoriques de combustion isochore calculées pour les mélanges CH_4 /air, $C_6H_{10}O_{5(s)}$ /air et $C_6H_{10}O_{5(s)}/CH_4$ /air, en fonction de la richesse globale du mélange. Pour le cas des mélanges hybrides, nous avons quatre courbes, chacune correspondant à une richesse du prémélange gazeux. La Figure II.7 représente ces mêmes évolutions de la pression de combustion isochore (exceptée celle du mélange CH_4 /air), tracées en fonction de la concentration en particules du mélange.

Sur la Figure II.6, on remarque qu'en fonction de la richesse, l'évolution de la pression théorique de combustion isochore, pour les mélanges hybrides étudiés, est plus proche de celle des mélanges $C_6H_{10}O_{5(s)}$ /air que de celle des mélanges CH_4 /air. On a par exemple une pression comprise entre 10,3 et 10,8 bar pour les mélanges hybrides considérés, à la richesse

globale 1,2, contre 11,4 bar pour un mélange cellulose/air de même richesse, et seulement 9,4 bar pour un mélange méthane/air. Les mélanges $C_6H_{10}O_{5(s)}$ /air et les mélanges hybrides, d'après les calculs théoriques, seraient plus performants que les mélanges gazeux CH_4 /air en termes de pression de combustion isochore. Mais on peut s'attendre à ce que, pour les mélanges hybrides, le problème d'inflammation des particules soit moins limitant que pour les mélanges $C_6H_{10}O_{5(s)}$ /air seuls en raison de la présence du gaz combustible.

On constate également que pour une même richesse globale, plus le mélange hybride contient une faible quantité de méthane (et donc une forte quantité de particules), plus la pression de combustion isochore est élevée. D'après les observations précédentes, les pressions atteintes avec les mélanges cellulose/air sont plus importantes que celles atteintes avec les mélanges méthane/air, il est donc logique de retrouver, dans les mélanges hybrides, un apport énergétique plus important avec les particules de cellulose qu'avec le méthane.

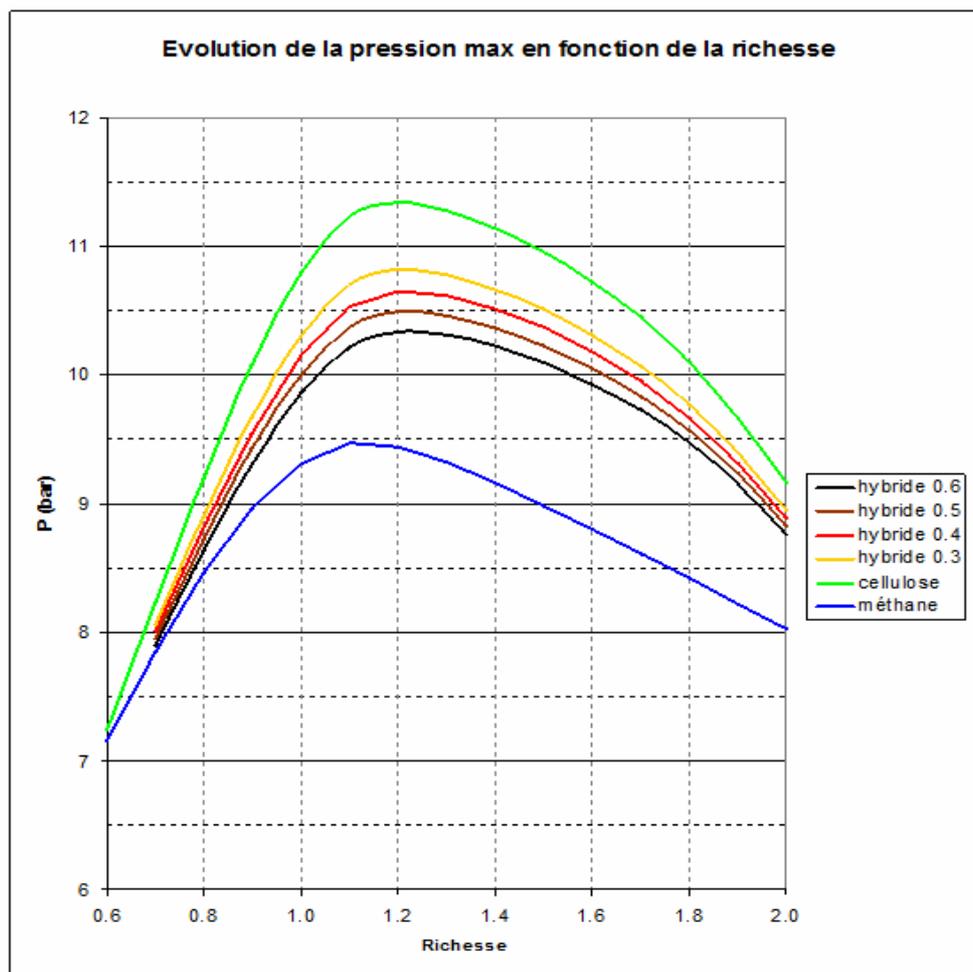


Figure II.6 : évolution de la pression de combustion isochore adiabatique en fonction de la richesse globale des mélanges, d'après le code de calcul TDS

Comme on peut le voir sur la Figure II.7, pour une concentration en particules du mélange de 130 g/m^3 , on obtient, en théorie, un gain pouvant aller de 20 à 30%, sur la pression de combustion isochore, entre un mélange cellulose/air seul et les mélanges hybrides. Ces derniers semblent donc présenter un fort intérêt pour les mélanges à faible concentration en particules.

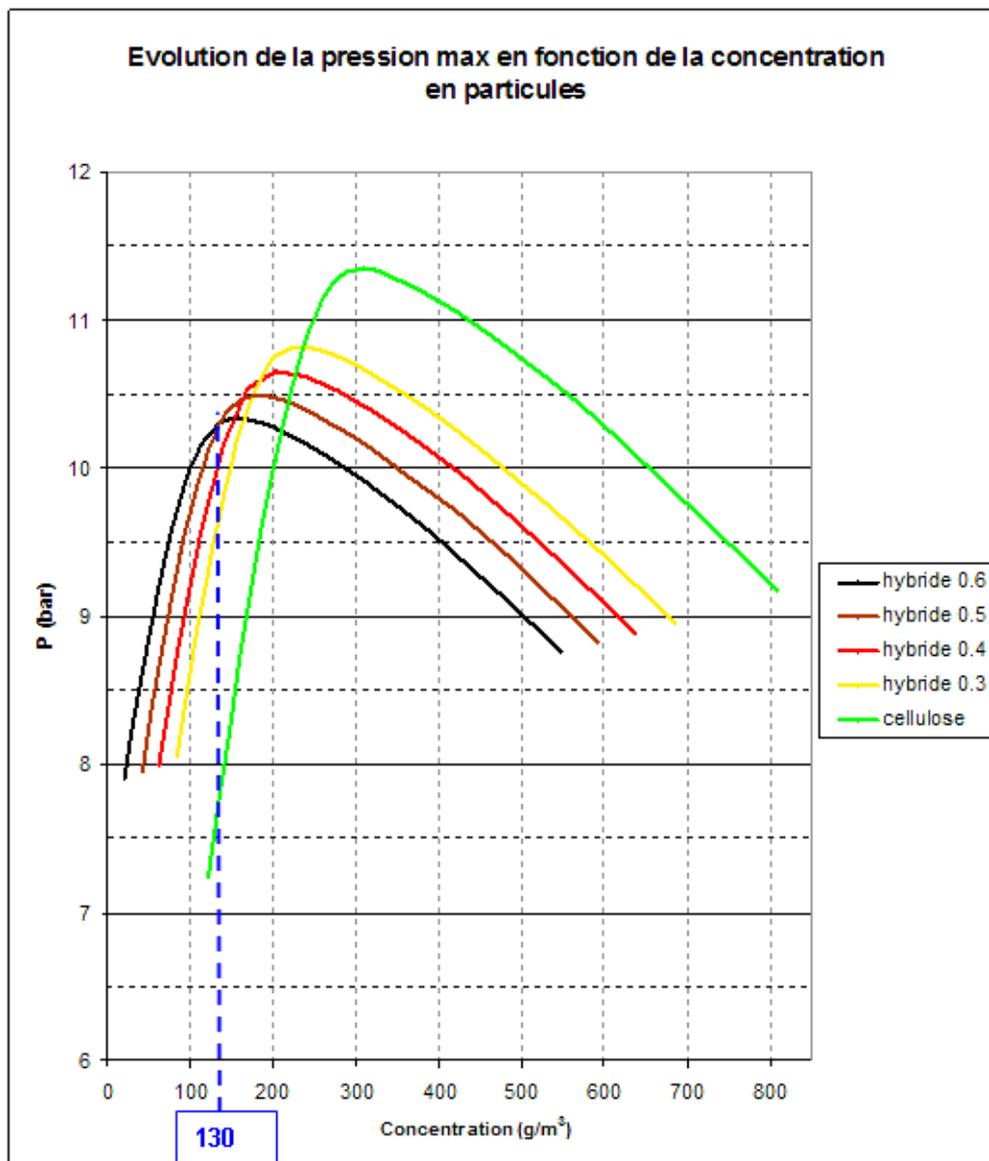


Figure II.7 : évolution de la pression de combustion isochore adiabatique en fonction de la concentration en particules, d'après le code de calcul TDS

Des résultats complémentaires sur l'évolution de la température de combustion isochore de ces mélanges figurent dans l'ANNEXE I.

II.6. Conclusions

D'après les calculs effectués avec le code de calcul thermodynamique TDS, les mélanges amidon/air et cellulose/air, qui font l'objet de la présente étude, sont susceptibles de fournir une pression de combustion isochore supérieure à celles mélanges hydrocarbure/air. Cette différence entre les mélanges avec particules et les mélanges gazeux s'explique par le fait que, à contenu énergétique équivalent, dans le cas des particules, l'énergie est contenue dans un volume très faible par rapport au cas des gaz. Il y a donc un travail d'expansion pendant la réaction, lors de la pyrolyse des particules, ce qui implique une augmentation de la pression. Cependant, comme cela a été évoqué dans le paragraphe I.4.1, Proust (1984) a montré que les pertes thermiques (en particulier les pertes par rayonnement) étaient importantes dans la combustion de mélanges particules/air, contrairement au cas des mélanges méthane/air où les pertes par rayonnement sont négligeables. Or, les pertes thermiques ne sont naturellement pas prises en compte dans le code thermodynamique TDS. Il convient donc de rester prudent quant à ces résultats théoriques et au gain qui pourrait être apporté par des mélanges particules/air par rapport à des mélanges gazeux. Il faudra vérifier, par l'expérience, l'importance effective du gain en pression d'explosion, ainsi que l'influence de la composition du mélange sur le taux de montée en pression.

Les prédictions théoriques à partir de TDS ne peuvent pas non plus tenir compte de la taille des particules, de leur forme, ni de leur porosité, or, comme cela a été mentionné au paragraphe I.2.2, ces paramètres ont un effet important sur les performances de ces mélanges.

On a pu voir également, concernant la production de polluants pour les mélanges $C_6H_{10}O_{5(s)}$ /air et méthane/air, que le meilleur compromis entre la production de CO et celle de NO était pour un mélange de richesse 1,2.

Concernant les mélanges hybrides, c'est-à-dire les mélanges $C_6H_{10}O_{5(s)}/CH_4$ /air, il semblerait qu'ils soient particulièrement avantageux pour de faibles concentrations en particules et de faibles richesses partielles en méthane. Or on cherche justement à obtenir les meilleures performances énergétiques possibles pour une quantité de carburant (gazeux et solide) la plus faible possible, tout en ayant une inflammation systématique du mélange. Il faudra donc vérifier les bonnes performances de ces mélanges par l'expérience.

CHAPITRE III : MONTAGE EXPERIMENTAL

L'étude de l'explosion en enceinte fermée des suspensions de particules solides doit être effectuée dans une chambre qui puisse tenir la pression d'explosion. Dans notre cas, il s'agit d'une chambre cylindrique, ce qui rend difficile la mise en œuvre de diagnostics optiques. Pour des raisons pratiques, nous avons donc choisi d'utiliser une chambre différente pour l'étude de chaque phénomène (combustion et dispersion des particules). Les montages utilisés pour la présente étude reprennent les deux chambres qui avaient été réalisées par O. Bozier (2004) dans le cadre d'une étude précédente sur l'explosion de poussières d'amidon.

Ce chapitre présente d'abord le dispositif expérimental qui a servi à la mesure des caractéristiques de combustion, puis celui qui a été utilisé pour l'étude du processus de dispersion des particules dans la chambre.

III.1. Dispositif expérimental pour l'étude des caractéristiques d'explosion

III.1.1. L'enceinte

Cette étude s'appuie sur la même méthodologie que celle utilisée par O. Bozier (2004) pour l'étude des caractéristiques d'explosion d'une suspension de particules. Afin de pouvoir comparer nos résultats avec ceux qu'il a obtenus avec les particules d'amidon, nous avons pris la même chambre de combustion (cf. Figure III.1) : une chambre cylindrique, de volume 20 L, et de rapport d'allongement $L/D = 2,2$ ($L = 500$ mm et $D = 232$ mm). Cette enceinte en acier résiste à des pressions d'environ 50 bar (les pressions estimées pour nos expériences ne dépassent généralement pas 10 bar).

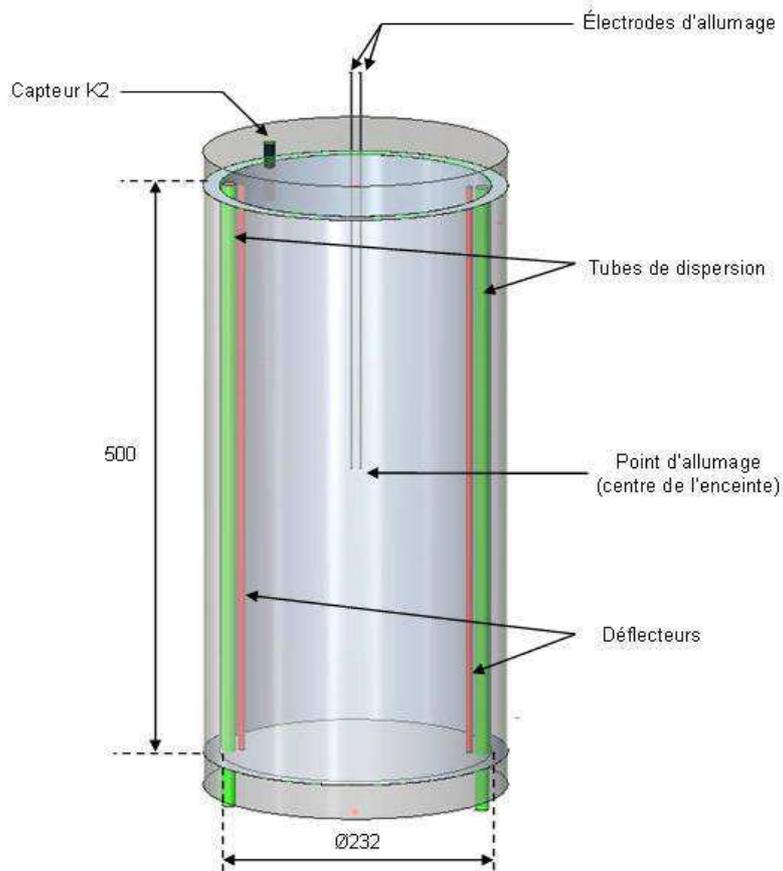


Figure III.1 : schéma de l'enceinte d'explosion (cotes en mm)

III.1.2. Le système de dispersion des particules

Pour générer la suspension de particules, nous utilisons le système représenté sur la Figure III.2, qui est constitué :

- de deux cannes de dispersion de longueur 63 cm (qu'on appellera cannes d'injection), diamétralement opposées dans l'enceinte, et dans lesquelles on introduit les particules. Elles sont percées sur toute leur longueur d'orifices de diamètre variant entre 0,9 et 1,1 mm, disposés le long d'une génératrice comme indiqué sur le schéma de la Figure III.2.
- d'un réservoir d'air sous pression de 265 cm³,
- et d'une électrovanne (ASCO SCG287A001) qui permet de contrôler l'instant et la durée de décharge du réservoir dans les cannes d'injection.

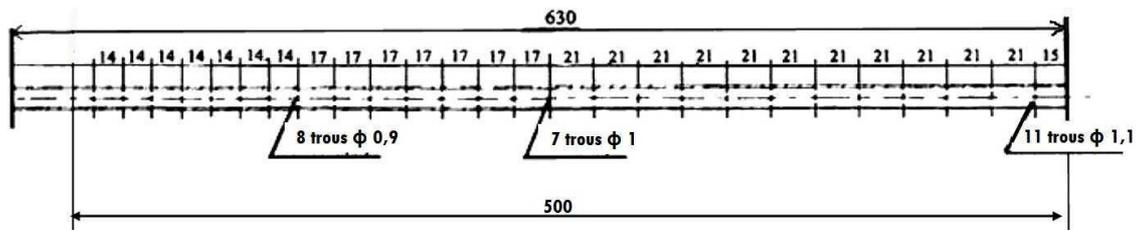


Figure III.2 : canne utilisée pour la dispersion des particules

Pour créer la suspension dans l'enceinte, on introduit les particules à disperser dans les cannes d'injection. Quand l'électrovanne s'ouvre, le réservoir d'air sous pression se décharge dans les cannes d'injection, puis dans l'enceinte grâce aux orifices des cannes. Ces orifices sont disposés suivant une génératrice, le long de chaque canne, qui est tournée vers l'axe central de l'enceinte. Des déflecteurs placés face à la rangée de trous (en rouge sur la Figure III.3) sont destinés à améliorer l'homogénéisation de la suspension dans l'enceinte (cf. Figure III.3, coupe A-A).

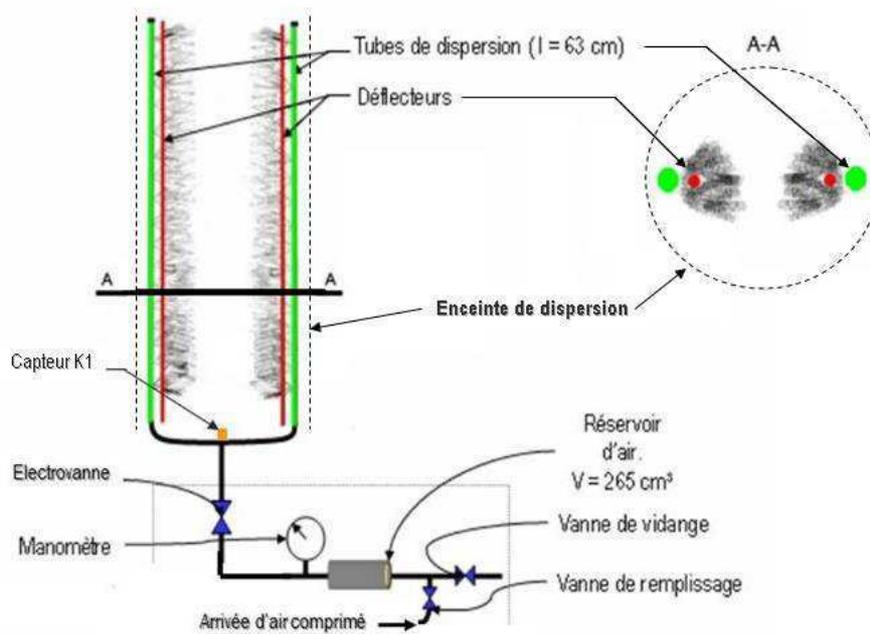


Figure III.3 : schéma du système de dispersion

III.1.3. Les dispositifs d'allumage

Pour effectuer l'allumage de la suspension de particules, deux électrodes montées dans le couvercle de l'enceinte (cf. Figure III.1) permettent de positionner le point d'allumage sur l'axe central de l'enceinte. Dans la plupart de nos expériences, on procède à l'allumage au

centre de la chambre. Ces électrodes sont utilisées pour les deux dispositifs d'allumage décrits ci-après : un système par arc électrique, et un système par inflammateur pyrotechnique.

III.1.3.1. Système d'allumage par arc électrique

Le système d'allumage par arc électrique est composé d'un générateur haute tension, dont la décharge initie un arc entre les électrodes, et d'un générateur basse tension qui fournit ensuite l'énergie d'allumage par décharge de condensateurs, et dont la tension et le courant délivrés, ainsi que la durée de maintien de l'arc, sont ajustables. Plusieurs études ont montré qu'il est nécessaire d'avoir un système de génération d'arc électrique ayant des caractéristiques particulières. Boyle et Llewellyn (1950), puis Parker (1985), ont montré l'influence de la durée de maintien de l'arc électrique sur l'énergie minimale d'inflammation de suspensions de particules dans l'air, pour plusieurs types de particules. L'onde de choc initiée par l'arc électrique repousse les particules. Il faut donc que l'arc dure un certain temps (qui dépend de la puissance de la source électrique et du type de particules que l'on souhaite enflammer) pour réussir à enflammer la suspension de particules. Ballal (1980) a, quant à lui, montré l'influence de la distance inter-électrodes sur l'énergie minimale d'inflammation d'une suspension de particules, pour différents types de particules (cf. Figure III.4). Norberg et al. (1988) ont déterminé que la distance inter-électrodes optimale pour enflammer des suspensions de particules solides était de 6 à 8 mm.

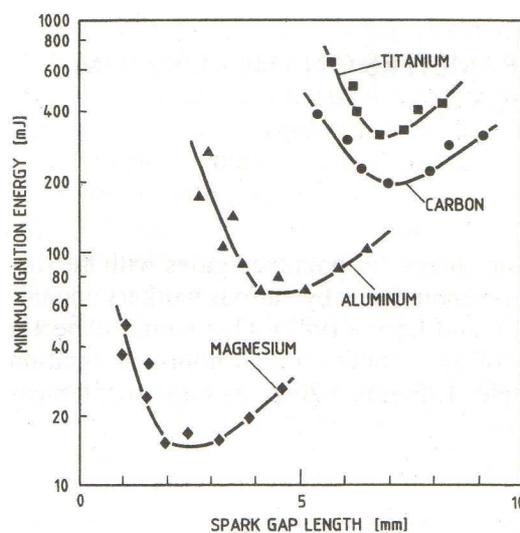


Figure III.4 : influence de l'espace inter-électrodes sur l'énergie minimale d'inflammation de suspensions de particules solides (Ballal, 1980)

Pour tenir compte de ces contraintes, un appareil spécial a été conçu par B. Ruttun, Ingénieur de recherches à l'Institut Pprime, dont la partie basse tension possède les caractéristiques suivantes :

- tension maximale délivrée par les condensateurs : 300 V
- durée maximale de maintien de l'arc électrique : 12 ms

Dans notre cas, nous avons travaillé avec les conditions de fonctionnement suivantes :

- tension moyenne de l'arc : 100 V
- intensité moyenne de l'arc : 22 A
- durée de maintien de l'arc : 10 ms
- distance inter-électrodes : 8 mm

L'énergie délivrée par l'ensemble est d'environ 22 J sur une durée de 10,01 ms. La partie haute tension permet d'ioniser l'air entre les électrodes jusqu'à la tension de claquage, afin de provoquer l'arc. Ce système délivre une tension d'environ 20 kV. Ensuite, le système basse tension prend le relais afin de maintenir l'arc et de délivrer l'énergie nécessaire à l'inflammation du mélange dans la chambre. Les décharges des condensateurs aux bornes des électrodes permettent de générer les haute et basse tensions. La décharge haute tension s'effectue sur une durée de 100 μ s, la décharge du générateur basse tension étant déclenchée au bout des 10 premières microsecondes de ce fonctionnement, pour une durée de 10 ms (cf. Figure III.5). Les phases de décharge des deux générateurs se chevauchent donc, afin d'assurer le maintien de l'arc électrique.

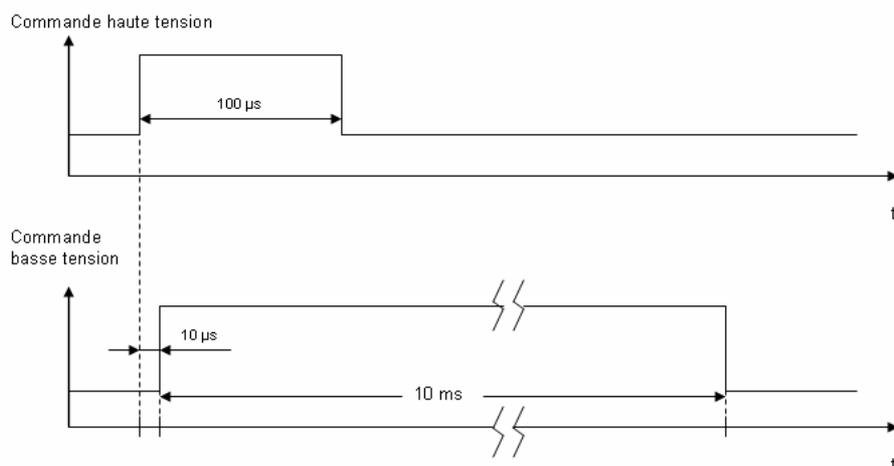


Figure III.5 : diagramme des temps caractéristiques pour l'allumage électrique

La Figure III.6 montre un exemple typique de l'arc électrique produit par le système d'allumage électrique. L'arc électrique présente une forme cylindrique de 8 mm de long (la distance inter-électrodes) et d'environ 1 à 2 mm de diamètre. On constate donc que l'énergie est libérée dans un volume spatial bien défini.

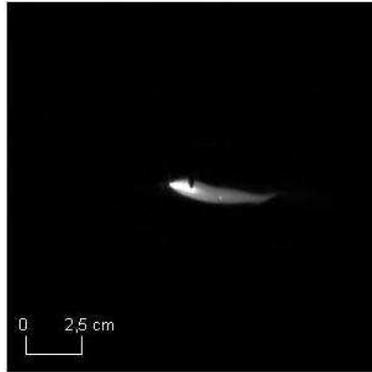


Figure III.6 : dispositif d'allumage par arc électrique

III.1.3.2. Système d'allumage par inflammateur pyrotechnique

L'allumage pyrotechnique se fait par un inflammateur Davey-Bickford de type 2001-A26. Une impulsion de 5 V, d'une durée de 4 ms, créée par un générateur auxiliaire, permet le déclenchement de l'inflammateur. D'après des observations par caméra rapide, chacun de ces inflammateurs fonctionne sur une durée d'environ 14 ms, supérieure à celle de l'allumage par arc électrique.

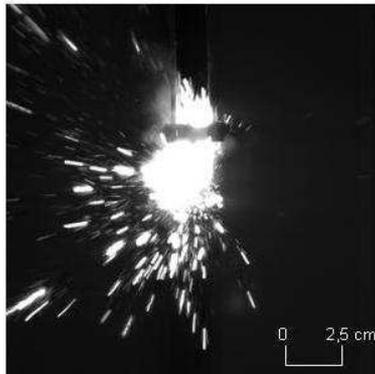


Figure III.7 : dispositif d'allumage par combustion d'un inflammateur pyrotechnique

La Figure III.7 montre que le volume sollicité par l'inflammateur est bien plus important que celui sollicité par l'arc électrique. Ici, ce volume est équivalent à une sphère

d'environ 3 cm de diamètre. De plus, on distingue des éléments incandescents projetés à plusieurs centimètres de la source. Le volume de mélange dans lequel l'énergie est déposée est donc plus important dans le cas de l'allumage par inflammateur pyrotechnique que dans le cas de l'allumage par arc électrique.

III.1.4. Le dispositif de commande et de synchronisation

Pour synchroniser toutes les opérations, un générateur d'impulsions et de délais (Stanford DG535) est programmé pour contrôler (cf. Figure III.8) :

- le déclenchement et la durée d'ouverture de l'électrovanne t_{ev} ,
- le déclenchement et la durée de la commande d'allumage t_{all} ,
- le déclenchement de l'acquisition des données.

III.1.5. Les systèmes de mesure

Pour enregistrer l'évolution de la pression dans l'enceinte et dans le système de dispersion, deux capteurs de pression (Kistler 603B), accompagnés de leurs amplificateurs de charge (type 5011B), ont été mis en place. Le capteur K2 (cf. Figure III.1) est placé dans la partie supérieure de l'enceinte, et il enregistre l'évolution de la pression dans la chambre pendant la combustion du mélange. Le capteur K1 (cf. Figure III.2) est placé au niveau de l'intersection entre le tube provenant du réservoir, et les deux tubes menant aux cannes d'injection. Ce capteur enregistre l'évolution de la pression lors du processus de décharge du réservoir.

Un oscilloscope DPO4000 Tektronix permet de visualiser les évolutions de pression enregistrées par les deux capteurs, ainsi que le bon fonctionnement des diverses commandes.

III.1.6. Déroulement d'une expérience

Une séquence expérimentale complète avec un mélange particules/gaz se déroule comme suit :

- lors des expériences avec des particules, on introduit une masse prédéterminée de particules dans chaque canne d'injection, sensée permettre l'obtention de la concentration nominale dans l'enceinte au moment de l'allumage.
- le système d'allumage est mis en place, puis l'enceinte est hermétiquement fermée.
- pour toutes les expériences, y compris celles avec des mélanges gazeux, un vide partiel est fait dans la chambre à l'aide d'une pompe à vide. Une jauge de pression permet de contrôler la valeur de la pression. La valeur de la pression doit être ajustée de telle sorte qu'une fois la décharge de l'air provenant du réservoir terminée, on atteigne la pression atmosphérique dans la chambre. Des essais préliminaires ont montré que la pression dans la chambre avant décharge devait être de 0,92 bar pour que la pression initiale au moment de l'allumage soit égale à la pression atmosphérique. Cependant, suivant la quantité de particules à injecter dans la chambre, la pression au moment de l'allumage peut être légèrement inférieure ou supérieure à la pression atmosphérique, au maximum d'environ 3%. La valeur exacte est fournie par la jauge de pression.
- l'ouverture de l'électrovanne est déclenchée à partir du dispositif de commande (cf. Figure III.8). La durée de l'ouverture de l'électrovanne a été fixée à 150 ms. Le système de commande gère la fermeture de l'électrovanne et l'allumage.
- l'acquisition des données est déclenchée sur le front montant de la commande de l'électrovanne, ce qui signifie que l'instant « 0 » de nos enregistrements correspond à l'instant d'ouverture de la vanne.

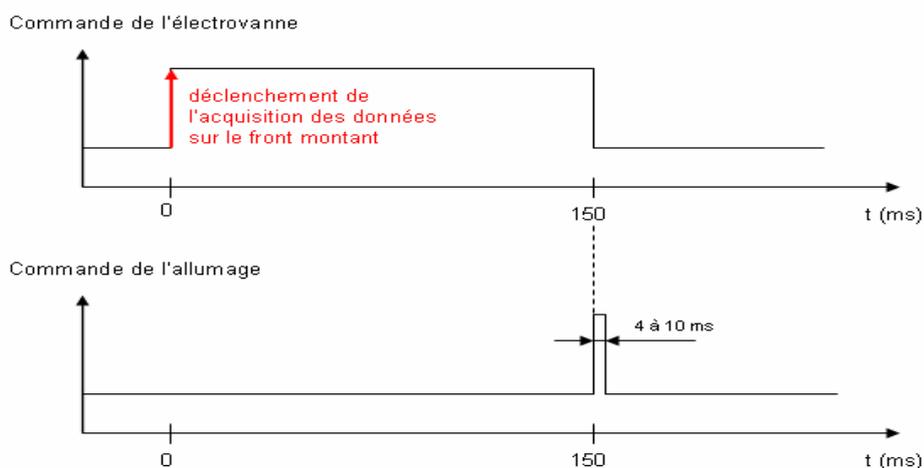


Figure III.8 : diagramme des temps caractéristiques du dispositif de commande

Après chaque expérience, les particules restées dans les cannes d'injection sont récupérées et pesées. La différence entre la masse introduite dans les cannes et la masse récupérée correspond à la masse réellement dispersée dans la chambre. La concentration que l'on en déduit permet d'obtenir une estimation de la richesse du mélange diphasique. Cependant, comme une partie des particules dispersées dans l'enceinte peut se déposer sur les parois pendant la phase de dispersion, la quantité de particules réellement en suspension dans la chambre peut être plus faible que la masse prise en compte pour calculer la richesse du mélange. Le mélange qui participe réellement à la combustion peut donc être plus pauvre que l'estimation ci-dessus.

Expériences préliminaires dans les mélanges gazeux : les expériences avec les mélanges gazeux méthane/air ont été réalisées de manière à obtenir un champ aérodynamique le plus proche possible de celui obtenu avec les mélanges particules/gaz. On a donc suivi le processus suivant :

- on fait le vide dans la chambre
- on injecte un prémélange méthane/air de richesse r_I jusqu'à atteindre une pression de 0,92 bar dans l'enceinte, comme pour les expériences avec les particules
- le réservoir auxiliaire est rempli d'air comprimé à une pression de 8 bar
- l'ouverture de l'électrovanne est déclenchée pour la même durée que pour les expériences avec les particules, soit 150 ms. Lors de sa fermeture, le mélange dans l'enceinte est un mélange méthane/air dont la richesse est déterminée par la quantité de prémélange méthane/air injectée dans l'enceinte avant l'injection, et la quantité d'air injectée dans l'enceinte par la décharge du réservoir auxiliaire. Ce calcul est détaillé en ANNEXE II.
- l'allumage est déclenché à la fermeture de l'électrovanne grâce au système de commande.

III.2. Dispositif expérimental pour l'étude de la dispersion des particules

III.2.1 L'enceinte

Comme l'enceinte utilisée pour les essais d'explosion ne permet pas de visualiser les évolutions du mélange diphasique à l'intérieur de la chambre, nous avons utilisé une autre enceinte, mise au point par O. Bozier (2004) pour visualiser la dispersion de particules solides (cf. Figure III.9). Cette enceinte est en PMMA. Elle a été réalisée de manière à être la plus

proche possible des caractéristiques géométriques de l'enceinte d'explosion. Cependant, le maintien d'une section circulaire entraînerait une courbure des parois qui génèrerait des déformations des images, et nécessiterait des corrections complexes. C'est pour cette raison que la chambre de visualisation est de section octogonale. Cette géométrie permet ainsi d'avoir des parois planes pour les observations, tout en restant très proche de la géométrie circulaire de la section de la chambre d'explosion. Cette chambre de section octogonale mesure 50 cm de haut. Les parois opposées sont distantes de 23 cm et chaque paroi a une largeur de 9 cm, comme indiqué sur la Figure III.9.

Deux capteurs de pression, identiques à ceux utilisés dans la chambre d'explosion, ont été installés sur cette enceinte transparente en respectant le même positionnement que sur l'enceinte d'explosion (cf. Figure III.3 et Figure III.9).

La méthode de dispersion et le processus expérimental sont les mêmes que ceux utilisés pour la chambre d'explosion.

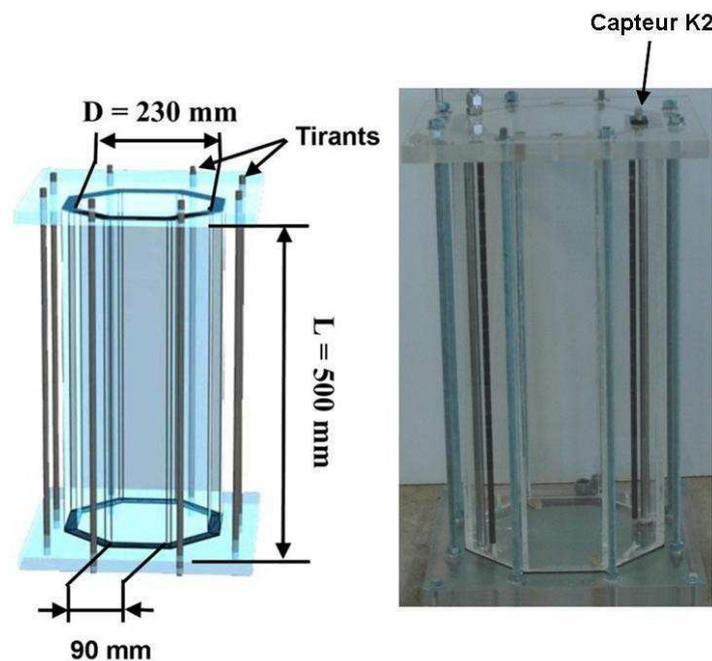


Figure III.9 : schéma de l'enceinte de dispersion

III.2.2 Les systèmes de dispersion

Pour étudier l'influence du système de dispersion sur la répartition des particules dans l'enceinte, et pour chercher des pistes d'amélioration de la qualité du mélange dans les

expériences de combustion, nous avons testé, outre le dispositif mis au point par O. Bozier (2004) et décrit au §III.1.2, trois nouveaux types d'injecteurs (cf. Figure III.10), montés le long de l'axe central de l'enceinte.

L'injecteur de type C1 (cf. Figure III.10.a) est un orifice, de diamètre 12 mm, qui débouche directement dans l'enceinte, à sa base.

L'installation de type C2 est constituée d'une canne centrale, percée de trois rangées de trous, comme indiqué sur la Figure III.10.b. C'est la configuration la plus proche de celle utilisée pour les essais de combustion, car la dispersion des particules se fait sur toute la hauteur de l'enceinte.

Enfin, le troisième et dernier dispositif, type C3, consiste en un petit tube dépassant de seulement 3,1 cm depuis le fond de l'enceinte, bouché à son extrémité, et percé d'une série de trous sur sa face latérale (cf. Figure III.10.c). Il se rapproche davantage d'un système d'injection d'une chambre de type cylindre moteur, mais il est de taille plus importante.

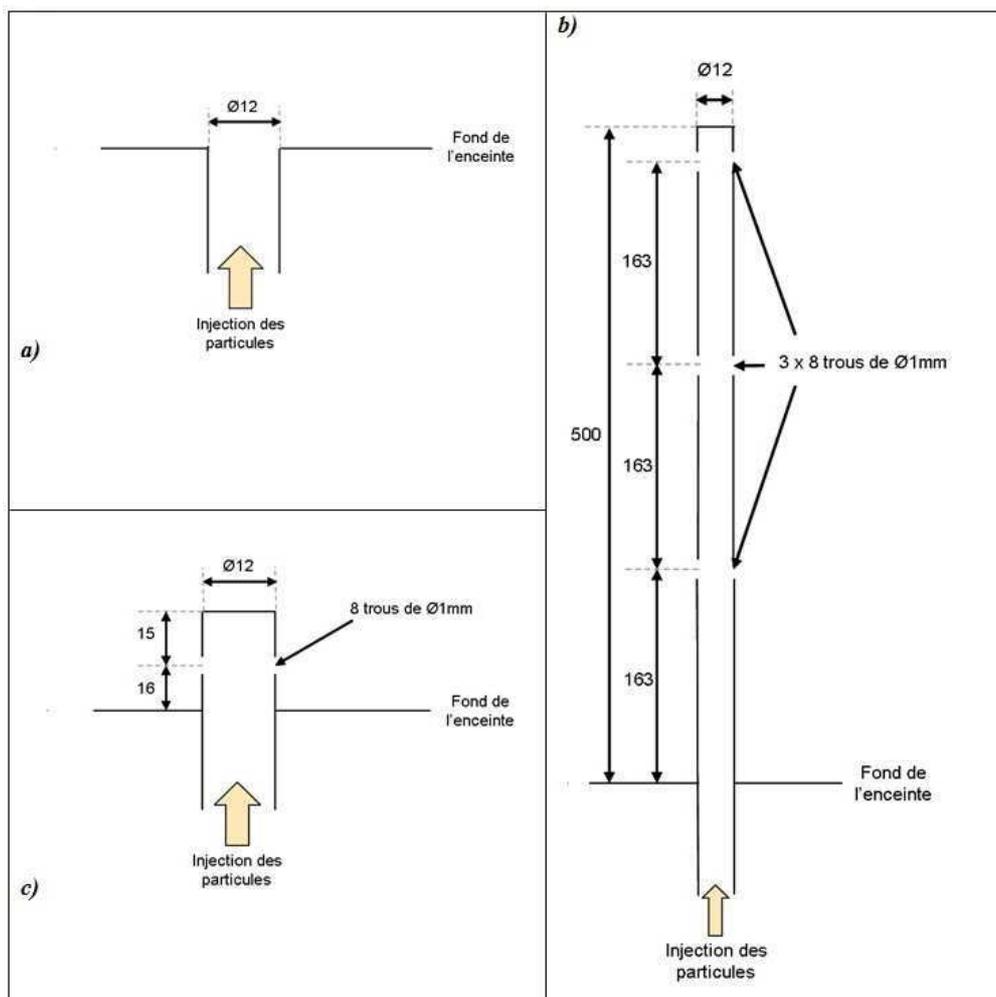


Figure III.10 : les 3 types d'injecteurs : a) type C1, b) type C2 et c) type C3

III.3. Méthodes de diagnostic optique

III.3.1 Vélocimétrie par images de particules (PIV)

La vélocimétrie par image de particules (ou PIV), est une méthode optique non intrusive qui permet d'obtenir des champs de vitesses instantanées dans un plan de l'écoulementensemencé étudié. Pour cela, on doit disposer d'une caméra CCD, et d'un double laser pulsé, dont les deux rayons forment tout à tour une nappe laser plane dans l'écoulement (cf. Figure III.11).

La caméra enregistre des couples d'images pendant toute la durée d'enregistrement. Ces couples d'images sont formés par deux images prises dans la même fenêtre d'observation, mais séparées par un temps δt (que l'on a fait varier, dans le cadre de notre étude, entre $2,5 \mu s$ et $120 \mu s$). Chaque image est divisée en fenêtres d'interrogation, et un logiciel de traitement des images (ici le logiciel DaVis v.7.2) calcule la fonction d'intercorrélation entre les fenêtres correspondantes sur les deux images d'un même couple. Ce logiciel détermine ensuite les principaux pics de corrélation, qui correspondent au déplacement le plus probable du groupe de particules observé dans la fenêtre d'interrogation, entre les deux images. A partir de ce déplacement et du temps entre les deux images, le logiciel peut alors calculer un vecteur vitesse pour chaque fenêtre d'interrogation, et on obtient finalement un champ de vitesses instantanées pour chaque couple d'images (cf. Figure III.12).

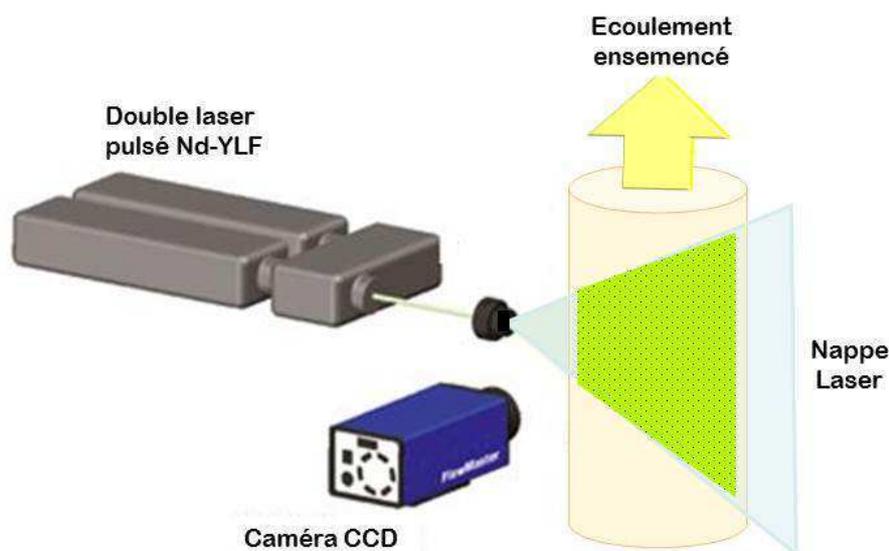


Figure III.11 : dispositif d'acquisition des images PIV

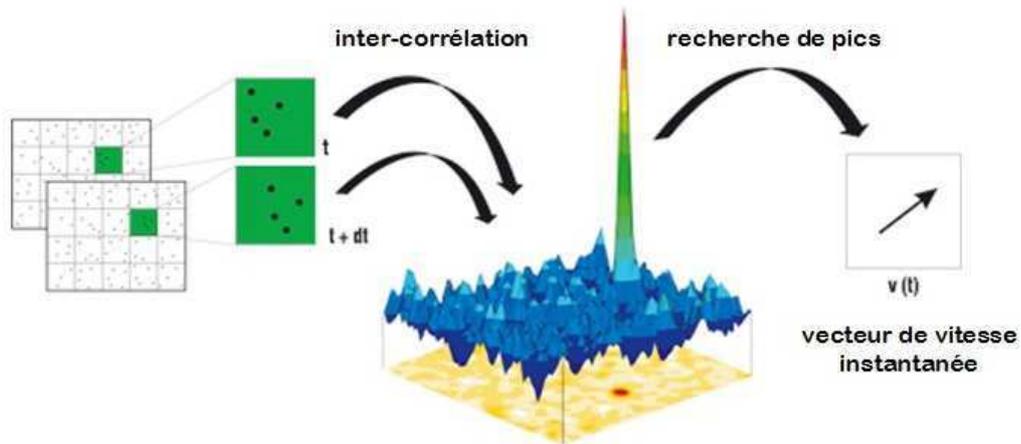


Figure III.12 : traitement des images PIV

Pour les mesures de PIV, nous avons choisi quatre fenêtres d'observation de 10x10cm dans notre enceinte :

- une fenêtre au centre de l'enceinte, autour du point d'allumage (cf. Figure III.13.a, carré orange) ;
- une fenêtre permettant de visualiser les 10cm inférieurs de l'enceinte, utilisée seulement pour les injections de types C1 et C3 (cf. Figure III.13.a, carré bleu) ;
- une fenêtre centrée en hauteur sur la deuxième rangée de trous de la canne d'injection de type C2, et une à mi-hauteur de l'enceinte (cf. Figure III.13.b, respectivement carré vert et carré rouge).

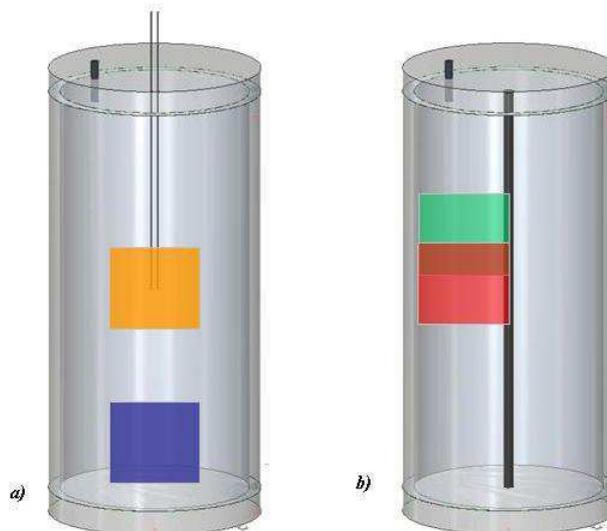


Figure III.13 : localisation des fenêtres d'observation pour la PIV : a) dans le cas des injecteurs de types C1 et C3 et b) dans le cas de l'injecteur de type C2

Nous avons fait varier δt en fonction de la zone d'écoulement observée et du type d'injecteur utilisé. En effet, la vitesse des particules n'est pas la même au début de l'injection et à la fin du processus de dispersion (plusieurs ms après fermeture de l'électrovanne), et elle diffère également d'un type de dispositif d'injection à l'autre. L'écart δt doit être suffisamment élevé pour que les particules se déplacent d'au minimum $\frac{1}{4}$ de la taille de la fenêtre d'interrogation, mais suffisamment court pour que les particules soient toujours présentes dans la fenêtre d'interrogation d'une image à l'autre. Cependant, comme l'écoulement est tridimensionnel, les particules peuvent sortir du plan d'observation, à cause de la composante du vecteur vitesse normale à ce plan. L'écart δt doit donc aussi être choisi de manière à ce que le déplacement des particules dans la direction normale au plan d'observation puisse être considéré comme négligeable.

Pour notre montage, nous avons utilisé la chaîne d'acquisition distribuée par LaVision, composée d'un double laser pulsé Nd-YLF (Pegasus), d'une caméra CCD (LaVision Flow Master High Speed Star 3G 12 bits), et d'un micro-ordinateur pour la commande et l'acquisition. La caméra a une résolution maximale de 1280x1024 pixels.

III.3.2 Tomographie laser rapide

La tomographie laser rapide a été utilisée pour réaliser une cartographie de la répartition des particules dans l'enceinte. Pour la tomographie laser rapide, on a utilisé le même appareillage que pour la PIV, mais de manière différente. Un seul des deux lasers pulsés a été mis en œuvre, mais la fréquence d'acquisition des images de la caméra CCD a été conservée. On a également changé la taille et la position des fenêtres d'observation : pour ces enregistrements, la taille des fenêtres d'observation est de 20x30 cm environ, l'une permettant de visualiser les 30 cm inférieurs de la chambre et l'autre les 30 cm supérieurs (cf. Figure III.14.a). L'enceinte mesurant 50 cm de haut, ces deux zones d'observation permettent d'obtenir une tomographie dans un plan complet de l'intérieur de l'enceinte. Pour le cas de l'injecteur C2, la nappe laser étant réfléchi sur la canne d'injection, nos fenêtres d'observations sont limitées à la moitié gauche de l'enceinte (cf. Figure III.14.b).

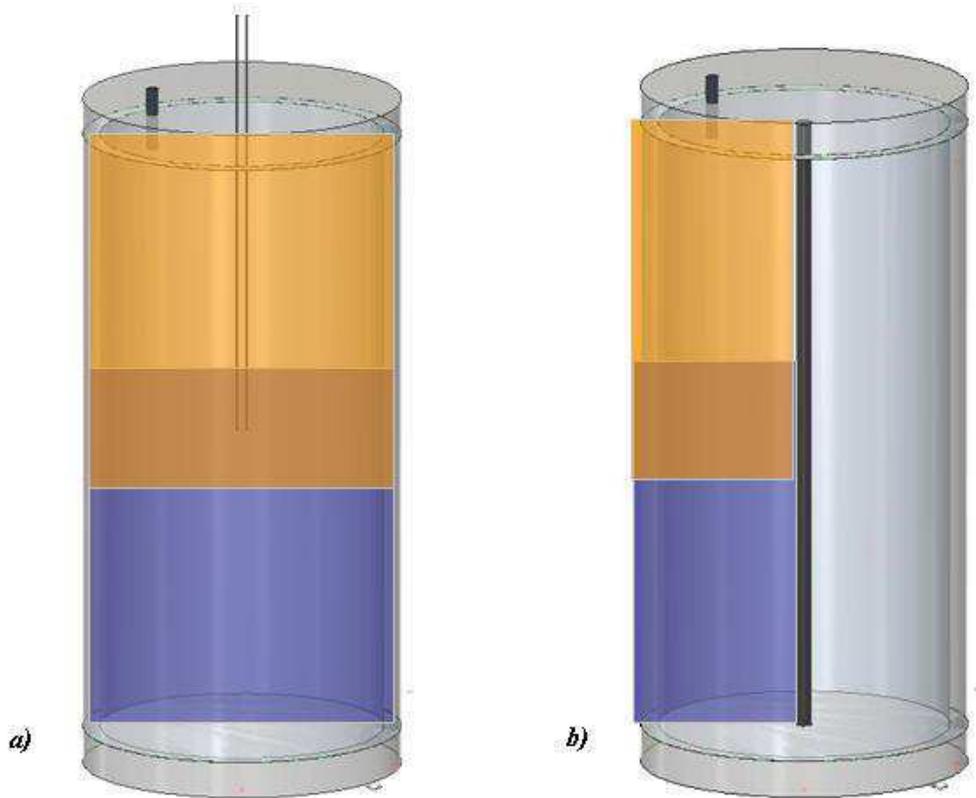


Figure III.14 : localisation des fenêtres d'observation pour la tomographie ; a) dans le cas des injecteurs de types C1 et C3, et b) dans le cas de l'injecteur de type C2

CHAPITRE IV : RESULTATS EXPERIMENTAUX SUR LA COMBUSTION DE MELANGES DIPHASIQUES

Dans ce chapitre, nous présentons les résultats des expériences que nous avons effectuées pour déterminer les caractéristiques d'explosion des mélanges suivants :

- mélanges gazeux méthane/air ;
- mélanges hétérogènes particules/air, avec des particules d'amidon, de cellulose, et des poudres ligno-cellulosiques ;
- mélanges hybrides méthane/particules solides/air.

IV.1. Caractéristiques d'explosion des mélanges gazeux méthane/air

Une première série d'expériences a été effectuée dans des mélanges gazeux méthane/air. Le méthane est l'hydrocarbure dont les caractéristiques d'explosion avec l'air sont supposées être les plus proches de celles des particules ligno-cellulosiques, qui font l'objet des présents travaux. Pour ces mélanges gazeux, nous avons observé l'influence de la position et du type de l'allumage, et celle de la position de l'injection du mélange dans la chambre. Ces expériences nous permettent de caractériser le processus de développement de la combustion dans les conditions particulières de la configuration expérimentale choisie. Elles servent également de référence pour les expériences avec les particules solides.

IV.1.1 Influence de la position de l'allumage dans l'enceinte

Nous avons d'abord étudié quelle est l'influence de la position de l'allumage dans l'enceinte sur le développement de la combustion des mélanges méthane/air.

Nous avons étudié trois positions d'allumage différentes, toutes situées sur l'axe central de l'enceinte (cf. Figure IV.1) :

- une position haute, à 4 cm de la paroi supérieure de l'enceinte (AH)
- une position médiane, au centre de l'enceinte (AM)
- une position basse, à 4 cm de la paroi inférieure de l'enceinte (AB).

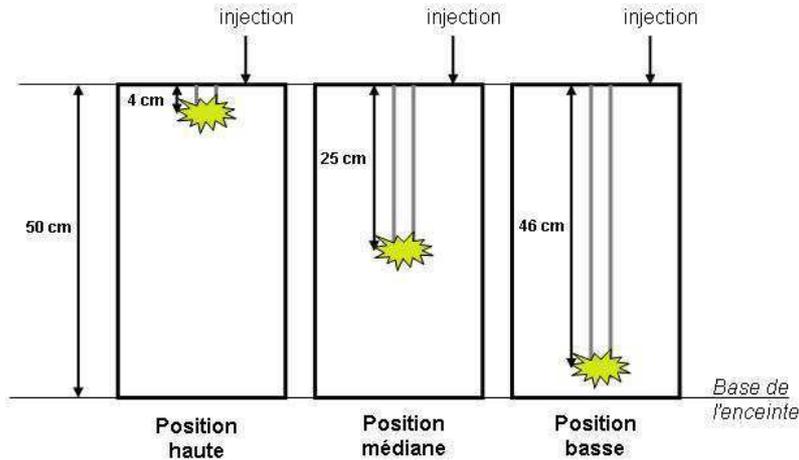


Figure IV.1 : positions de l'allumage dans l'enceinte

Le type d'allumage utilisé pour ces expériences est l'allumage par arc électrique décrit au paragraphe III.1.3. L'injection du mélange méthane/air se fait par un orifice situé dans le couvercle supérieur de l'enceinte (cf. Figure IV.1). Les enregistrements de pression obtenus pour ces trois configurations, avec des mélanges méthane/air stœchiométriques, sont reproduits sur la Figure IV.2.

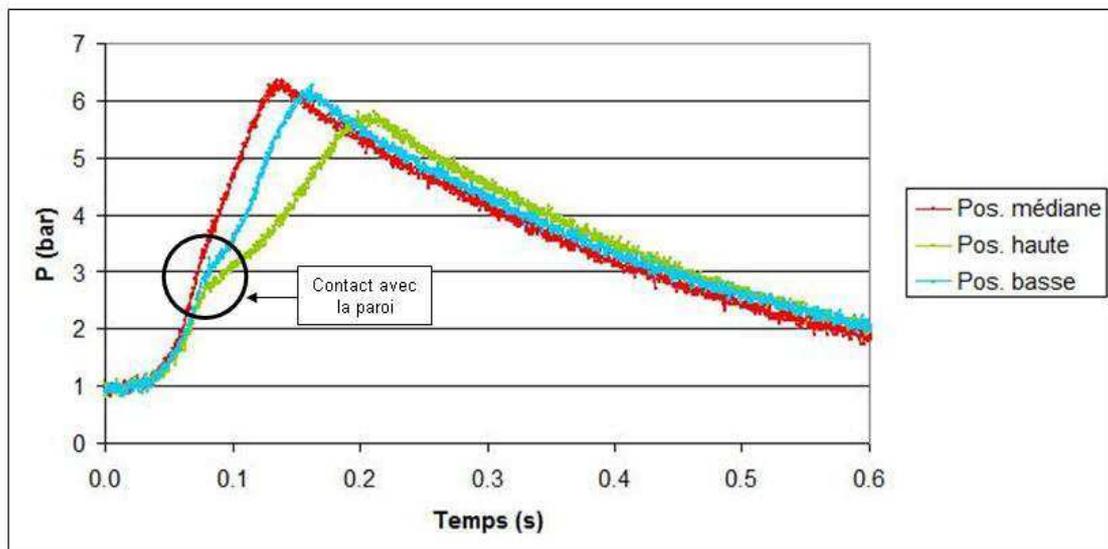


Figure IV.2 : enregistrements de pression dans l'enceinte en fonction de la position de l'allumage, pour un mélange méthane/air stœchiométrique

Tout d'abord, on remarque nettement, sur les trois profils, une « cassure » dans la montée en pression, qui se traduit par une diminution de la pente du signal de pression. Cette « cassure » indique l'instant où la flamme entre en contact avec la paroi latérale. Au-delà de

cet instant, les pertes de la flamme vers les parois se traduisent par une diminution du taux de montée en pression $\frac{dP}{dt}$, et par un déficit de la pression maximale P_{max} . Lorsque l'allumage est effectué à la paroi supérieure (AH), le phénomène est accentué car la flamme se propage dans le sens descendant. Les effets convectifs s'opposent alors à sa progression et ralentissent sa vitesse de propagation, ce qui augmente la durée du contact entre la flamme et la paroi.

La position médiane de l'allumage (AM) est celle qui fournit la pression P_{max} la plus forte et la montée en pression $\frac{dP}{dt}$ la plus rapide. C'est donc cette position d'allumage que l'on préférera pour obtenir des performances optimales avec nos mélanges, dans notre configuration expérimentale.

Selon les calculs théoriques du paragraphe II.3, la pression maximale théorique de la combustion isochore d'un mélange gazeux méthane/air stœchiométrique est de 9,3 bar (cf. Figure II.3). Or dans nos conditions expérimentales, la valeur de P_{max} est 6,2 bar. Les pertes aux parois expliquent en grande partie l'écart entre les valeurs théoriques et les résultats expérimentaux, puisqu'on estime par exemple dans les moteurs, qu'elles entraînent des pertes énergétiques de 20 à 30% (Heywood, 1988). Il est probable aussi qu'une partie du déficit de pression puisse être attribuée à des poches de mélange qui restent imbrûlés dans les coins aux extrémités de la chambre. Mais nous n'avons pas pu en estimer l'importance en procédant, par exemple, à des prélèvements et analyses du mélange dans ces zones de l'enceinte.

IV.1.2 Influence de la position de l'injection du mélange

Pour étudier l'influence de la position de l'injection du mélange, on utilise le fait que l'enceinte est montée sur un bâti permettant de la faire pivoter (cf. Figure IV.3). On change donc la position de l'injection en retournant simplement l'enceinte.

On a testé deux positions du point d'injection (haute et basse) pour les trois positions du point d'allumage décrites au paragraphe précédent. Pour les points d'allumage haut (AH), bas (AB) et médian (AM), on a donc une position haute (IH) et une position basse (IB) de l'injection. Sur la Figure IV.4, on a rassemblé les profils de pression obtenus pour ces différentes configurations, et on les a comparés à celui de la combustion d'un mélange méthane/air stœchiométrique dans une enceinte sphérique de 2 L, ainsi qu'à la pression maximale théorique de combustion isochore (cf. §II.3).

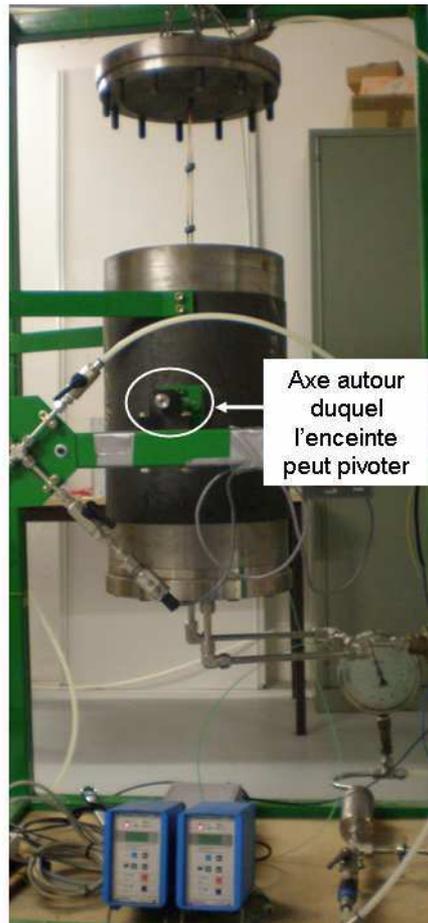


Figure IV.3 : photo du montage expérimental

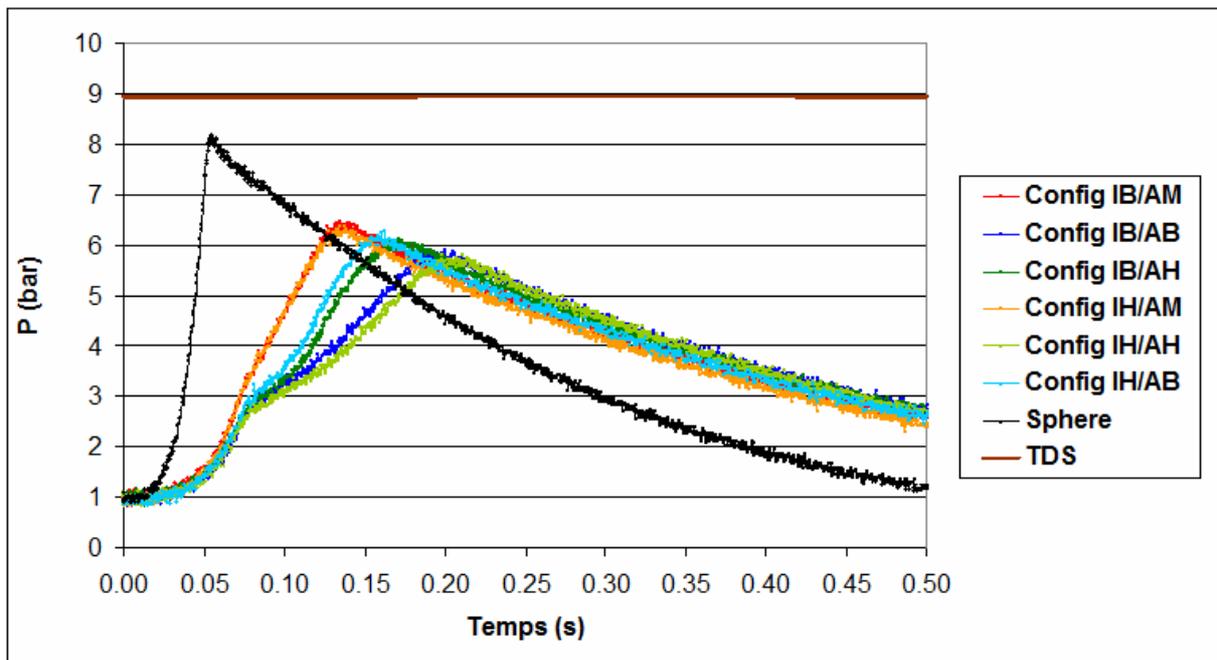


Figure IV.4 : profils de pression en fonction de la position du point d'injection

Sur la Figure IV.4, on constate, comme on pouvait s’y attendre, que la position du point d’injection du mélange dans l’enceinte n’a pas d’influence notable sur le développement de la combustion dans l’enceinte, dans le cas de l’allumage central (courbes IB/AM et IH/AM). Cependant, on remarque que la position de ce point d’injection a un impact non négligeable sur le développement de la combustion, principalement sur l’évolution de $\frac{dP}{dt}$, dans les cas où l’allumage se fait en haut ou en bas de l’enceinte cylindrique. Dans ces configurations, les valeurs les plus élevées de P_{max} et de $\frac{dP}{dt}$ sont obtenues quand le point d’injection est à l’opposé du point d’allumage dans l’enceinte de combustion. Ces écarts pourraient être dus au fait que lors de l’allumage, le milieu n’est pas absolument au repos, et qu’un champ de vitesses résiduelles existe dans la chambre (le délai pour déclencher l’allumage est de 150 ms, de manière à être identique à celui utilisé lors des expériences avec les suspensions de particules solides). L’injection à l’extrémité opposée à l’allumage conduirait donc à une vitesse de propagation de la flamme légèrement plus rapide. Mais ces valeurs restent, de toutes manières, inférieures à celles obtenues avec l’allumage central.

Les résultats montrent également que la combustion d’un mélange méthane/air stœchiométrique dans la chambre cylindrique, avec allumage central, se traduit par une perte sur la pression maximale d’environ 20% par rapport à la combustion en chambre sphérique, et d’environ 28% par rapport à la pression théorique de combustion isochore (cf. §II.3).

Pour la suite de nos expériences, nous avons choisi un allumage central. Compte tenu des observations ci-dessus, l’emplacement du point d’injection du mélange méthane/air dans l’enceinte n’a pas d’influence sur l’évolution de la pression dans la chambre. Le point d’injection est situé en haut de l’enceinte pour les expériences qui suivront.

IV.1.3 Influence du type d’allumage

Dans ce paragraphe, nous nous intéressons à l’influence du type d’allumage utilisé. Deux sources d’inflammation ont été testées : un arc électrique, et un inflammateur pyrotechnique (cf. §III.1.3). La Figure IV.5 montre les enregistrements de pression obtenus lors de la combustion de mélanges méthane/air stœchiométriques dans la chambre cylindrique de 20 L, avec un allumage central, pour les deux types d’allumage.

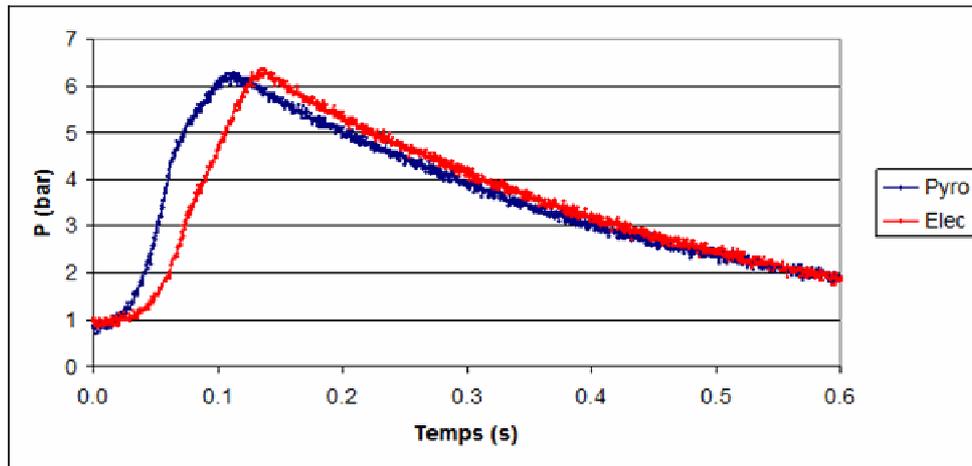


Figure IV.5 : profils de pression en fonction du type d'allumage

On peut voir, d'après les enregistrements de pression (cf. Figure IV.5), que l'allumage pyrotechnique entraîne une montée en pression plus rapide, et donc une vitesse de combustion plus élevée que l'allumage électrique. Ainsi que cela a été décrit au §III.1.3.2, Figure III.7, la libération d'énergie de l'allumage pyrotechnique s'opère sur un volume bien plus important que l'allumage électrique. De plus, l'allumage pyrotechnique provoque des projections des particules incandescentes dans la chambre. On peut supposer que, dans ce cas, l'inflammation se fait en plusieurs points (l'inflammeur et les projections).

IV.2. Caractéristiques d'explosion des mélanges hétérogènes particules solides/air

Les expériences dans les milieux hétérogènes constitués de particules solides dans l'air ont été réalisées avec deux catégories de particules :

- des particules de cellulose et d'amidon, qui sont les constituants principaux des poussières ligno-cellulosiques, et pour lesquelles il existe un certain nombre de données sur leurs propriétés physico-chimiques.
- différentes particules issues de la biomasse et fournies par l'INRA de Montpellier.

Les performances obtenues avec ces différentes particules ont ensuite été comparées.

IV.2.1 Mélanges cellulose/air et amidon/air

Les particules d'amidon et de cellulose testées ont un diamètre moyen de 20 μ m. On souhaite ainsi minimiser la durée de la phase de pyrolyse des particules, lors de la décomposition de la cellulose ou de l'amidon solide en gaz.

Avec l'allumage électrique en notre possession, nous n'avons pu initier que des suspensions de richesses supérieures à 1, alors qu'avec l'allumage pyrotechnique, nous avons pu enflammer des mélanges pauvres jusqu'à une richesse de 0,6.

IV.2.1.1. Pression maximale d'explosion P_{max}

Nous avons reporté, sur la Figure IV.6, deux enregistrements typiques de l'évolution de la pression dans l'enceinte, au cours de la combustion d'un mélange particules d'amidon/air et particules de cellulose/air. A titre de comparaison, nous avons reporté également un enregistrement de l'évolution de la pression lors de la combustion d'un mélange méthane/air, et la valeur de la pression maximale théorique de combustion isochore pour un mélange $C_6H_{10}O_5(s)$ /air stœchiométrique.

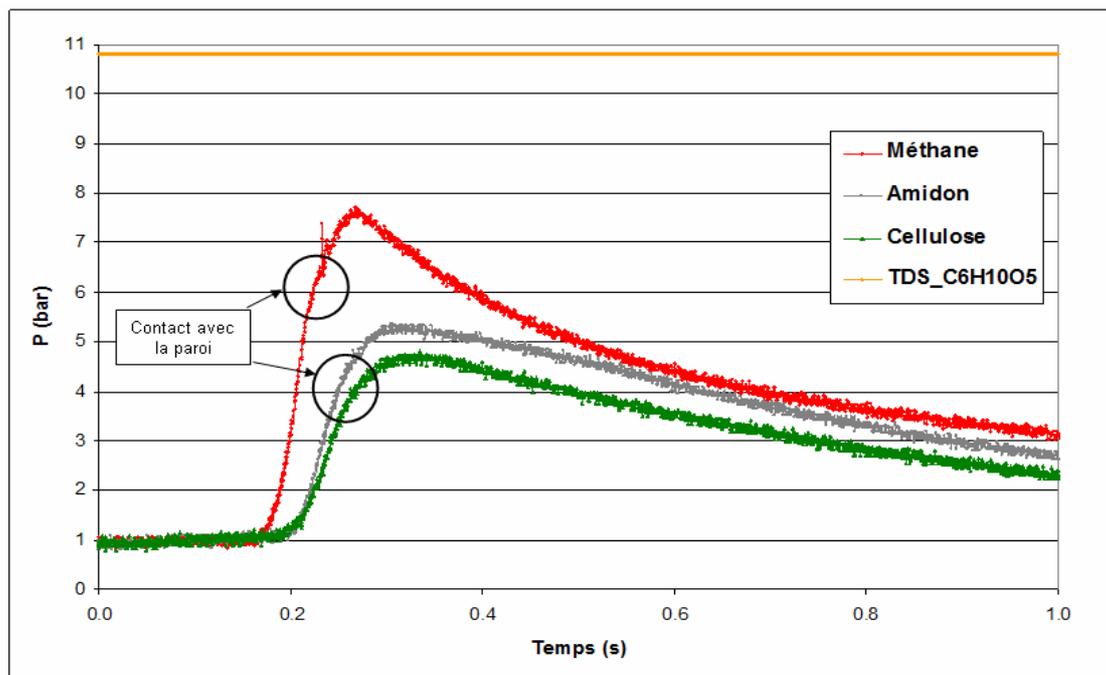


Figure IV.6 : profils de pression pour la combustion de mélanges méthane/air ($r = 1$), cellulose/air ($r = 1$; $\sigma = 240 \text{ g/m}^3$) et amidon/air ($r = 1,25$; $\sigma = 320 \text{ g/m}^3$)

On remarque une « cassure » très nette sur l'enregistrement de pression du mélange méthane/air, et une « cassure » beaucoup moins visible sur les enregistrements correspondant aux mélanges amidon/air et cellulose/air. Cette « cassure » indique l'instant où la flamme entre en contact avec la paroi. Les pertes de chaleur de la zone de réaction vers les parois provoquent une diminution de la vitesse de combustion. La Figure IV.6 montre que le déficit en pression dû à la cassure est plus important pour le méthane, qui a une vitesse de combustion plus élevée que les mélanges amidon/air et cellulose/air.

On constate également sur ces enregistrements que la pression maximale d'explosion du mélange méthane/air stœchiométrique, dans nos conditions expérimentales, est environ 1,5 fois supérieure à celle du mélange cellulose/air de même richesse. En revanche, les mélanges amidon/air et cellulose/air donnent des profils de pression similaires (vitesse de montée en pression et pression maximale d'explosion très proches).

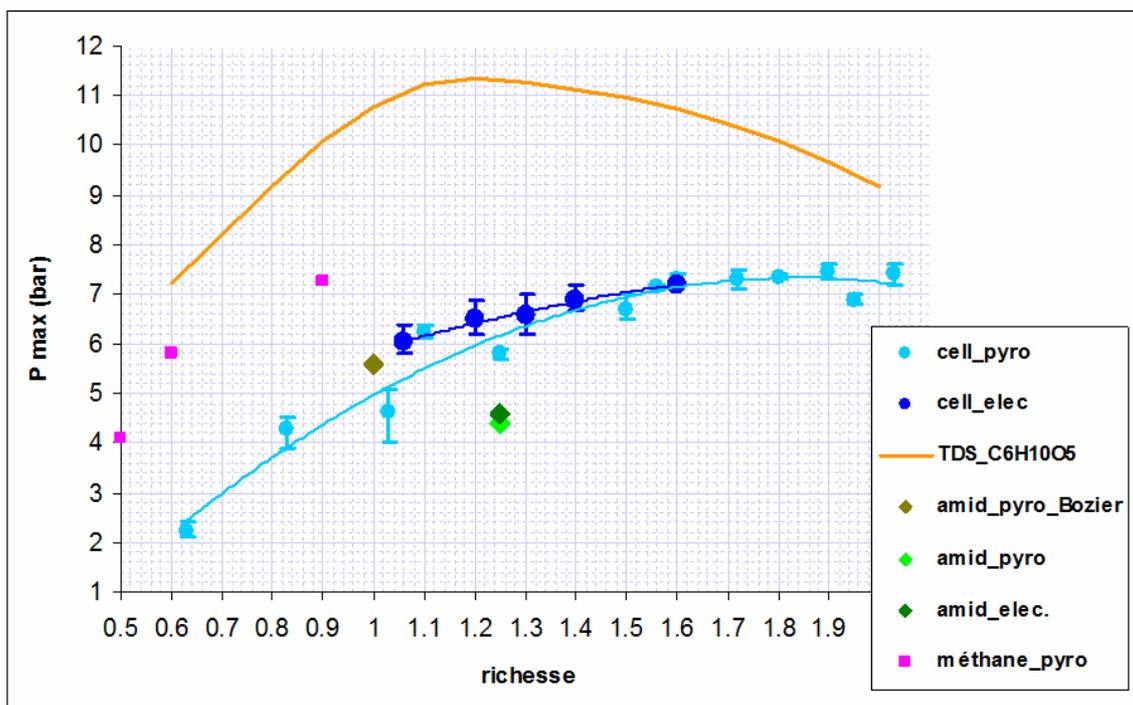


Figure IV.7 : évolution de la pression maximale en fonction de la richesse, pour les mélanges cellulose/air, amidon/air et méthane/air

Sur la Figure IV.7 sont rassemblés les résultats de la variation de la pression maximale d'explosion des mélanges cellulose/air et amidon/air dans l'enceinte cylindrique de 20 L, en fonction de la richesse du mélange, pour les deux types d'allumage (par inflammateur

pyrotechnique ou par arc électrique). Ces résultats expérimentaux sont comparés à ceux de Bozier (2004) et aux résultats théoriques obtenus avec le code TDS.

Nous n'avons effectué que quelques expériences avec les mélanges amidon/air, espérant pouvoir nous référer aux résultats obtenus par Bozier (2004). Le type d'allumage ne semble pas avoir d'influence notable sur la pression maximale enregistrée, mais nous observons un écart non négligeable entre les résultats expérimentaux de Bozier (2004) et les nôtres. L'amidon utilisé pour nos expériences étant du même lot que celui utilisé par Bozier en 2004, et toutes les conditions expérimentales étant identiques par ailleurs, cet écart pourrait être dû à une dégradation de l'amidon au fil du temps.

On remarque sur ce graphe que la pression maximale obtenue dans cette configuration expérimentale, avec un mélange cellulose/air, est de 7,4 bar pour une richesse de 1,9, ce qui fait un déficit de 35% par rapport à la pression maximale théorique de combustion isochore. Ce déficit peut avoir plusieurs causes :

- des problèmes de dispersion et de dépôts aux parois
- les pertes aux parois
- une combustion incomplète due :
 - * à la taille des particules,
 - * à une décomposition lente des particules solides
 - * aux dimensions insuffisantes de la chambre de combustion, compte tenu de la vitesse de combustion des particules.

Nous avons vu dans le paragraphe IV.1, avec les mélanges méthane/air, que les pertes aux parois pouvaient représenter 20 à 30% des pertes énergétiques. Mais cela ne suffit pas à justifier l'écart entre les valeurs théoriques de P_{max} et les résultats expérimentaux. On peut donc supposer qu'une partie des espèces issues de la pyrolyse ne participe pas à la réaction. Cette explication justifierait également le décalage que l'on voit entre le maximum de la courbe théorique, et le maximum de la courbe expérimentale. En effet, alors que la courbe théorique d'évolution de la pression maximale en fonction de la richesse du mélange présente un maximum autour de la richesse 1,1, on s'aperçoit ici que le maximum de la courbe expérimentale est atteint pour une richesse d'environ 1,8. Le fait qu'une partie des particules ne participe pas à la combustion expliquerait ce décalage en richesse par rapport aux calculs théoriques.

L'allumage par arc électrique semble permettre une pression légèrement plus élevée que l'allumage par inflammateur pyrotechnique dans le cas des mélanges cellulose/air, mais seuls les mélanges de richesse théorique supérieure à 1 ont pu être enflammés avec ce dispositif, alors que l'allumage pyrotechnique a permis l'inflammation de mélanges jusqu'à des richesses théoriques de 0,6.

IV.2.1.2. Taux de montée en pression

A partir des enregistrements de pression, nous avons extrait la valeur du taux maximal de montée en pression $\left(\frac{dP}{dt}\right)_{\max}$. Les variations de $\left(\frac{dP}{dt}\right)_{\max}$ en fonction de la richesse du mélange sont reportées sur la Figure IV.8.

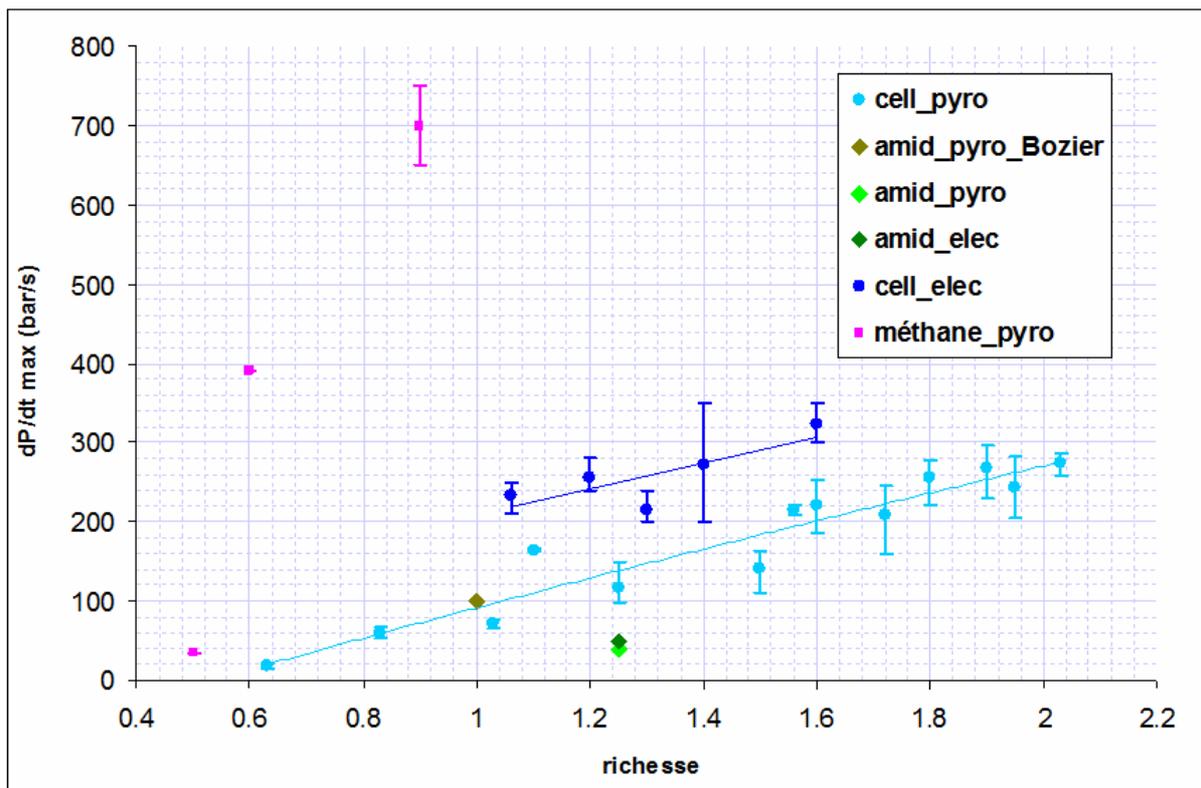


Figure IV.8 : variations du taux maximal de montée en pression en fonction de la richesse, pour des mélanges cellulose/air, amidon/air et méthane/air

On note que le taux maximal de montée en pression semble être plus important avec l'allumage par arc électrique qu'avec l'allumage pyrotechnique, contrairement à ce que l'on a

constaté avec les mélanges méthane/air. Nous avons vu que le type d'allumage n'avait pas d'influence sur la pression maximale atteinte dans la chambre. L'allumage pyrotechnique, qui fonctionne sur un volume plus important que l'allumage par arc électrique (cf. §III.1.3.2), permet d'enflammer des mélanges plus pauvres que l'allumage électrique (cf. Figure IV.7).

Les valeurs mesurées de P_{max} et $\left(\frac{dP}{dt}\right)_{max}$, pour les mélanges particules/air, sont moins reproductibles que ceux des prémélanges gazeux, notamment en raison des effets de la turbulence sur la répartition des particules dans la chambre. En effet, dans notre cas, il existe un fort niveau de turbulence dans la chambre, au moment de l'allumage ($t = 150$ ms, cf. Bozier, 2004). On constate une dispersion moyenne de 12% sur le taux de montée en pression pour les mélanges cellulose/air, avec cependant un écart plus faible pour les mélanges pauvres que pour les mélanges riches (cf. Figure IV.8). Sur la pression maximale, on a une dispersion moyenne de seulement 4%, avec toutefois un écart plus important pour les mélanges pauvres que pour les mélanges riches (cf. Figure IV.7).

IV.2.2. Caractéristiques d'explosion des mélanges poudres ligno-cellulosiques/air

Les particules testées sont les particules de types A et B, de diamètre moyen de 10 ou 20 μm , mentionnées dans le Tableau II.1. Toutes les expériences ont été effectuées avec un allumage par inflammateur pyrotechnique, l'arc électrique ne fournissant pas une énergie suffisante pour allumer les mélanges poudres ligno-cellulosiques/air.

Sur la Figure IV.9, nous avons reporté deux enregistrements typiques de l'évolution de la pression dans l'enceinte au cours de la combustion des mélanges de particules de type AI et de particules de type BI avec l'air. Ces expériences ont été réalisées avec un allumage par inflammateur pyrotechnique. Nous avons comparé ces enregistrements avec celui obtenu avec un mélange particules de cellulose/air à une concentration en particules légèrement plus faible.

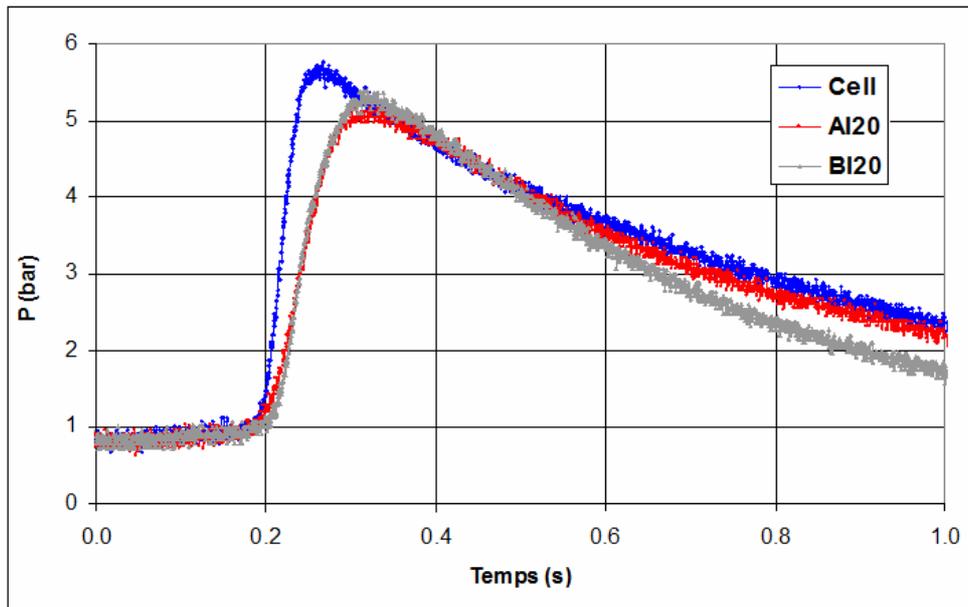


Figure IV.9 : profils de pression pour la combustion de mélanges cellulose/air ($r = 1,25$; $\sigma = 330 \text{ g/m}^3$), particules de type AI/air et particules de type BI/air ($r = 1,3$; $\sigma = 380 \text{ g/m}^3$), pour des particules de diamètre moyen $20 \mu\text{m}$

On peut constater, sur ces enregistrements, que la pression maximale d'explosion et la vitesse maximale de montée en pression pour la combustion des mélanges poudres ligno-cellulosiques/air sont inférieures à celles pour la combustion du mélange cellulose/air. Par contre, la différence entre les deux types, A et B, de poudres ligno-cellulosiques, pour la richesse 1,3, est très faible compte tenu de la dispersion des résultats d'une expérience à l'autre.

Les résultats de nos expériences sont rassemblés sur la Figure IV.10, où l'on peut voir la variation de la pression maximale P_{max} atteinte dans l'enceinte et le taux maximal de montée en pression $\left(\frac{dP}{dt}\right)_{max}$, pour chaque type de poudre, en fonction de la richesse du mélange particules/air. Les pressions maximales expérimentales sont comparées aux pressions maximales théoriques de combustion isochore des mélanges $\text{C}_6\text{H}_{10}\text{O}_5(\text{s})/\text{air}$.

On constate que les valeurs de pression maximale atteintes, avec les mélanges composés de particules de type A ou B, sont globalement plus faibles que celles obtenues avec les mélanges cellulose/air, ce qui s'explique par la présence de composants inertes dans les particules. Ces composants non combustibles diminuent non seulement les valeurs de

pression maximale, mais aussi le taux de montée en pression, c'est-à-dire la vitesse de combustion (cf. Figure IV.10.b).

On remarque sur la Figure IV.10.a, que pour des particules ayant subi la même méthode de broyage (poudres de type A), leur granulométrie a une influence négligeable sur la pression P_{max} et sur le taux de montée en pression $\left(\frac{dP}{dt}\right)_{max}$. Il en est de même pour le conditionnement des particules lors du broyage. En revanche, la méthode de broyage semble avoir un impact important surtout sur le taux de montée en pression, et donc sur la vitesse de combustion (cf. Figure IV.10.b).

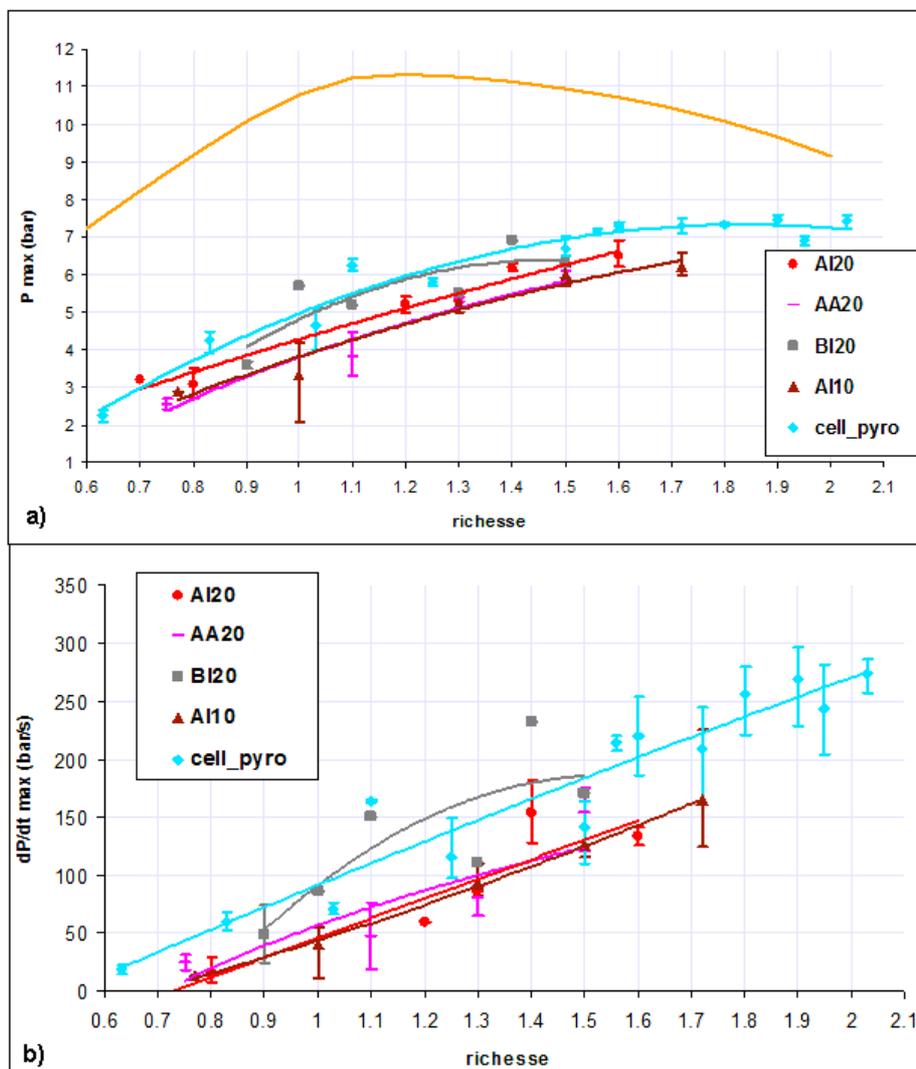


Figure IV.10 : évolution a) de la pression maximale et b) du taux maximal de montée en pression dans l'enceinte, pour des mélanges poudres ligno-cellulosiques/air et cellulose/air

IV.2.3. Remarques sur la quantité réelle des particules participant à la combustion

IV.2.3.1. Particules dispersées dans l'enceinte

On peut s'interroger sur la richesse exacte des mélanges qui participent à la combustion. En effet, la richesse des mélanges particules/air a été estimée d'après la masse dispersée dans la chambre. Cette masse a été obtenue à partir de la masse introduite dans les cannes d'injection, de laquelle on déduit la masse de particules restées dans les cannes et récupérées après chaque expérience. On a constaté que la proportion de particules dispersées dans l'enceinte, par rapport à la quantité introduite dans les cannes, augmente quand on diminue la quantité de particules introduites. A titre d'exemple, pour des particules de type AI, de diamètre 20 μm , on récupère 6,56 g de particules dans les cannes, sur 17,47 g introduits soit une richesse dans la chambre de 1,5, et on ne récupère que 0,78 g sur 4,73 g introduits soit une richesse dans la chambre de 0,8. Une faible quantité de particules permet donc d'avoir moins de pertes de combustible dans les cannes d'injection. De plus, il existe une masse limite de particules que l'on peut introduire dans les cannes d'injection, au-delà de laquelle la quantité de particules dispersée dans la chambre est toujours la même. Il est donc préférable de travailler avec de faibles quantités de particules, tout en gardant une richesse suffisante du mélange dans la chambre pour se situer au-dessus de la limite inférieure d'inflammabilité.

IV.2.3.2. Résidus solides après combustion

Pour tous les mélanges particules/air, on a observé, dans l'enceinte, après combustion, des résidus solides en plus ou moins grande quantité, quelle que soit la richesse du mélange. Ces résidus ont fait l'objet d'examen qualitatifs, principalement d'observations visuelles. Quelques exemples sont montrés pour des mélanges cellulose/air sur la Figure IV.11, et pour des mélanges particules ligno-cellulosiques/air sur la Figure IV.12.



Figure IV.11 : photos de l'intérieur de la chambre après combustion de mélanges cellulose/air de différentes richesses



Figure IV.12 : photos de l'intérieur de la chambre après combustion de mélanges de particules ligno-cellulosiques de type AA et d'air de différentes richesses

Pour les mélanges cellulose/air, on constate nettement des dépôts de particules blanches au fond de la chambre : il s'agit manifestement de particules de cellulose imbrûlées. Dans le cas des particules ligno-cellulosiques, ces dépôts sont de couleur grisâtre, mais leur observation est perturbée par la présence en suspension de particules submicroniques (qui sont probablement des cendres résultant de la combustion des particules submicroniques mentionnées plus loin au §V.1.2.3). Toutefois, dans le cadre de cette étude, on ne disposait pas des moyens techniques permettant de recueillir de manière systématique les produits déposés dans l'enceinte après chaque expérience afin d'en déterminer la masse avec précision. Quelques analyses, dont les résultats figurent dans l'ANNEXE III, ont été réalisées sur des échantillons de résidus solides recueillis après des expériences.

En conséquence des remarques ci-dessus, il est légitime de supposer que le déficit observé sur la valeur de la pression maximale par rapport à la valeur théorique prédite par les calculs est due, à la fois à une dispersion partielle des particules contenues dans les cannes de dispersion, et à la combustion incomplète des particules en suspension.

IV.3. Caractéristiques d'explosion des mélanges hybrides particules solides/méthane/air

Comme nous l'avons vu aux paragraphes IV.2.1.2 et IV.2.2, la vitesse de montée en pression des mélanges hétérogènes particules solides/air est plus faible que celle des mélanges méthane/air, ce qui se traduit par une forte proportion de particules imbrûlées. Or, pour pouvoir tirer parti au mieux, dans les applications pratiques, des valeurs plus élevées de la pression d'explosion P_{max} obtenues avec les particules, il est nécessaire d'augmenter la vitesse de combustion. C'est pourquoi nous avons procédé à des expériences dans des mélanges hybrides composés de méthane, de particules solides et d'air.

Les mélanges particules/méthane/air que nous avons étudiés sont uniquement des mélanges cellulose/méthane/air. La composition de ces mélanges a été choisie de manière, d'une part, à assurer une richesse globale autour de la stœchiométrie, et d'autre part, à rechercher une richesse partielle en méthane la plus faible possible (richesses partielles en méthane étudiées : 0,23 ; 0,3 ; 0,4 ; 0,5 ; 0,6). Le Tableau IV.1 regroupe les concentrations des particules pour les mélanges testés, en fonction de la richesse globale du mélange et de la richesse partielle en méthane. Les calculs des richesses sont détaillés dans l'ANNEXE IV.

		Richesse du mélange CH ₄ /air			
		0.6	0.5	0.4	0.3
Richesse globale du mélange hybride	0.7	20	41	62	83
	0.8	42	64	86	108
	0.9	66	88	112	135
	1.0	91	115	139	164
	1.1	119	144	170	196
	1.2	149	176	203	230
	1.3	182	210	239	268
	1.4	219	248	279	310
	1.5	259	291	323	356
	1.6	304	337	372	407
	1.7	354	390	427	464
	1.8	410	449	488	528
	1.9	474	515	558	601
	2.0	547	592	637	684

Tableau IV.1 : concentration en particules (en g/m³) des mélanges hybrides testés, en fonction de la richesse globale et de la richesse partielle en méthane

IV.3.1. Pression d'explosion maximale P_{max}

Un exemple d'évolution de la pression au cours de l'explosion d'un mélange hybride (richesse en méthane $r_{CH_4} = 0,6$; concentration en particules de cellulose $\sigma = 90 \text{ g/m}^3$) est reproduit sur la Figure IV.13. Nous y avons aussi fait figurer deux enregistrements de pression dans des mélanges méthane/air ($r = 0,6$ et $r = 1$) et un enregistrement de pression dans un mélange cellulose/air ($\sigma = 240 \text{ g/m}^3$, $r = 1$).

Sur la Figure IV.13, on remarque que la présence de particules de cellulose dans un mélange méthane/air de richesse 0,6 augmente à la fois la pression maximale d'explosion et la vitesse de montée en pression, par rapport au mélange méthane/air seul.

On constate également que, pour une même richesse globale, le mélange cellulose/air donne une pression maximale d'explosion et une vitesse de montée en pression plus faibles que celles du mélange hybride. Le fait de remplacer une partie de la cellulose par du méthane en conservant la même richesse globale de mélange permet donc d'obtenir des caractéristiques d'explosion plus élevées.

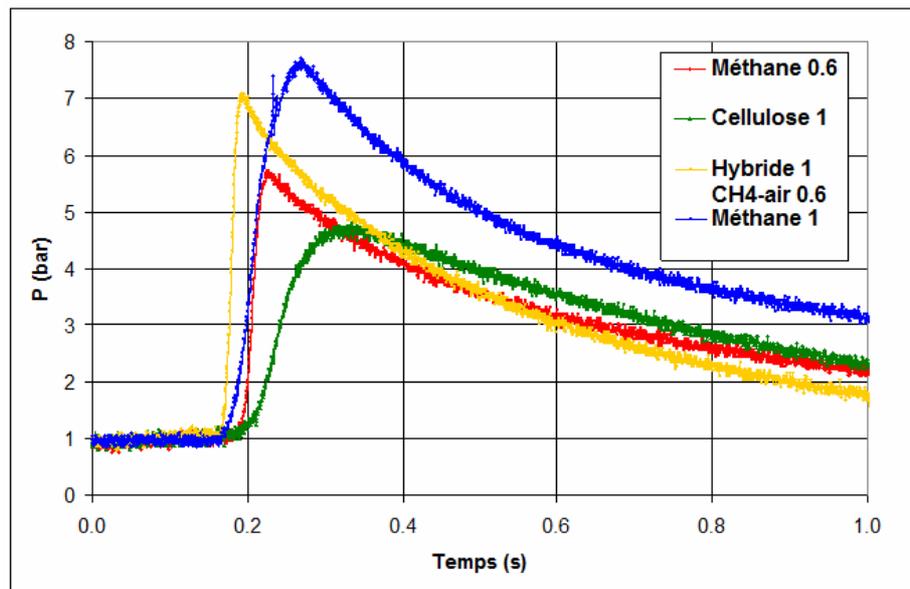


Figure IV.13 : profils de pression pour la combustion de mélanges méthane/air ($r = 0,6$ et $r = 1$), cellulose/air ($r = 1$; $\sigma = 240 \text{ g/m}^3$) et cellulose/méthane/air ($r = 1$; $\sigma = 90 \text{ g/m}^3$)

La Figure IV.14 rassemble les pressions maximales d'explosion relevées lors des expériences avec les mélanges hybrides cellulose/méthane/air, en fonction de la richesse globale de mélange. On y a également reporté les valeurs de pression théorique de combustion isochore, pour ces mêmes mélanges. On constate que le fait de changer les proportions méthane/particules, tout en gardant la même richesse globale de mélange, a très peu d'influence sur la pression maximale d'explosion. Les mélanges hybrides de richesse partielle en méthane 0,6 donnent des pressions d'explosion légèrement supérieures à celles des autres mélanges testés.

La différence entre la pression théorique de combustion isochore et la pression maximale d'explosion, pour les mélanges hybrides, est d'environ 30%. Ce déficit est intermédiaire entre celui constaté pour les mélanges gazeux méthane/air et celui constaté pour les mélanges particules/air. La présence de particules dans un prémélange gazeux expliquerait donc en partie le déficit de pression entre le cas de la combustion isochore idéale et les expériences. La Figure IV.14 montre également que, contrairement à ce que prévoient les

calculs théoriques de combustion isochore, plus les mélanges hybrides ont une faible teneur en méthane, plus la pression maximale d'explosion est faible. . L'état des réactifs (solide ou gazeux) semble donc davantage influencer le déroulement de la combustion que le contenu énergétique du mélange dans l'enceinte.

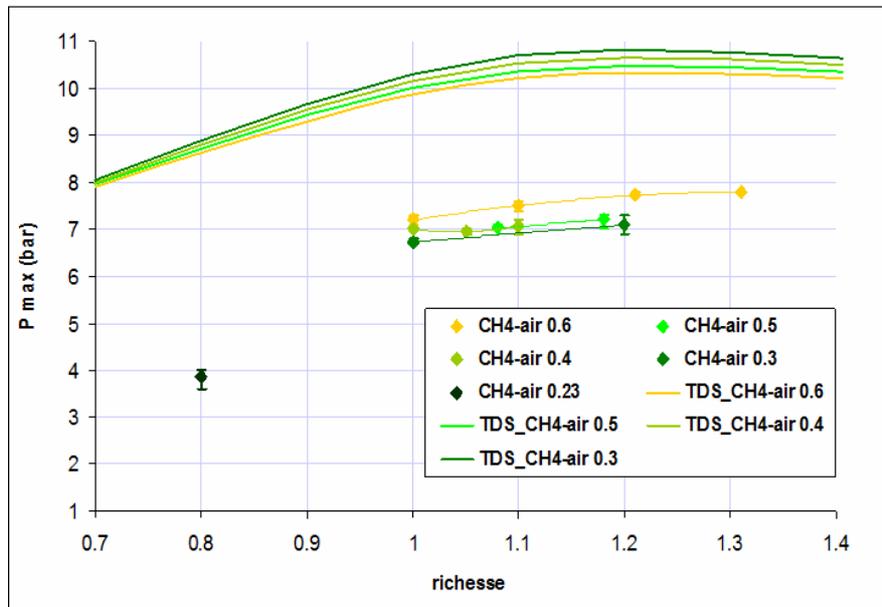


Figure IV.14 : variation de la pression maximale d'explosion et de la pression maximale théorique de combustion isochore en fonction de la richesse globale, pour les mélanges hybrides de richesses partielles en méthane 0,23, 0,3, 0,4, 0,5 et 0,6

IV.3.2. Taux maximal de montée en pression $\left(\frac{dP}{dt}\right)_{\max}$

La Figure IV.15 rassemble les valeurs des vitesses maximales de montée en pression pour les mélanges hybrides testés. Comme pour les pressions maximales d'explosion sur la Figure IV.14, on constate que la vitesse de montée en pression est plus élevée pour les mélanges à plus forte teneur en méthane. Cette tendance s'explique par le fait que la vitesse de montée en pression est plus élevée pour les mélanges méthane/air que pour les mélanges cellulose/air. On observe par exemple un gain d'environ 75% sur la vitesse de montée en pression entre les mélanges hybrides de richesse partielle en méthane 0,3 et ceux de richesse partielle en méthane 0,6. La présence d'un gaz combustible tel que le méthane gaz a donc une

influence très favorable sur la vitesse de montée en pression lors de la combustion des mélanges hybrides.

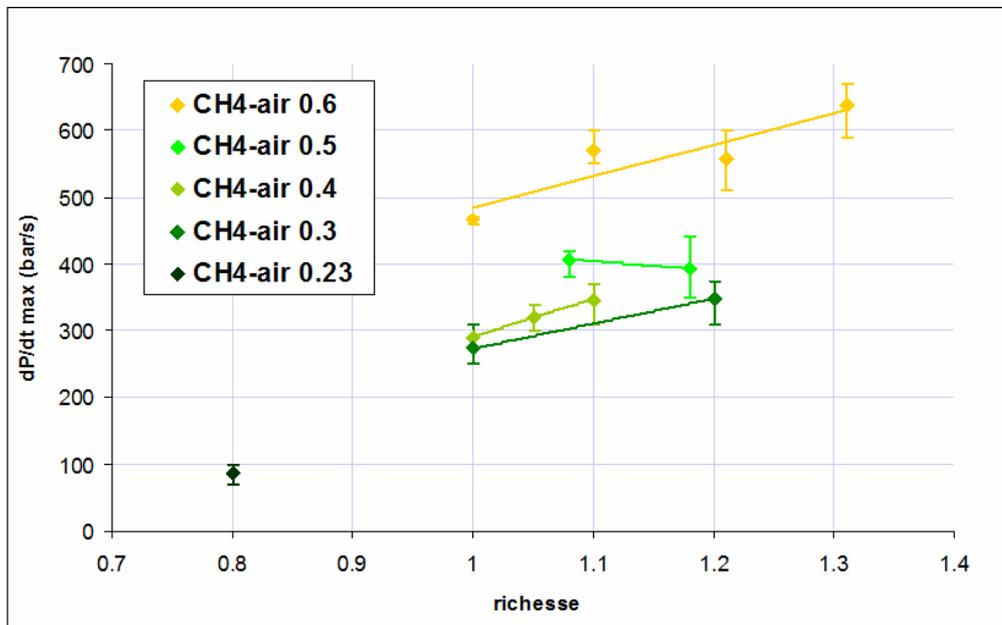


Figure IV.15 : variation du taux de montée en pression en fonction de la richesse, pour les mélanges hybrides de richesses partielles en méthane 0,23, 0,3, 0,4, 0,5 et 0,6

IV.3.3. Limites d'inflammabilité

Nous avons effectué quelques expériences pour rechercher comment évoluent les limites d'inflammabilité d'un mélange hybride globalement pauvre. Sur la Figure IV.14, on observe que l'allumage du mélange a été obtenu pour une richesse globale de 0,8, avec une richesse partielle en méthane $r_{CH_4} = 0,23$, et une concentration en particules de cellulose de $\sigma = 130 \text{ g/m}^3$. La pression maximale P_{max} et la vitesse maximale de montée en pression $\left(\frac{dP}{dt}\right)_{max}$ pour ce mélange sont supérieures à celles du mélange cellulose/air seul de concentration en particules $\sigma = 130 \text{ g/m}^3$ (cf. Figure IV.16).

On note également que le taux maximal de montée en pression pour les mélanges hybrides est supérieur à celui des mélanges particules/air et à celui des mélanges méthane/air (cf. Figure IV.16). L'association du gaz et des particules a donc permis d'améliorer les performances globales des mélanges.

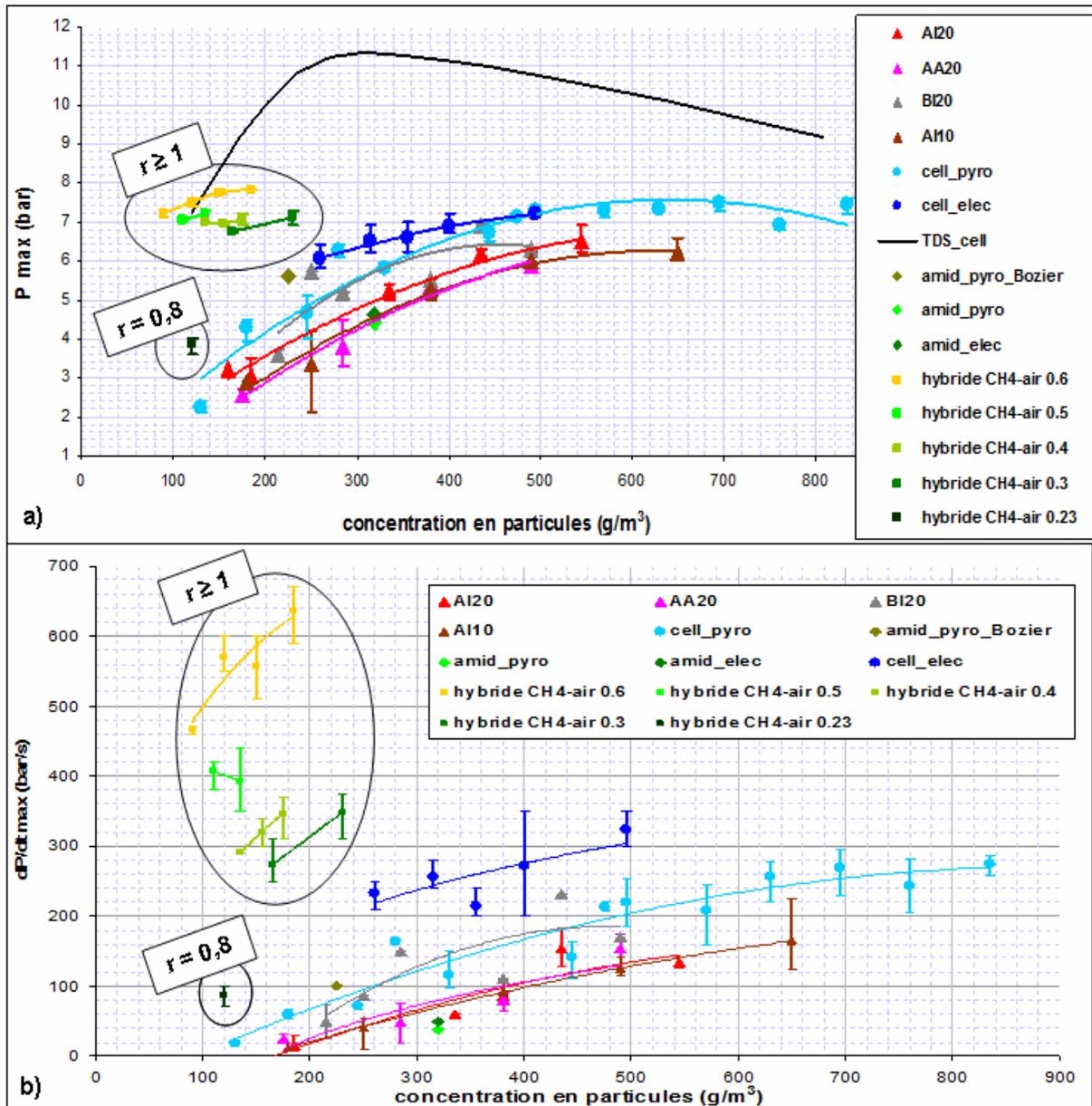


Figure IV.16 : évolution a) de la pression maximale d'explosion, et b) du taux maximal de montée en pression, en fonction de la concentration en particules dans l'enceinte

IV.3.4. Discussion

Il convient de remarquer que des mélanges cellulose/air ou méthane/air non explosibles, pris séparément, deviennent explosibles en mélanges hybrides, et présentent des caractéristiques d'explosion très intéressantes. En effet, la limite inférieure d'inflammabilité d'un mélange méthane/air se situe à la richesse 0,5, et d'après nos expériences sur la cellulose, la limite inférieure d'inflammabilité d'un mélange cellulose/air, pour notre

configuration expérimentale, se situe à richesse 0,6, ce qui correspond à une concentration en particules de 130 g/m^3 dans l'enceinte (cf. Figure IV.16). On a pu voir qu'il est possible d'enflammer un mélange cellulose/air de concentration en particules de 90 g/m^3 , en ajoutant une faible quantité de méthane (cf. §IV.3.1, Figure IV.13). Un tel mélange permet de multiplier la pression d'explosion par trois par rapport au mélange cellulose/air le plus pauvre que l'on ait pu enflammer (concentration en particules : 130 g/m^3 , cf. Figure IV.16.a). De manière plus générale, les mélanges hybrides testés, par rapport à des mélanges cellulose/air de concentrations en particules identiques, permettent d'obtenir des pressions d'explosion deux à trois fois supérieures, pour une richesse globale comprise entre 1 et 1,3 (cf. Figure IV.16.a). Quant à la vitesse de montée en pression (cf. Figure IV.16.b), pour des mélanges de même concentration en particules, elle est trois à sept fois plus élevée pour des mélanges hybrides que pour des mélanges cellulose/air, selon la quantité de méthane ajoutée.

Parmi les mélanges hybrides, pour une même concentration en particules, le fait de passer d'une richesse globale de 0,8 à une richesse globale de 1 augmente la pression maximale d'explosion de 80% environ et la vitesse de montée en pression de 200 à 600%.

L'ajout de méthane dans des mélanges cellulose/air permet donc d'augmenter très fortement les caractéristiques d'explosion, pour des mélanges à faible concentration en particules (inférieure à 300 g/m^3).

IV.4. Conclusions

L'expérience a démontré, avec les mélanges méthane/air, qu'un allumage central était le plus avantageux dans notre enceinte cylindrique, par rapport à un allumage positionné à une des extrémités du cylindre. Nous avons vu par contre que la position du point d'injection du mélange dans l'enceinte, pour un allumage central, n'avait pas d'influence significative sur l'évolution de la pression lors de la combustion.

L'allumage par inflammateur pyrotechnique fournit de l'énergie sur une durée plus longue que l'allumage par arc électrique. Pour les mélanges avec particules, où l'inflammation est plus difficile que pour les mélanges gazeux, cela se traduit par une montée en pression plus rapide avec l'allumage par arc électrique, mais une limite inférieure d'inflammabilité nettement plus élevée qu'avec l'allumage par inflammateur pyrotechnique.

Les mélanges cellulose/air permettent d'atteindre des pressions allant jusqu'à 7,4 bar, ce qui est inférieur d'environ 35% aux pressions théoriques calculées avec le code TDS. Ce

déficit est en partie dû aux pertes aux parois. De plus, une partie des gaz issus de la pyrolyse des particules semble ne pas participer à la réaction, ce qui explique une partie des pertes et le décalage des courbes de pression par rapport aux calculs théoriques. On retrouve ce décalage des courbes de pression en fonction de la richesse avec les mélanges poudres ligno-cellulosiques/air, mais on observe ici aussi des pressions plus faibles qu'avec les mélanges cellulose/air, qui peuvent être attribuées à la présence de composants inertes (tels que les cendres).

A partir des résultats pour des mélanges méthane/air et pour des mélanges particules/air, on a tenté de réunir les avantages de chacun de ces types de mélanges : la vitesse de combustion plus importante pour l'un, et la pression maximale élevée pour l'autre. Les premiers résultats que nous avons obtenus sont encourageants, puisque les mélanges hybrides cellulose/méthane/air donnent effectivement des pressions d'explosions et des vitesses de montée en pression plus importantes que celles des prémélanges gazeux et des mélanges particules/air. On obtient d'ailleurs ces résultats pour des mélanges hybrides composés de mélanges méthane/air très pauvres additionnés d'une faible concentration en particules.

Il serait intéressant de poursuivre l'étude des mélanges hybrides, y compris avec les particules ligno-cellulosiques à la place des particules de cellulose, puisque ces mélanges semblent présenter un réel intérêt en termes de performances énergétiques. L'optimisation de la dispersion des particules, et la compréhension du développement de la combustion peuvent aussi servir de bases pour améliorer les performances des mélanges considérés ici, c'est pourquoi on décrit dans les chapitres suivants nos travaux entrepris dans ces deux voies d'amélioration.

**CHAPITRE V : GENERATION D'UNE SUSPENSION
DE PARTICULES SOLIDES DANS UNE ENCEINTE
FERMEE**

Ce chapitre est consacré à l'étude des mécanismes de dispersion des particules solides dans l'enceinte. Comme cela a été vu au CHAPITRE IV, les caractéristiques d'explosion dépendent fortement de l'état initial du milieu, qui est lui-même déterminé par le processus de dispersion des particules dans l'enceinte. La concentration locale en particules dans la zone où l'on procède à l'inflammation, et les gradients de concentration dans l'enceinte sont deux paramètres dont une meilleure connaissance est nécessaire pour améliorer l'efficacité de la combustion. Nous présentons ici les travaux expérimentaux et numériques que nous avons menés dans ce but.

V.1. Etude expérimentale de la dispersion des particules

Le dispositif expérimental et les méthodes de diagnostics utilisées pour cette étude ont été présentés aux paragraphes III.2 et III.3 respectivement. Les trois types d'injecteurs (C1, C2 et C3) que nous avons testés sont décrits au paragraphe III.2.2.

V.1.1. Etude de l'évolution du champ aérodynamique dans l'enceinte

Cette étude est réalisée à l'aide de mesures des champs de vitesses par la technique PIV. Les configurations étudiées sont indiquées dans le Tableau V.1.

Type d'injecteur	Fenêtre d'observation	δt (μs)
C1	Base	2.5
		120
	----- Centre	40
C2	Orifice intermédiaire	5
		10
	----- Centre	120
C3	Base	2.5
		120
	----- Centre	120

Tableau V.1 : paramètres expérimentaux pour les mesures PIV

Pour les trois injecteurs, nous avons utilisé différentes valeurs de δt (cf. §III.3.1), et différentes fenêtres d'observation. Toutes les fenêtres d'observations sont des carrés d'environ 10 cm de côté. Pour la fenêtre d'observation « Base », le bas de l'image correspond à la base de l'intérieur de la chambre. La fenêtre d'observation « Centre » est située au centre exact de la chambre, ce qui correspond au point d'allumage dans la chambre de combustion, pour les injecteurs de types C1 et C3. Pour l'injecteur de type C2, le centre de la chambre est confondu avec le bord droit de la fenêtre, à mi-hauteur de celle-ci, car la zone à droite de la canne d'injection n'est pas éclairée par le laser, et on ne peut donc pas y faire les mesures de PIV (cf. Figure III.11, §III.3.1). La fenêtre « Orifice intermédiaire » est centrée sur la rangée de trous intermédiaire de la canne d'injection, qui se trouve à 33 cm au-dessus de la base de l'enceinte. Toutes les expériences pour mesurer les champs de vitesses ont été réalisées avec des particules de cellulose uniquement, de diamètre 20 μm , identiques à celles utilisées pour les expériences de combustion. Ces particules sont légèrement plus grosses que les particules habituellement utilisées comme traceurs pour les mesures PIV, qui ont une taille moyenne plutôt de l'ordre de quelques μm . En effet, plus les particules sont petites, plus elles sont susceptibles de suivre l'écoulement du fluide observé. Cependant, notre but étant d'étudier la génération d'une suspension de particules pour mener des expériences de combustion, nous avons choisi ces particules plus grosses, car elles nous servent à la fois de traceur pour l'écoulement des gaz, et d'échantillons représentatifs des particules dont nous souhaitons observer la mise en suspension. Cela permet de ne mettre en œuvre qu'un seul type de particules, et de limiter le nombre d'expériences. Les expériences menées par Bozier (2004) ont permis de déterminer que dans notre configuration expérimentale, avec des particules d'amidon de même taille et de même masse volumique que les particules de cellulose que nous utilisons, la force de gravité peut être négligée jusqu'à environ 700 ms après le début de la mise en suspension. Comme nous ne nous intéressons, pour notre étude qu'aux premières 150 ms (durée de la mise en suspension avant l'allumage, dans nos expériences de combustion), nous pouvons considérer, dans cet intervalle de temps, que les particules remplissent de manière satisfaisante le rôle de traceurs de l'écoulement des gaz.

Les masses de particules introduites varient de 4 à 10 mg selon le type d'injecteur utilisé, afin d'optimiser les résultats des mesures par PIV. En effet, il faut suffisamment de particules pour obtenir un champ de vitesse représentatif, mais pas trop pour éviter de saturer l'image, en raison des réflexions de la nappe laser sur les particules.

Les valeurs les plus faibles de δt permettent de mesurer les vitesses les plus élevées dans la fenêtre d'observation, en particulier au début de la phase d'injection des particules dans la chambre, où on peut atteindre plusieurs centaines de mètres par seconde. Les valeurs les plus élevées de δt sont plus adaptées pour la fin de la phase d'injection, quand les vitesses sont plus faibles (de l'ordre de 1 ou 10 m/s selon le type d'injecteur). L'ensemble caméra rapide/laser a été calibré pour mesurer 1750 champs de vecteurs vitesses par seconde. Le détail des paramètres de mesures utilisés pour ces expériences figure en ANNEXE V.

En raison du temps limité pendant lequel nous avons disposé des équipements permettant ces mesures, nous n'avons pu effectuer qu'un nombre limité d'expériences. Les champs obtenus ne sont donc pas des champs moyennés. Cependant, une bonne reproductibilité des mesures a été constatée pour quelques configurations, sur deux à trois expériences.

V.1.1.1. Champs de vitesses à la sortie des injecteurs

Pour toutes les mesures de champs de vitesses en sortie des injecteurs, on a choisi un δt de 2,5 μ s, qui est la valeur la plus petite que nous avons utilisée au cours des mesures PIV. Sur la Figure V.1, nous avons rassemblé les champs des vecteurs vitesses obtenus à $t = 50$ ms, dans la zone située au voisinage des trous-types des injecteurs (pour l'injecteur de type C2, qui est une canne possédant trois rangées de trous à des hauteurs différentes, on a choisi de faire les mesures de PIV au niveau de la rangée intermédiaire).

A $t = 50$ ms, on constate que la mise en suspension des particules dans la chambre a commencé pour les trois types d'injecteurs. L'écoulement est fortement instationnaire à cet instant en raison de la décharge du réservoir, et c'est autour de cet instant qu'on observe, pour les sorties des trois injecteurs, les vitesses d'écoulement les plus élevées.

Pour l'injecteur de type C1 (cf. Figure V.1.a), on observe un jet vertical légèrement en spirale, partant de la base de la chambre et s'inscrivant dans un tube cylindrique de hauteur 10 cm environ, dont le diamètre correspond à celui de l'injecteur, c'est-à-dire 1 cm. Le mouvement en spirale pourrait être dû aux réflexions de l'onde de pression dans le tube d'injection, qui est coudé en plusieurs endroits. La vitesse de l'écoulement atteint 620 m/s sur l'axe du jet et 150 à 200 m/s sur l'extérieur du jet.

Avec l'injecteur de type C2 (cf. Figure V.1.b), le jet est horizontal, de l'axe de l'enceinte vers les parois latérales. On remarque une volute à l'extrémité du jet, vers le bas, due à l'impact du jet sur la paroi. Cela indique que le jet atteindrait plus de 11 cm (distance entre l'orifice de l'injecteur et la paroi) s'il n'impactait pas la paroi. Cependant, les vitesses mesurées sont nettement inférieures à celles enregistrées avec l'injecteur de type C1, et n'atteignent que 220 m/s dans l'axe du jet, au niveau de l'orifice de l'injecteur. Le dispositif expérimental fait que pour cet injecteur, des obstacles (tiges métalliques servant au maintien de l'enceinte) empêchent une bonne observation de l'extrémité du jet impactant la paroi. Les valeurs enregistrées dans cette zone sont donc susceptibles d'avoir subi des perturbations en raison des réflexions de la nappe laser sur ces obstacles métalliques.

Dans le cas de l'injecteur C3 (cf. Figure V.1.c), on observe un jet en spirale horizontal, de l'axe de l'enceinte vers les parois latérales, et s'inscrivant dans un cylindre d'environ 1 cm de diamètre. Les dimensions de la fenêtre d'observation ne nous permettent pas de voir le jet en totalité : ce dernier mesure donc plus de 5 cm (distance entre l'orifice de l'injecteur et le bord de la fenêtre d'observation). Les vitesses mesurées sont intermédiaires entre celles mesurées avec l'injecteur C1 et celles mesurées avec l'injecteur C2 : elles atteignent 460 m/s dans l'axe du jet. Cependant, la vitesse de l'écoulement diminue très rapidement dans le jet, dès qu'on s'éloigne de plus de 1 mm de l'axe (vitesse divisée par deux entre l'axe du jet et un point à 2 mm de l'axe du jet).

Des résultats complémentaires de ces mesures par PIV sont donnés dans l'ANNEXE VI.

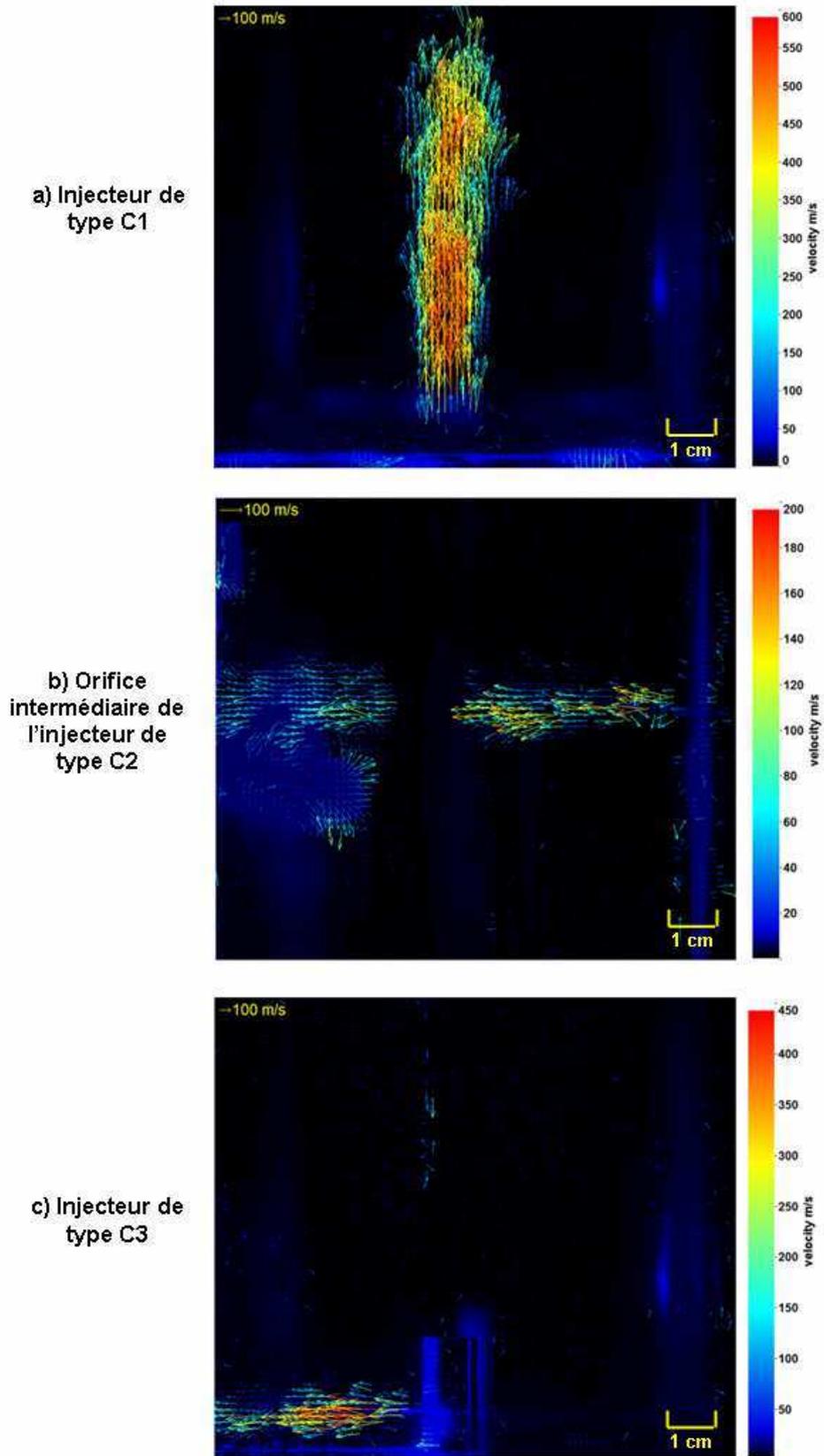


Figure V.1 : champs des vecteurs vitesses aux points d'injection, à $t = 50$ ms, en fonction du type d'injecteur

V.1.1.2. Champs de vitesses au point d'allumage

On s'intéresse à présent, pour les trois types d'injecteurs, à l'évolution des champs de vecteurs vitesses en fonction du temps, au centre de la chambre, c'est-à-dire dans la zone autour du point d'allumage. Les instants choisis pour les relevés des champs de vecteurs vitesses dépendent de plusieurs paramètres. Le premier instant t_1 correspond à l'instant de la vitesse maximale de l'écoulement à la sortie des injecteurs. Les instants t_2 et t_3 ont été choisis de manière arbitraire, entre les instants t_1 et t_4 . L'instant t_4 correspond à l'instant de fermeture de l'électrovanne et au déclenchement de l'allumage dans les expériences de combustion. Les valeurs de ces instants sont indiquées dans le Tableau V.2.

Type d'injection	t_1 (ms)	t_2 (ms)	t_3 (ms)	t_4 (ms)
C1	41	50	100	150
C2	50	50	100	150
C3	42	50	100	150

Tableau V.2 : instants des mesures PIV

Les résultats sont rassemblés sur les Figure V.2, Figure V.3 et Figure V.4 pour les injecteurs C1, C2 et C3 respectivement.

On peut voir sur la Figure V.2 que l'injecteur C1 permet d'obtenir un écoulement assez homogène au centre de la chambre, mais ayant une vitesse élevée (jusqu'à 87 m/s à $t_2 = 50$ ms), jusqu'au moment théorique de l'allumage ($t_4 = 150$ ms). A l'instant t_4 , la vitesse de l'écoulement au centre de la chambre est de l'ordre de 35 m/s.

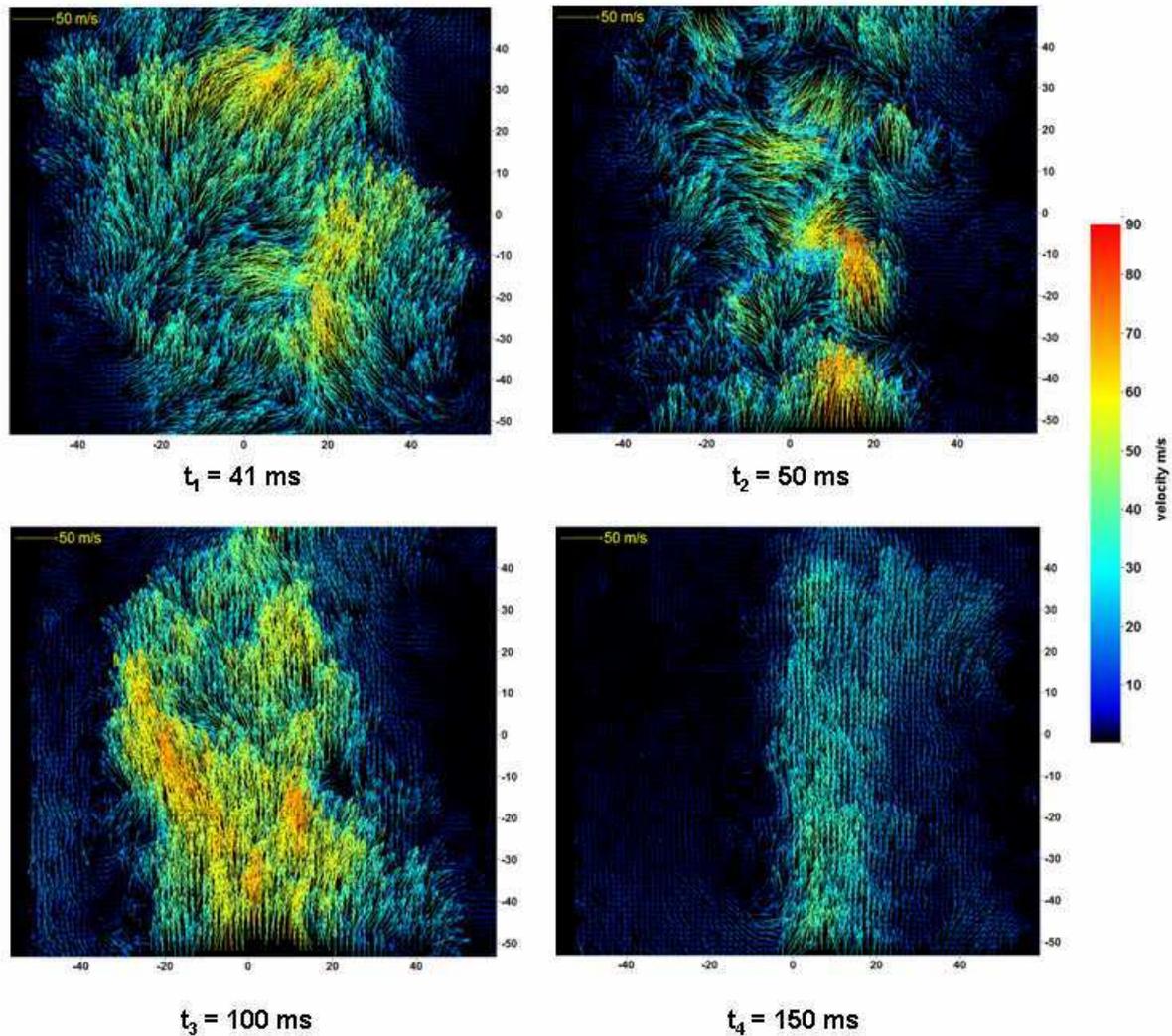


Figure V.2 : évolution du champ des vecteurs vitesses en fonction du temps, au centre de la chambre, pour l'injecteur C1 (cotes en mm)

Avec les injecteurs de types C2 et C3 (cf. Figure V.3 et Figure V.4), la vitesse de l'écoulement est beaucoup plus faible, de l'ordre de 5 à 10 m/s. Avec l'injecteur de type C2, la répartition des vitesses dans la zone observée semble assez homogène. En revanche, on remarque qu'avec l'injecteur C3, l'écoulement atteint la zone observée lentement (vitesse de l'ordre de 5 m/s) et tardivement (seulement à partir de l'instant $t_3 = 100$ ms).

Avec les injecteurs de types C1 et C2, on remarque plusieurs structures tourbillonnaires. Dans le cas de l'injecteur C1, ces structures sont observées à l'instant t_2 , le long de l'axe de l'enceinte, et elles mesurent environ 2 cm de diamètre. Dans le cas de l'injecteur C2, ces structures sont présentes à l'instant t_3 , le long de la paroi latérale, et mesurent environ 1 à 1,5 cm, mais elles sont difficilement observables dans notre configuration expérimentale en raison des obstacles présents dans cette fenêtre d'observation.

Des observations sur des zones plus larges, voire sur l'ensemble de la chambre, seraient utiles pour observer l'apparition et l'évolution de ces structures au cours du temps.

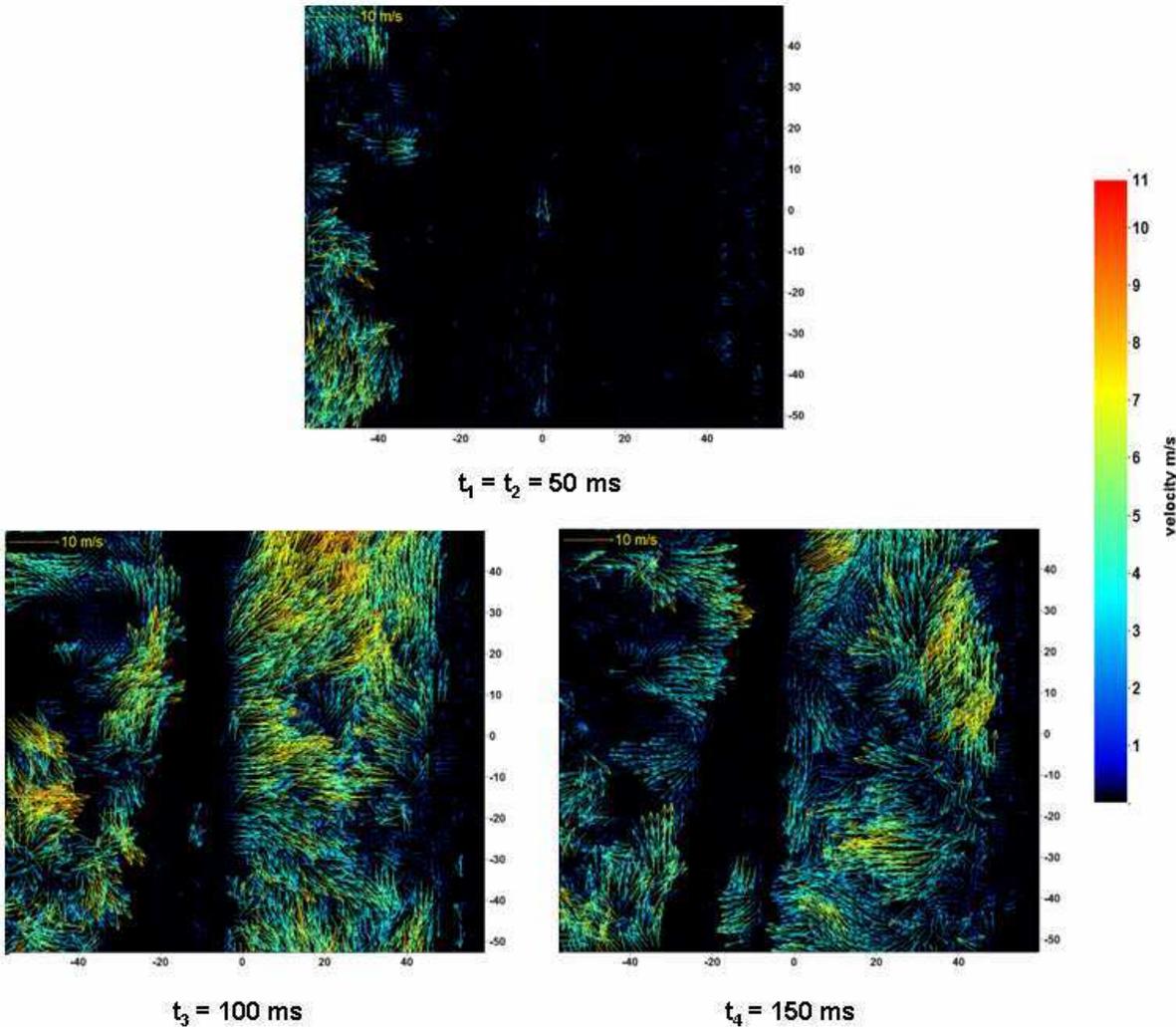


Figure V.3 : évolution du champ des vecteurs vitesses en fonction du temps, au centre de la chambre, pour l'injecteur C2 (cotes en mm)

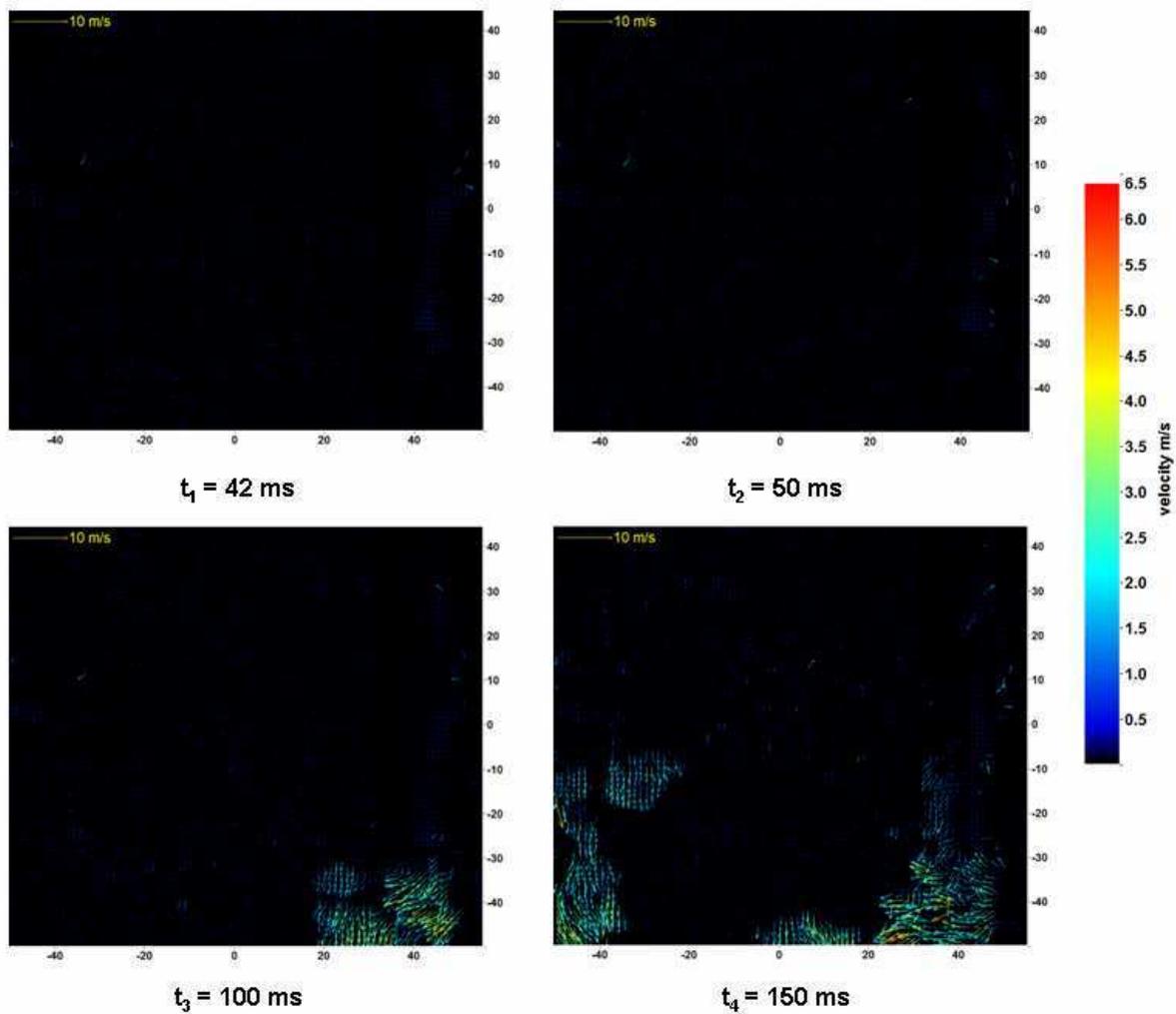


Figure V.4 : évolution du champ des vecteurs vitesses en fonction du temps, au centre de la chambre, pour l'injecteur C3 (cotes en mm)

Cette série d'expériences a permis de mettre en évidence des différences entre les écoulements générés par les trois injecteurs :

- l'injecteur C1 génère un écoulement plutôt homogène mais avec un fort niveau de turbulence ;
- l'injecteur C2 génère un écoulement lui aussi plutôt homogène, mais avec un niveau de turbulence beaucoup plus faible (vitesse maximale de l'écoulement trois fois inférieure à celle de l'écoulement avec l'injecteur C1) ;
- l'injecteur C3 génère un écoulement très hétérogène, limité à la moitié inférieure de la chambre, et dont la vitesse est intermédiaire entre celle de l'écoulement avec l'injecteur C1 et celle de l'écoulement avec l'injecteur C2.

V.1.2. Mesures par tomographie laser

La répartition des particules dans la chambre, en fonction du type d'injecteur et du type de particules, a été étudiée au moyen de mesures par tomographie laser rapide. On a utilisé à nouveau les trois injecteurs de types C1, C2 et C3, et on a choisi quatre types de particules différents :

- particules de cellulose ; diamètre moyen : 20 μm
- particules ligno-cellulosiques de type A ; diamètre moyen : 20 μm
- particules ligno-cellulosiques de type A ; diamètre moyen : 10 μm
- particules ligno-cellulosiques de type B ; diamètre moyen : 10 μm .

Dans ce paragraphe, on va détailler la répartition des particules au début de l'injection d'une part, et au moment de l'allumage d'autre part. Tous les paramètres de mesures utilisés pour ces expériences figurent dans l'ANNEXE V. Des images tomographiques supplémentaires sont fournies dans l'ANNEXE VII pour les particules de cellulose, avec les trois types d'injecteurs, et dans l'ANNEXE VIII pour les particules ligno-cellulosiques avec l'injecteur C2.

V.1.2.1. Evolution de la répartition des particules au début de l'injection

On a comparé dans un premier temps la répartition de particules de cellulose, de diamètre moyen 20 μm , avec les trois types d'injecteurs, dans la moitié inférieure de la chambre, au même instant $t_2 = 50 \text{ ms}$ (cf. Figure V.5).

On observe que, à l'instant t_2 , dans cette partie de la chambre, la répartition des particules est très hétérogène. Dans le cas des injecteurs de types C2 et C3, on voit le jet de particules impacter la paroi, et des structures tourbillonnaires se former de chaque côté de la zone d'impact. La concentration en particules est la plus élevée le long de la paroi. Au contraire, avec l'injecteur de type C1, les particules se dispersent le long de l'axe central de la chambre. On remarque également qu'une plus grande quantité de particules a été expulsée, à l'instant t_2 , avec l'injecteur C1 qu'avec les deux autres injecteurs (jet de plus grandes dimensions et plus lumineux, ce qui indique une concentration plus élevée en particules). Cela s'explique par le plus grand diamètre de l'orifice de l'injecteur C1, et par le fait que

l'injection se fait dans l'axe du tuyau d'injection. En effet, dans le cas des injecteurs C2 et C3, une partie des particules est comprimée à l'extrémité supérieure fermée de l'injecteur au moment de la décharge, et n'est donc pas dispersée dans l'enceinte.

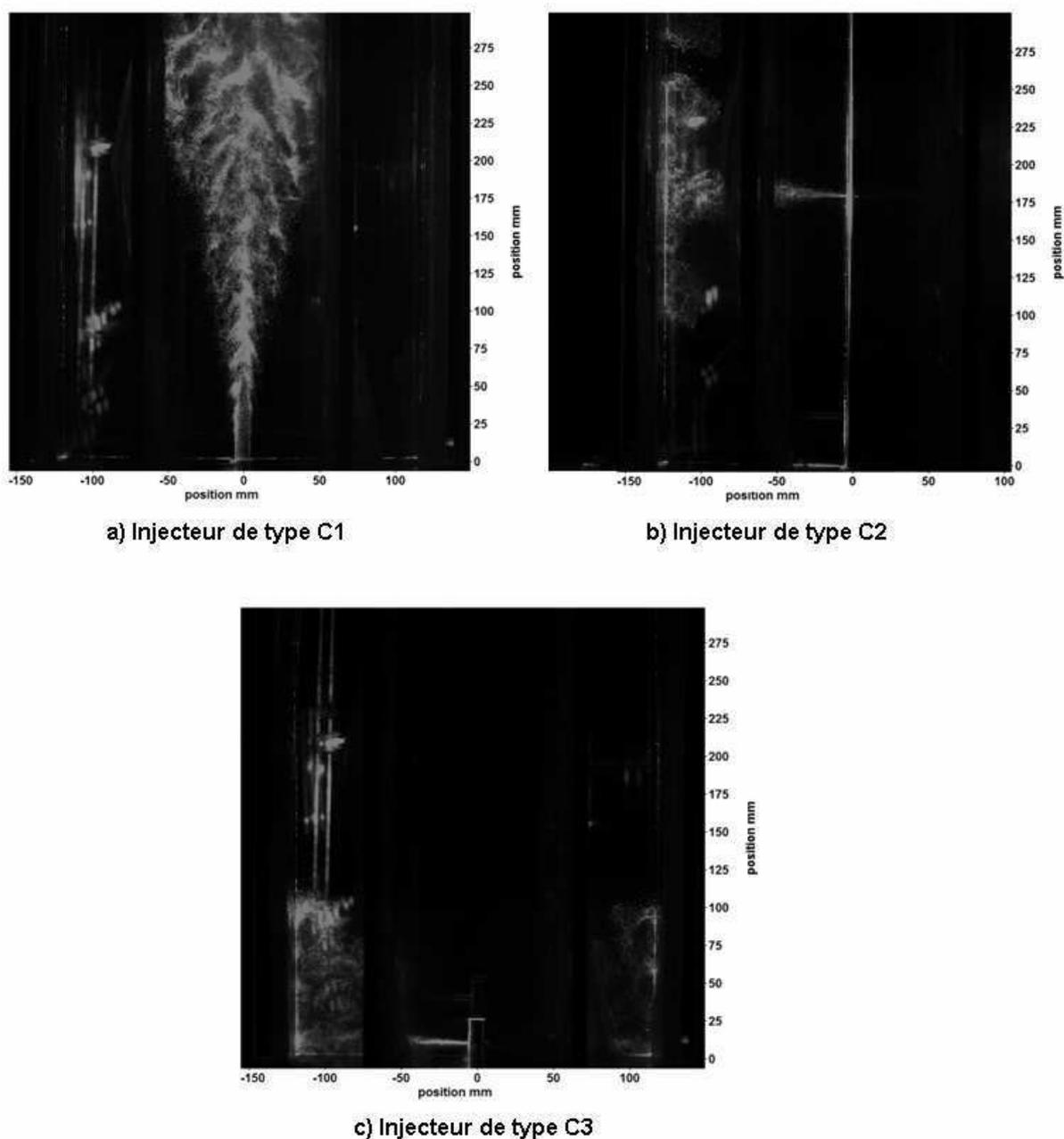


Figure V.5 : répartition des particules de cellulose dans la moitié inférieure de l'enceinte, à l'instant t_2

On a ensuite observé l'évolution du nuage de particules dans l'intégralité de la chambre en fonction du temps. En raison des grandes dimensions de la chambre, il a fallu deux enregistrements, avec deux fenêtres d'observation complémentaires entre elles, pour

obtenir ces résultats sur la totalité de l'enceinte. Chaque fenêtre permet de visualiser une zone d'environ 30 cm de haut dans l'enceinte, on a donc une fenêtre correspondant à la partie inférieure de l'enceinte, et l'autre correspondant à sa partie supérieure. Les expériences ont été effectuées uniquement avec l'injecteur C2. Les résultats ont été enregistrés aux instants t_2 et t_3 , afin d'observer l'évolution des structures tourbillonnaires après l'impact des jets sur la paroi (cf. Figure V.6). Les particules utilisées sont des particules de cellulose de diamètre moyen 20 μm .

On voit ici nettement les structures tourbillonnaires créées par l'impact des jets sur la paroi, à l'instant t_2 , et on observe, à l'instant t_3 , des structures plus petites, et d'arrangement plus complexe, issues de la dissipation des structures tourbillonnaires observées à l'instant t_2 .

La Figure V.6 montre également une stratification de la répartition des particules dans l'enceinte, à partir de $t_2 = 100$ ms :

- il n'y a quasiment pas de particules dans la partie basse de l'enceinte ;
- le nuage de particules est peu dense au niveau de la première rangée de trous de la canne d'injection ;
- et dans les 15 cm supérieurs de l'enceinte, le nuage de particules est très dense.

Les structures turbulentes sont distribuées de la même manière :

- elles sont inexistantes au bas de l'enceinte ;
- des structures apparaissent à environ 15 cm à partir de la base de l'enceinte ;
- et de nombreuses structures de différentes tailles sont observées dans la partie supérieure de la chambre.

Cet injecteur entraîne donc une répartition des niveaux de turbulence très hétérogènes dans la chambre, ce qui explique les basses valeurs de P_{max} dues à une combustion incomplète. Les traceurs que l'on a utilisés pour ces expériences étant les particules dont on souhaite étudier la mise en suspension, on constate que la structure du champ aérodynamique conditionne la répartition des particules dans l'enceinte. Les concentrations en particules les plus élevées sont observées le long des parois au moment de l'impact des jets sur celles-ci, puis dans les structures tourbillonnaires en proche paroi. En revanche, on remarque de faibles concentrations en particules en-dehors des zones turbulentes.

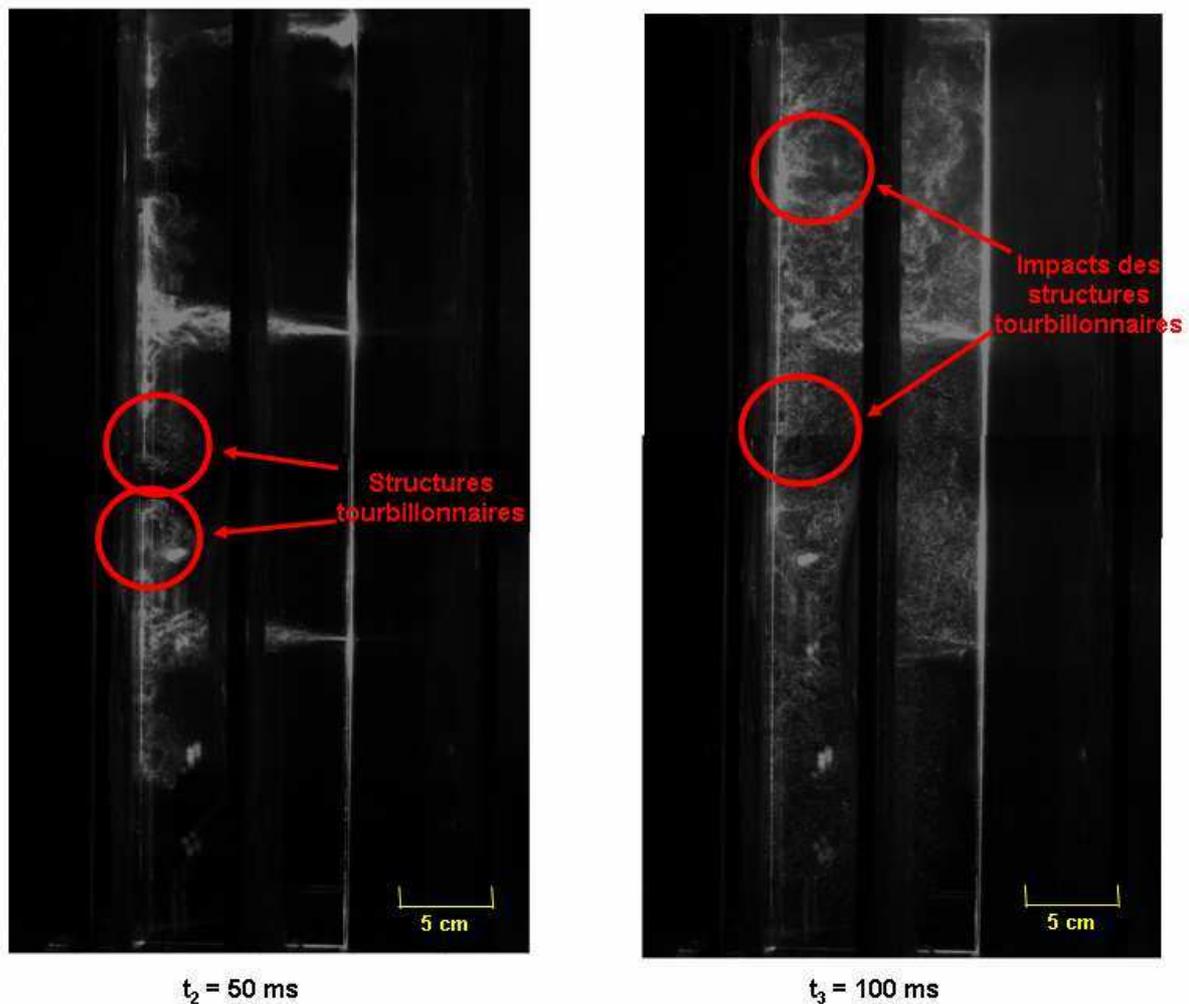


Figure V.6 : évolution du nuage de particules de cellulose dans l'enceinte avec l'injecteur C2, aux instants t_2 et t_3

V.1.2.2. Répartition des particules au moment de l'allumage

La Figure V.7 rassemble les images tomographiques de la moitié inférieure de la chambre, pour les trois différents injecteurs, au moment de l'allumage ($t_4 = 150$ ms). Dans les trois cas, on observe de nombreuses structures turbulentes. On constate une dispersion des particules dans toute la chambre pour les injecteurs C1 et C2, mais avec l'injecteur C3, au moment de l'allumage, le nuage de particules n'occupe que la partie inférieure de la chambre, jusqu'à une hauteur d'environ 25 cm, qui correspond à la moitié de la hauteur de la chambre.

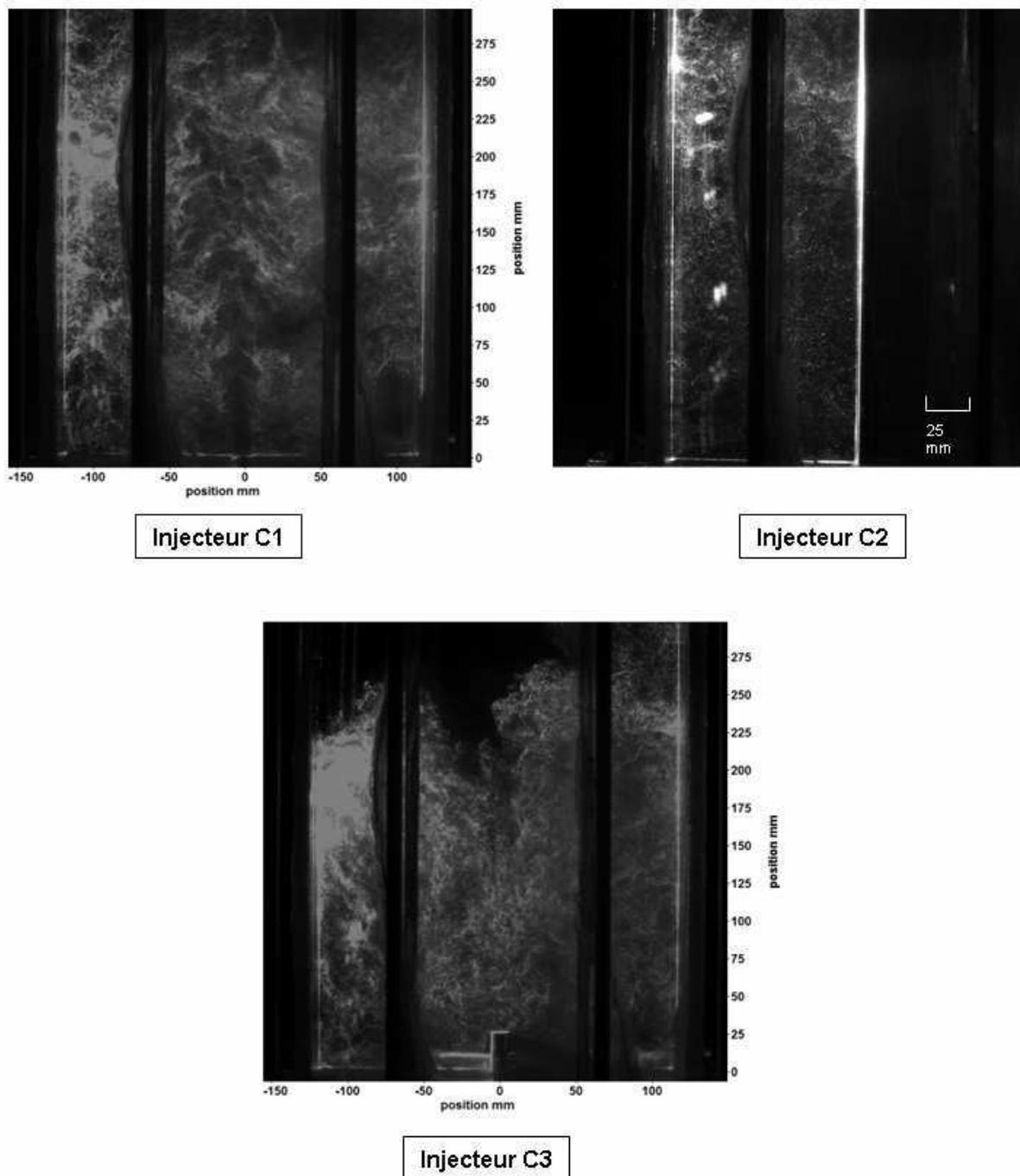


Figure V.7 : répartition des particules de cellulose dans la moitié inférieure de l'enceinte, à l'instant t_4

V.1.2.3. Influence de la taille et de la nature des particules

On s'est ensuite intéressé à l'influence de la taille et de la nature des particules sur leur répartition dans l'enceinte, dans le cas de l'injecteur de type C2, et pour les quatre types de particules cités au début du paragraphe V.1.2.



a) Particules de cellulose de diamètre moyen 20 μm



b) Particules ligno-cellulosiques de type A de diamètre moyen 20 μm



c) Particules ligno-cellulosiques de type A de diamètre moyen 10 μm



d) Particules ligno-cellulosiques de type B de diamètre moyen 10 μm

Figure V.8 : répartition des particules dans la moitié supérieure de l'enceinte à l'instant t_3 , avec l'injecteur C2 et pour différents types de particules

Les images des enregistrements de tomographie laser rapide sont comparées pour les quatre types de particules, à l'instant t_3 , dans la partie haute de la chambre (30 cm supérieures),

c'est-à-dire dans la zone où on a observé précédemment le plus de particules et de structures tourbillonnaires.

On observe des images tomographiques très différentes entre les particules de cellulose d'une part, et les particules ligno-cellulosiques d'autre part (cf. Figure V.8). Pour ces dernières, le nuage de particules formé semble très dense, et ses contours sont très diffus. On peut donc supposer qu'il y a dans ces échantillons de nombreuses particules submicroniques, qui contribuent à augmenter la diffusion de la lumière du laser, mais qui ne sont pas détectables compte tenu des caractéristiques de l'objectif de la caméra. Ce phénomène est particulièrement marqué avec les particules obtenues par le broyage de type A, quels que soient leur diamètre moyen et leur conditionnement.

On remarque également que pour les particules de type A, on atteint la saturation de la caméra, en raison du grand nombre de particules, alors que la masse introduite dans l'injecteur est la même que pour les particules de cellulose et les particules de type B. En raison de la présence des particules submicroniques, la concentration numérique pour une même concentration massique est supérieure dans le cas des particules ligno-cellulosiques de type A à celle des particules de cellulose. Une autre conséquence de la présence de ces particules submicroniques est que le mélange obtenu dans cette partie de la chambre est plus homogène, même s'il est toujours turbulent (on distingue les structures turbulentes dans le cas des particules de type A de diamètre moyen 20 μm).

Les particules ligno-cellulosiques de type B et de diamètre moyen 10 μm ont un comportement intermédiaire entre les particules de cellulose et les particules ligno-cellulosiques de type A : le nuage de particules a des contours légèrement plus nets que pour les particules de type A, mais on observe néanmoins un nuage diffus autour des structures tourbillonnaires visibles.

La taille des particules a aussi une influence sur leur répartition dans la chambre, et notamment sur l'homogénéité de la suspension (cf. Figure V.8). En effet, alors qu'on peut observer quelques structures tourbillonnaires dans la suspension de particules ligno-cellulosiques de type A et de diamètre moyen 20 μm , on ne distingue aucune structure turbulente avec les particules de type A et de diamètre moyen 10 μm .

La génération de la suspension des particules et son homogénéité, pour un injecteur donné (ici C2), dépendent donc de deux paramètres : le diamètre moyen et la nature des particules.

V.2. Etude numérique de la dispersion des particules

V.2.1 Modèle numérique du code EFAE

La modélisation numérique des milieux diphasiques avec le code EFAE (Khasainov, 1996 et 2005) est basée sur la théorie classique continue des milieux multiphasiques de Nigmatulin (1970). Le schéma numérique choisi est décrit dans l'ANNEXE IX. Les hypothèses utilisées sont les suivantes :

- la phase gazeuse et la phase solide sont des milieux continus traités séparément en termes de masse volumique, vitesse et température ;
- la taille moyenne des particules est suffisamment grande devant les distances de la dynamique moléculaire, mais suffisamment petite devant les autres caractéristiques du problème (comme par exemple l'épaisseur de la zone de réaction) ;
- la fraction volumique des particules et les interactions entre particules sont négligeables ;
- la température interne des particules est uniforme ;
- le matériau constituant les particules est incompressible.

Les équations de bilan pour la phase gazeuse et la phase solide sont indiquées dans le Tableau V.3 et le Tableau V.4 respectivement.

Bilan de masse (équation de continuité pour la phase gazeuse)	$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{u}) = J$
Bilan de quantité de mouvement	$\frac{\partial \rho \mathbf{u}}{\partial t} + \nabla \cdot ((\rho \mathbf{u}) \otimes \mathbf{u}) = -\nabla p + J \mathbf{v}_p - \mathbf{f}$
Bilan d'énergie	$\frac{\partial E}{\partial t} + \nabla \cdot (\mathbf{u}(E + p)) = J(e + Q_{\text{mélange}}) - \mathbf{f} \cdot \mathbf{v}_p - q$
Energie totale	$E \equiv \rho \left(e + \frac{1}{2} \mathbf{u} \cdot \mathbf{u} \right)$
Equation d'espèces (produits de réaction)	$\frac{\partial \rho_{rp}}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_{rp} \mathbf{u}) = (1 + \chi) J$
Equation d'espèces (oxydants)	$\frac{\partial \rho_{ox}}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_{ox} \mathbf{u}) = -\chi J$

Tableau V.3 : équations de bilan pour la phase gazeuse

<i>Bilan de masse des particules</i>	$\frac{\partial \sigma}{\partial t} + \nabla \cdot (\sigma \mathbf{v}_p) = -J$
<i>Bilan de quantité de mouvement</i>	$\frac{\partial \sigma \mathbf{v}_p}{\partial t} + \nabla \cdot ((\sigma \mathbf{v}_p) \otimes \mathbf{v}_p) = \mathbf{f} - J \mathbf{v}_p$
<i>Bilan d'énergie</i>	$\frac{\partial E_p}{\partial t} + \nabla \cdot (\mathbf{v}_p E_p) = q - J e_p + \mathbf{f} \cdot \mathbf{v}_p$
<i>Energie totale</i>	$E \equiv \sigma \left(e_p + \frac{1}{2} \mathbf{v}_p \cdot \mathbf{v}_p \right)$
<i>Conservation du nombre de particules par unité de volume</i>	$\frac{\partial n_p}{\partial t} + \nabla \cdot (n_p \mathbf{v}_p) = 0$

Tableau V.4 : équations de bilan pour la phase solide

La signification des termes utilisés dans les Tableaux V.3 et V.4 est la suivante :

- ρ : densité des gaz
- \mathbf{u} : vitesse matérielle des gaz
- p : pression
- J : taux de transfert de masse entre les deux phases
- \mathbf{v}_p : vitesse matérielle des particules
- \mathbf{f} : force de traînée
- E : énergie totale
- e : énergie interne ($e = c_v T$)
- c_v : capacité calorifique massique à volume constant
- T : température
- $Q_{mélange}$: effet calorifique des réactions chimiques entre les gaz et les particules
- q : taux d'échange de chaleur entre les deux phases
- ρ_{rp} : masse volumique des produits de combustion des particules ($\rho_{rp} = 0$ à $t = 0$)
- ρ_{ox} : masse volumique des gaz oxydants (ρ_{ox} = densité initiale de l'air à $t = 0$)
- χ : coefficient stœchiométrique
- $()_p$: indice correspondant aux particules
- σ : concentration en particules
- n_p : nombre de particules par unité de volume ($n_p = \frac{6\sigma}{\pi d_p^3 \rho_p}$)
- d_p : diamètre des particules
- ρ_p : masse volumique maximale théorique du matériau constituant les particules.

Les pertes dues à la friction des gaz et des particules contre les parois (qui sont traitées comme des zones rigides) sont ignorées dans la plupart des calculs simulant la dispersion des particules, de même que les échanges thermiques avec les parois. La force de gravité est négligée, ainsi que la turbulence.

La force de traînée, qui représente le taux d'échange de quantité de mouvement entre les gaz et les particules, est définie par l'équation suivante :

$$\mathbf{f} = \frac{3}{4} \frac{\rho}{\rho_p} \frac{\sigma}{d_p} C_d (\mathbf{u} - \mathbf{v}_p) |\mathbf{u} - \mathbf{v}_p| \quad (\text{Eq. V-1})$$

où C_d le coefficient de traînée qui s'exprime comme suit :

$$C_d = \frac{24}{Re} + \frac{4,4}{\sqrt{Re}} + 0,42 \quad (\text{Eq. V-2})$$

Cette équation est valable pour toutes les valeurs de Re . Si Re est très inférieur à 1, on obtient la loi de Stokes ($C_d = \frac{24}{Re}$). Pour $Re \gg 1$, $C_d = 0,42$. Le nombre de Reynolds s'exprime ainsi :

$$Re = d_p \frac{|\mathbf{u} - \mathbf{v}_p|}{\nu} \quad (\text{Eq. V-3})$$

avec ν la viscosité cinématique des gaz.

Dans notre modèle, le transfert de masse entre les gaz et les particules combine les régimes cinétique et diffusif. Le taux de combustion des particules J s'exprime comme suit :

$$J = \left(\frac{1}{J_{diff}} + \frac{1}{J_{cin}} \right)^{-1} \quad (\text{Eq. V-4})$$

avec J_{diff} le terme de combustion contrôlé par diffusion, et J_{cin} le terme cinétique.

Le terme diffusif est défini ainsi :

$$J_{diff} = 3\sigma \frac{(1 + 0,276\sqrt{Re}) \cdot x_{ox}^{n_{ox}}}{\tau_p} \quad (\text{Eq. V-5})$$

où τ_p est le temps de combustion des particules ($\tau_p = K \cdot d_p^2$, avec K une constante empirique de combustion), x_{ox} est la fraction massique d'oxydant disponible dans la phase gazeuse ($x_{ox} = \frac{\rho_{ox}}{\rho}$) et $n_{ox} = 0,9$. Ainsi, la combustion des particules n'a lieu que s'il y a de l'oxydant

disponible : dans les mélanges riches, les particules ne seront brûlées que partiellement.

Le terme cinétique est exprimé sous forme de loi d'Arrhenius :

$$J_{cin} = Z_a \cdot \rho_{ox}^n \cdot \rho_{vap}^m \cdot \exp\left(-\frac{E_a}{R \cdot T_p}\right) \quad (\text{Eq. V-6})$$

avec Z_a le facteur pré-exponentiel de la loi d'Arrhenius, et E_a l'énergie d'activation des réactions hétérogènes. ρ_{vap} est la masse volumique des gaz issus de la gazéification des particules solides. T_p est la température des particules solides.

Dans les calculs, les paramètres thermodynamiques des gaz, définis ci-après, sont calculés en pondérant la contribution de chaque espèce présente dans le milieu par sa fraction massique correspondante.

$$c_p = (1 - x_{rp})c_{p_{ox}} + x_{rp}c_{p_{rp}} \quad (\text{Eq. V-7})$$

$$c_v = (1 - x_{rp})c_{v_{ox}} + x_{rp}c_{v_{rp}} \quad (\text{Eq. V-8})$$

$$\frac{1}{W_m} = (1 - x_{rp})\frac{1}{W_{m_{ox}}} + x_{rp}\frac{1}{W_{m_{rp}}} \quad (\text{Eq. V-9})$$

$$\gamma = \frac{(1 - x_{rp})c_{p_{ox}} + x_{rp}c_{p_{rp}}}{(1 - x_{rp})c_{v_{ox}} + x_{rp}c_{v_{rp}}} \quad (\text{Eq. V-10})$$

La signification des termes présents dans les équations (V-7) à (V-10) est la suivante :

x_{rp} : fraction massique des produits de combustion dans la phase gazeuse ($x_{rp} = \frac{\rho_{rp}}{\rho}$)

- $c_{p_{ox}}$: capacité calorifique massique à pression constante des gaz frais
 $c_{p_{rp}}$: capacité calorifique massique à pression constante des produits de combustion
 $c_{v_{ox}}$: capacité calorifique massique à volume spécifique (v) constant des gaz frais
 $c_{v_{rp}}$: capacité calorifique massique à volume spécifique constant des produits de combustion
 $W_{m_{ox}}$: masse molaire des gaz frais à l'état initial
 $W_{m_{rp}}$: masse molaire des produits de combustion

Grâce à la condition de normalisation, la fraction massique des gaz frais x_{ox} dans les équations (V-7) à (V-10) est telle que : $x_{ox} = 1 - x_{rp}$.

A partir de ces paramètres thermodynamiques, on définit l'équation d'état de la phase gazeuse comme suit :

$$\begin{cases} p = \rho R \left(\frac{1 - x_{rp}}{W_{m_0}} + \frac{x_{rp}}{W_{m_{rp}}} \right) T \\ e = \left[c_{v_0} (1 - x_{rp}) + c_{v_{rp}} x_{rp} \right] T \end{cases} \quad (\text{Eq. V-11})$$

V.2.2 Configurations étudiées

Nous avons étudié trois configurations de dispersion différentes, analogues aux configurations utilisées dans les expériences, afin de simuler le processus de dispersion par décharge du réservoir auxiliaire et d'en étudier les effets sur la répartition des particules. Les trois configurations sont représentées en coordonnées 2D cylindriques, avec l'axe (O, \vec{x}) pour axe de symétrie (cf. Figure V.9 et Figure V.10). La représentation globale choisie pour les trois types d'injection (cf. Figure V.9) comprend le réservoir auxiliaire d'air comprimé, une chambre de dispersion d'environ 20 L, et un tube reliant le réservoir auxiliaire à la chambre, que nous appellerons tube d'injection. Les dimensions sont les mêmes que celles des éléments correspondants du dispositif expérimental, à l'exception de la chambre de dispersion qui est cylindrique pour les calculs numériques, et octogonale pour les expériences, mais avec un diamètre équivalent et une hauteur identiques.

Le réservoir auxiliaire contient de l'air à 8 bar. La pression de l'air contenu dans le tube et dans la chambre est fixée initialement à 0,92 bar (cf. §III.1.6). La température initiale, identique dans tout le domaine de calcul, est de 293,15 K. Les particules sont considérées comme inertes dans cette étude. Elles ont un diamètre fixe de 20 μm , ce qui correspond au diamètre moyen des particules de cellulose utilisées pour nos expériences, et leur masse volumique ρ_p est fixée à 1500 kg/m^3 . Pour les systèmes d'injection de type C1 (cf. Figure V.9) et de type C3 (cf. Figure V.10), les particules sont placées initialement dans le tube d'injection. Pour le système d'injection de type C2, elles sont placées dans la canne d'injection (cf. Figure V.10).

En raison du saut de pression entre le réservoir et le tube, à l'instant initial t_0 (correspondant à l'ouverture de l'électrovanne), l'air du réservoir commence à se déverser dans le tube, puis dans la chambre, simulant ainsi la mise à l'équilibre en pression, entre le réservoir et la chambre.

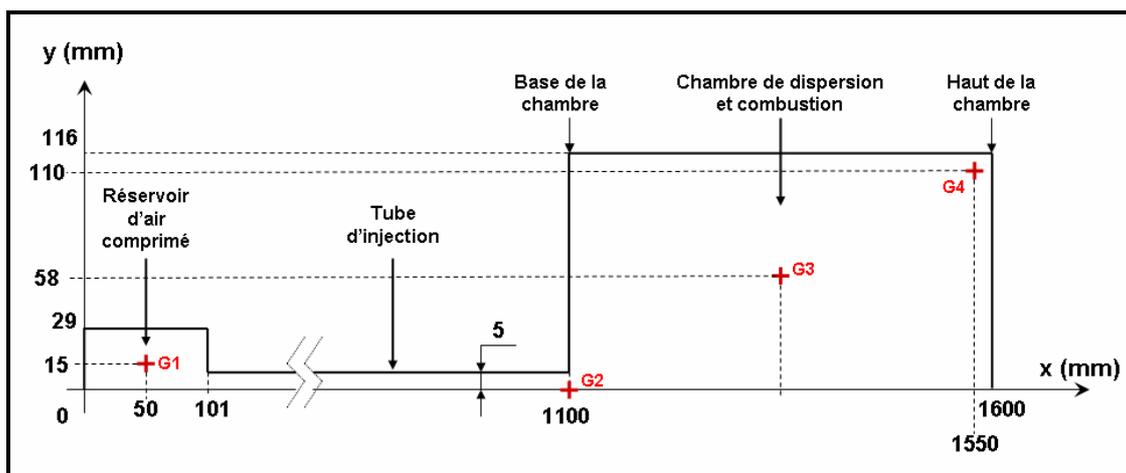


Figure V.9 : schéma global de l'espace modélisé, avec système d'injection de type C1 et emplacements des capteurs G1, G2, G3 et G4

Sur la Figure V.9, on peut voir l'emplacement des quatre « capteurs » (ou points d'enregistrement) G1 à G4, d'où l'on extrait les résultats des calculs de l'évolution en temps de la pression, de la densité des gaz et des particules, et de la vitesse matérielle (axiale et radiale) des gaz et des particules. Ces capteurs sont situés exactement aux mêmes points dans les trois configurations, afin de pouvoir comparer les résultats. Les points G1 et G2 sont situés dans le dispositif de dispersion (réservoir et tuyau d'injection) ; et les points G3 et G4 sont situés dans la chambre de dispersion. G3 est à la moitié de la distance radiale entre l'axe du cylindre et la paroi latérale, et à égale distance entre les faces planes opposées de la chambre.

G4 est proche de l'angle entre le haut de la chambre et la paroi latérale. Le maillage choisi est composé de mailles rectangulaires identiques, de 0,7 mm de long sur 0,3 mm de haut. Les orifices des injecteurs sont de taille assez faible (1 mm de diamètre pour C2 et C3). Cependant, Les grandes dimensions de l'enceinte ne permettent pas d'utiliser des mailles trop petites, en raison du temps de calcul démesuré que cela impliquerait, car on effectue des calculs sur une durée pouvant aller jusqu'à 1 s. Notre maillage ne permet donc d'avoir qu'une seule maille pour chaque orifice de l'injecteur, ce qui limite la précision de la simulation.

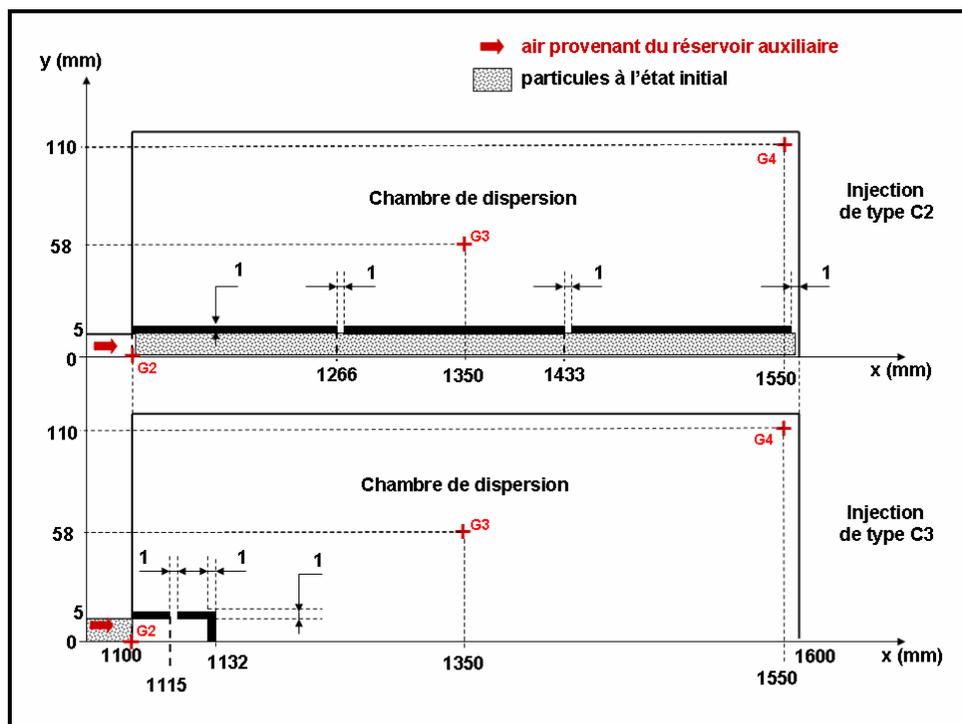


Figure V.10 : schéma des systèmes d'injection de types C2 et C3 et emplacements des capteurs G2, G3 et G4

V.2.3 Présentation des résultats

Les évolutions de pression, densité des gaz, vitesses axiale et radiale des gaz (dans notre cas, l'air), concentration et vitesses des particules sont représentées sur la Figure V.11 et la Figure V.12 pour les capteurs G1 et G2, et sur la Figure V.13 et la Figure V.14 pour les capteurs G3 et G4. On a également représenté l'évolution de la température de l'air au point G1 (dans le réservoir) sur la Figure V.12. Des cartographies du champ aérodynamique des particules et de la concentration en particules dans la chambre sont disponibles dans l'ANNEXE X et ANNEXE XI respectivement.

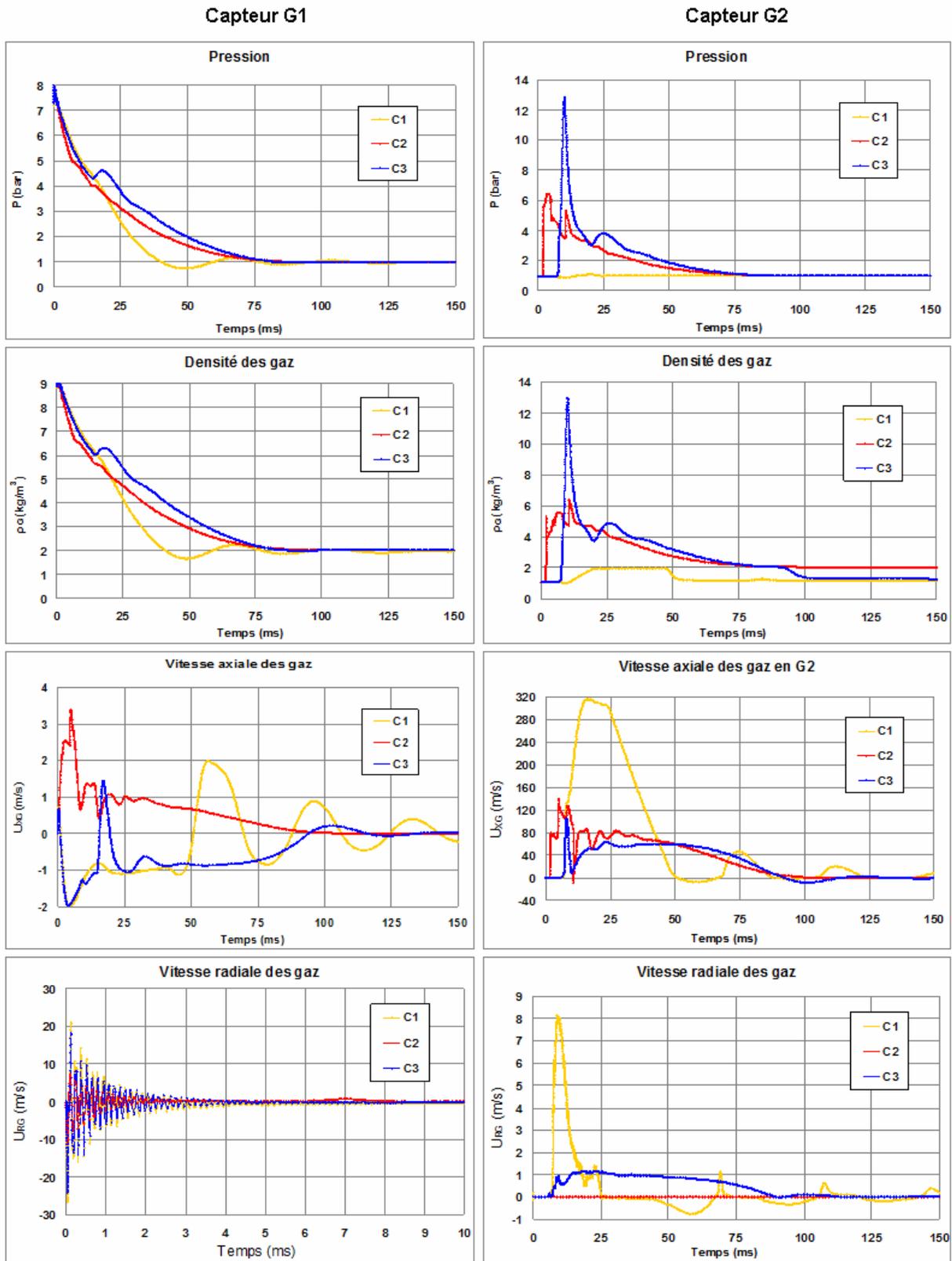


Figure V.11 : pression, densité et vitesse matérielle des gaz enregistrées aux points G1 et G2, en fonction du temps et du type d'injecteur

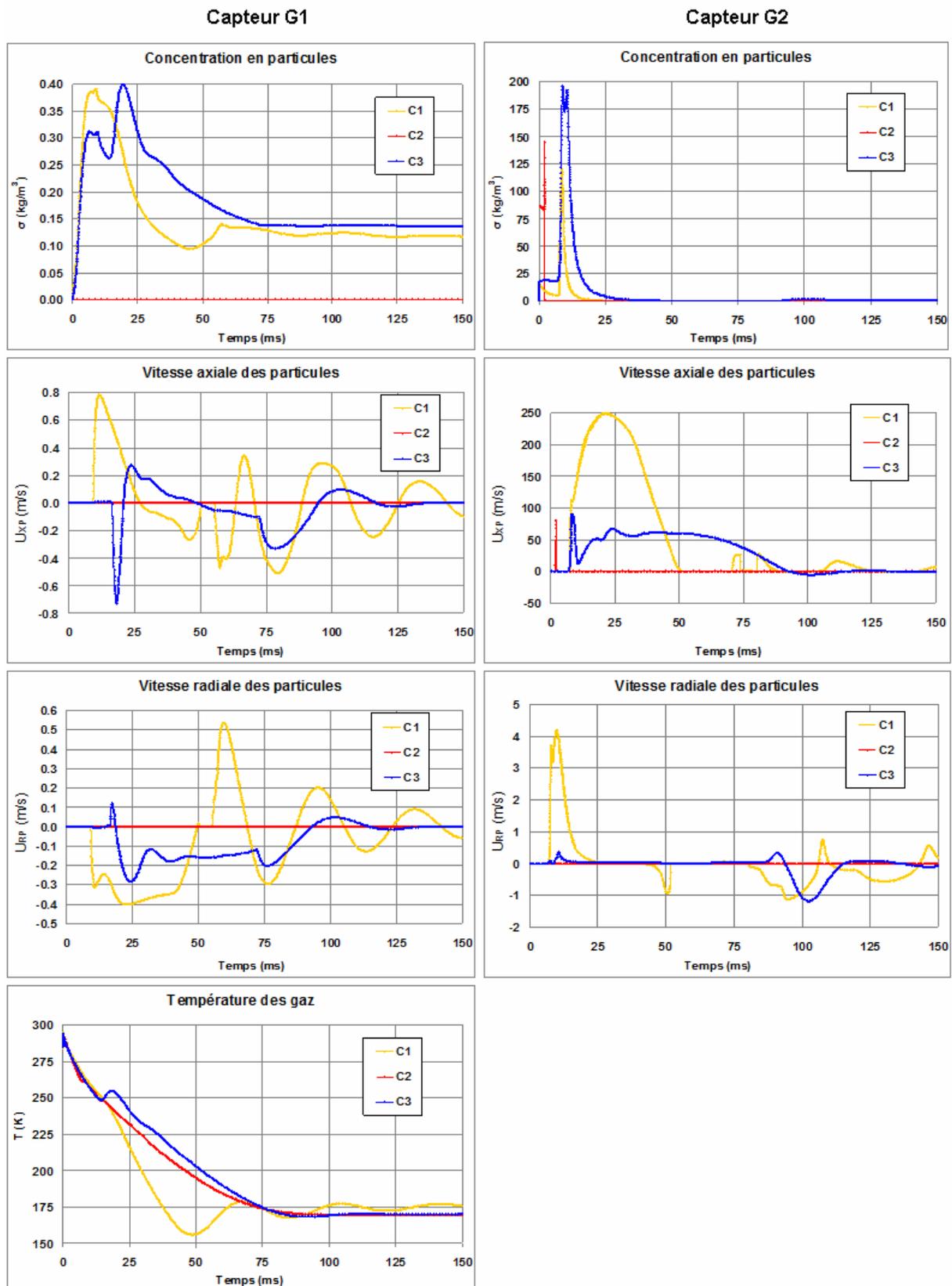


Figure V.12 : concentration et vitesse matérielle des particules enregistrées aux points G1 et G2, et température des gaz au point G1, en fonction du temps et du type d'injecteur

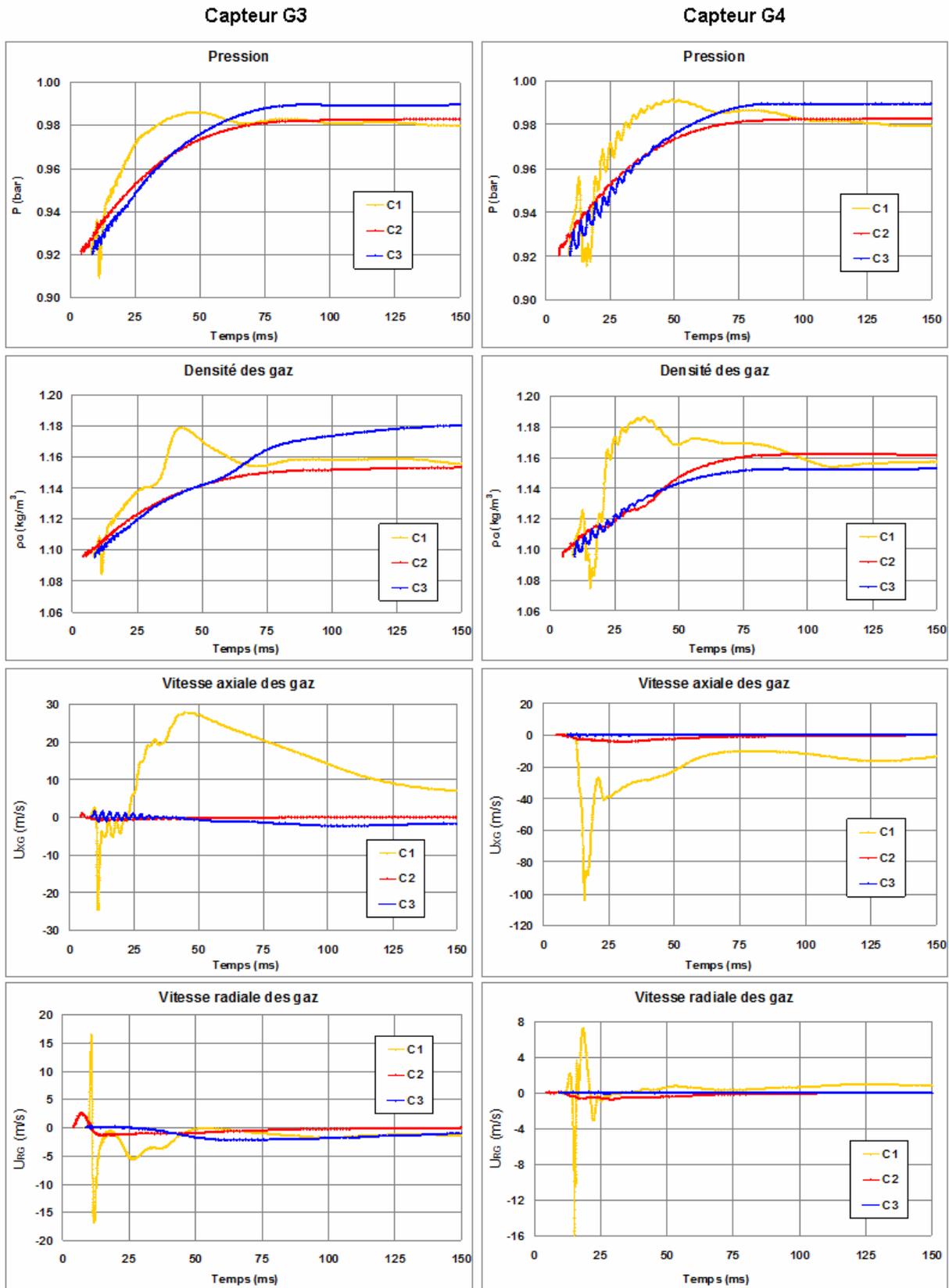


Figure V.13 : pression, densité et vitesse matérielle des gaz enregistrées aux points G3 et G4, en fonction du temps et du type d'injecteur

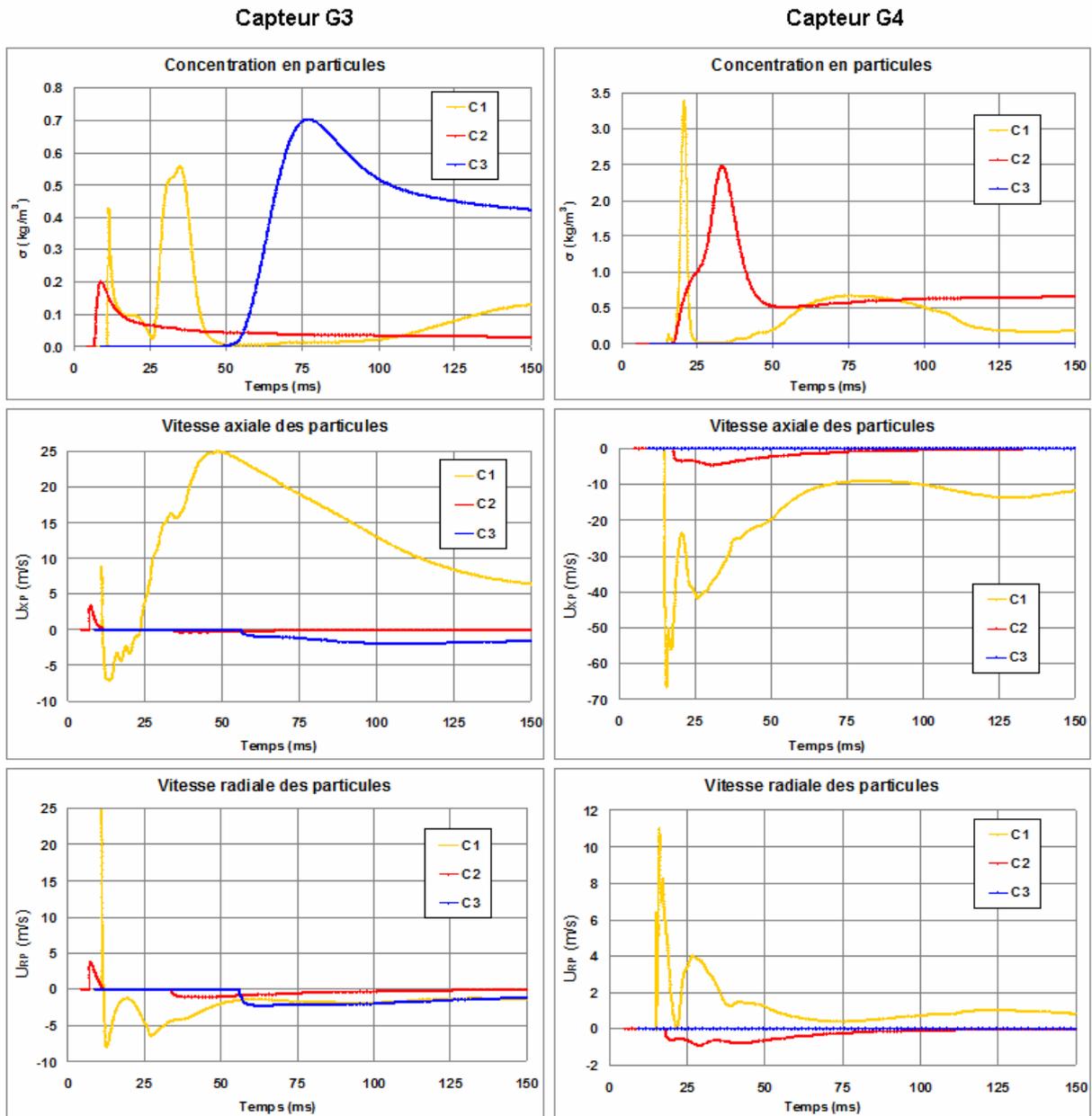


Figure V.14 : concentration et vitesse matérielle des particules enregistrées aux points G3 et G4, en fonction du temps et du type d'injecteur

a) Au point d'enregistrement G1, c'est-à-dire dans le réservoir d'air comprimé, on observe, pour les trois injecteurs, une diminution quasi-monotone de la pression et de la densité de l'air. On remarque que malgré l'absence de pression résiduelle dans le réservoir à partir de 100 ms, la densité de l'air dans le réservoir est supérieure à $1,29 \text{ kg/m}^3$ (densité de l'air à pression atmosphérique). Ceci est dû à la détente brutale des gaz dans le réservoir, qui a provoqué une forte baisse de la température jusqu'à 167 K ($= -106^\circ\text{C}$). On est parvenu à l'équilibre des pressions entre le réservoir et la chambre, mais il n'y a pas encore d'équilibre

de la température, or la densité dépend à la fois de la température et de la pression, ce qui explique cette densité élevée des gaz dans le réservoir : la température des gaz dans le réservoir est seulement de 176 K à $t = 150$ ms (cf. dernier graphique de la Figure V.12). La vitesse matérielle axiale de l'air est inférieure à 4 m/s (cf. Figure V.11) quel que soit l'injecteur, mais on observe encore des oscillations à 150 ms. La vitesse de l'air n'est donc pas stabilisée au moment de l'allumage. La vitesse matérielle radiale des gaz atteint 26 m/s pour l'injecteur C1, 10 m/s pour l'injecteur C2 et 23 m/s pour l'injecteur C3. Cette vitesse radiale se stabilise à des vitesses de l'ordre de 1 m/s en moins de 10 ms pour les trois injecteurs.

Au point G1, il n'y a plus de particules avec l'injecteur de type C2 (cf. Figure V.12), car elles sont totalement éjectées dans la chambre. Avec les injecteurs de types C1 et C3, les particules sont en partie aspirées dans le réservoir en raison de l'onde de détente rétrograde qui se propage dans le réservoir, lors de l'interaction de l'onde de pression avec les particules présentes dans le tube d'injection. La concentration en particules dans le réservoir augmente pour se stabiliser, au bout de 150 ms, à environ 120 g/m^3 avec l'injecteur de type C1 et à environ 135 g/m^3 avec l'injecteur de type C3. La vitesse des particules dans le réservoir, quel que soit le type d'injecteur utilisé, est inférieure à 1 m/s.

b) Au point G2, à la jonction entre le tube d'injection et l'injecteur, les variations de pression, densité et vitesse matérielle sont globalement plus importantes que dans le réservoir. Les densités de l'air et des particules sont très élevées dans l'injecteur de type C3, qui ne dispose que d'un orifice latéral pour éjecter le mélange particules/air. On observe donc un fort pic de pression atteignant 12,5 bar, à $t = 10$ ms, et la densité des gaz et la concentration en particules présentent également un maximum très élevé ($12,7 \text{ kg/m}^3$ et 190 kg/m^3 respectivement) à ce même instant (cf. Figure V.11 et Figure V.12). Pour les injecteurs de types C1 et C2, la pression, la densité des gaz et la concentration en particules sont plus faibles que les valeurs atteintes avec l'injecteur de type C3. La pression maximale atteinte avec l'injecteur C1 est de 1,05 bar à $t = 21$ ms, et la pression maximale atteinte avec l'injecteur C2 est de 6,4 bar, à $t = 4$ ms. La montée en pression avec l'injecteur de type C2 est due à la compression du lit de particules dans l'injecteur, mais cette pression ne représente qu'environ 50% de la pression atteinte avec l'injecteur C3.

Pour la vitesse des gaz et des particules, au point G2, c'est avec l'injecteur de type C1 qu'on obtient les valeurs les plus élevées : jusqu'à 315 m/s à $t = 17$ ms pour les gaz, et jusqu'à 250 m/s à $t = 23$ ms pour les particules (cf. Figure V.11 et Figure V.12). Les vitesses des gaz

et des particules sont essentiellement axiales, la composante radiale restant inférieure à 10 m/s. Cela indique une éjection brutale des particules dans la chambre le long de l'axe du cylindre. Pour les injecteurs de types C2 et C3, la vitesse radiale des gaz et des particules atteint au maximum 1,1 m/s. La vitesse axiale des gaz atteint 140 m/s avec l'injecteur de type C2, et 100 m/s avec l'injecteur de type C3 (la proximité de l'extrémité fermée de l'injecteur de type C3 limite la vitesse des gaz et des particules). La vitesse axiale des particules atteint environ 80 m/s pour les injecteurs de types C2 et C3.

c) Au point G3, c'est-à-dire sur un demi rayon de la chambre cylindrique, et à mi-hauteur de la chambre, on n'observe que de très faibles variations de la pression pour les trois injecteurs. Pour les injecteurs de types C2 et C3, la pression et la densité des gaz augmentent jusqu'à ce qu'il y ait équilibre de pression entre le réservoir et la chambre, c'est-à-dire jusqu'à environ 70 ms (cf. Figure V.13). L'injecteur de type C1 entraîne une perturbation légèrement différente dans la chambre. La montée en pression y est plus rapide qu'avec les injecteurs de types C2 et C3 et atteint un maximum de 0,99 bar à 49 ms, avant de diminuer jusqu'à la pression d'équilibre (environ 0,98 bar). Le maximum de la concentration en particules, dans le cas de l'injecteur de type C3 (cf. Figure V.14), est retardée de 42 et 45 ms par rapport aux injecteurs C1 et C2 respectivement. Cet écart est dû à la faible taille de l'orifice permettant l'éjection du mélange particules/air dans la chambre (orifice de 1 mm de diamètre), et aussi à la distance entre cet orifice et le point G3. En effet, dans le cas de l'injecteur de type C1, on a un orifice très large (diamètre 10 mm), et dans le cas de l'injecteur de type C2, on a plusieurs orifices de 1 mm de diamètre le long de l'axe de la chambre. Dans ces deux cas le nuage de particules atteint donc rapidement le point G3.

Pour les injecteurs de types C2 et C3, la vitesse matérielle des gaz et des particules est de l'ordre de 1 à 2 m/s seulement (cf. Figure V.13 et Figure V.14). Avec l'injecteur de type C1, on a de fortes valeurs de la vitesse matérielle des gaz et des particules. Elle atteint 28 m/s pour les gaz, et 25 m/s pour les particules. On observe des vitesses négatives car il y a des structures tourbillonnaires dans la chambre (cf. Figure V.16).

d) Au point G4, proche de l'angle entre la paroi latérale et la paroi supérieure de la chambre de dispersion, on observe tout d'abord des oscillations dans les évolutions de pression et de densité des gaz, dues aux réflexions multiples des ondes de pression sur les parois. L'allure générale de ces courbes reste néanmoins très proche de celle des courbes de pression et de densité obtenues au point G3 (cf. Figure V.13). Pour la concentration en particules (cf. Figure

V.14), on remarque qu'avec l'injecteur de type C3, cette valeur est nulle, car le champ aérodynamique dans la chambre ne permet pas aux particules d'atteindre la zone supérieure de la chambre. Pour les deux autres injecteurs, on note que les particules atteignent plus rapidement le haut de la chambre avec l'injecteur de type C1 (pic de concentration à 20 ms) qu'avec l'injecteur C2 (pic de concentration à 34 ms). La concentration en particules est très élevée au point G4, avec les injecteurs de type C1 ($3,3 \text{ kg/m}^3$), et de type C2 ($2,5 \text{ kg/m}^3$). Il est donc possible qu'au moins une partie de ces particules ne participe pas à la combustion.

Les vitesses matérielles des gaz et des particules, dans cette partie de la chambre, proche des parois, sont très élevées avec l'injecteur de type C1 (cf. Figure V.13 et Figure V.14) : la vitesse matérielle des gaz atteint 110 m/s, et celle des particules atteint 67 m/s. Avec l'injecteur C2, ces vitesses ne dépassent pas 5 m/s. Enfin, avec l'injecteur de type C3, pour lequel le mélange gaz/particules n'atteint pas cette partie de la chambre, la vitesse matérielle des particules est nulle, et la vitesse des gaz est quasi-nulle.

A tous les points d'enregistrement, on constate que la pression d'équilibre après décharge est de 0,98 bar, alors que lors des expériences, avec les mêmes pressions initiales dans la chambre et dans le réservoir, on obtient 1,04 bar dans la chambre après fermeture de l'électrovanne. Cette différence peut s'expliquer par le fait que pour les expériences, on utilise une chambre de section octogonale, et non cylindrique comme dans les simulations. Cela implique une légère différence au niveau du volume de la chambre, et donc au niveau de la pression finale. Pour les expériences d'explosion dans l'enceinte cylindrique, on avait également enregistré une pression de 1,04 bar dans la chambre après décharge du réservoir. Mais là encore, le volume occupé par les deux déflecteurs, les deux cannes d'injection, et la barre métallique maintenant ces quatre éléments en place n'est pas pris en compte dans les simulations, ce qui explique la différence même avec cette enceinte de mêmes dimensions que celles utilisées pour les simulations numériques.

On constate, d'après les enregistrements des quatre capteurs, que le milieu n'est pas encore parfaitement à l'équilibre au moment de l'allumage, à $t = 150 \text{ ms}$. En effet, la densité des gaz n'est pas stabilisée et identique dans la totalité du domaine de calcul. De plus, et en accord avec les expériences, la vitesse des gaz et des particules n'est pas nulle dans la chambre au moment de l'allumage.

V.2.4 Comparaison des résultats expérimentaux et numériques

Les calculs numériques simulant la dispersion des particules ont été effectués avec une masse de particules d'environ 4,5 g, ce qui correspond à un mélange particules/air stœchiométrique une fois les particules uniformément réparties dans la chambre et le circuit d'injection. Les mesures par PIV ont été réalisées avec une masse de particules comprise entre 4 et 10 mg, car dans ce cas, les particules sont utilisées comme traceurs, pour effectuer les inter-corrélations utilisées pour le calcul des champs de vecteurs vitesses. Cette masse de particules étant négligeable devant la masse totale d'air dans l'enceinte et dans le circuit d'injection, le champ de vecteurs vitesses mesurés par PIV correspond donc au champ des vecteurs vitesses généré dans l'enceinte par la décharge du réservoir sans particules. La masse de particules introduite pour les calculs numériques engendre des pertes d'énergie des gaz par rapport à une injection sans particules, et donc des vitesses a priori plus faibles que celles mesurées par PIV. Malgré ces différences, on remarque les mêmes tendances pour l'évolution des champs de vitesses dans l'enceinte, avec les vitesses maximales observées au niveau des jets, des structures tourbillonnaires autour des impacts des jets sur la paroi, et des vitesses faibles dans la partie inférieure de la chambre.

On observe cependant un important décalage au niveau des temps caractéristiques. Dans la configuration numérique, le déclenchement du processus de mise en suspension des particules est représenté par la rupture instantanée d'une membrane entre la zone de haute pression (le réservoir d'air comprimé) et la zone de basse pression. Dans le dispositif expérimental, la décharge du réservoir est provoquée par la commande de l'ouverture de l'électrovanne, dont le temps de réponse est non nul. Le décalage entre les mesures PIV et les résultats des calculs numériques, qui est de 38 ms, correspond à la somme du temps de réponse t_{rEV} de l'électrovanne et de son temps de fonctionnement mécanique à l'ouverture t_{oEv} (entre l'instant où l'électrovanne commence à s'ouvrir et l'instant où elle est complètement ouverte).

Pour l'injecteur de type C3, les calculs numériques ont montré que, comme dans les expériences, seule une faible quantité de particules atteint le centre de l'enceinte, c'est-à-dire au point d'allumage dans les expériences de combustion. La majeure partie des particules reste dans la moitié inférieure de la chambre. Avec un tel injecteur, il conviendrait donc

d'utiliser une chambre ayant un rapport d'allongement au moins deux fois plus faible que celui de l'enceinte utilisée pour nos expériences (dans le cas présent, diminuer au moins de moitié la hauteur de la chambre).

Sur la Figure V.15 et la Figure V.16 les résultats numériques sont comparés aux enregistrements tomographiques effectués lors des expériences, en tenant compte du fait que la décharge du réservoir, dans les expériences, est retardée de 38 ms par rapport aux simulations numériques, en raison du temps de réponse et d'ouverture de l'électrovanne.

Pour l'injecteur C1 (cf. Figure V.15), les résultats numériques semblent assez proches des résultats expérimentaux, puisqu'on observe dans les deux cas un nuage de particules sous forme d'un panache qui s'élargit vers le haut de la chambre. Le panache s'élargit davantage dans les simulations numériques (environ 7 cm au centre de la chambre) que dans les expériences (environ 5,5 cm de rayon au centre de la chambre).

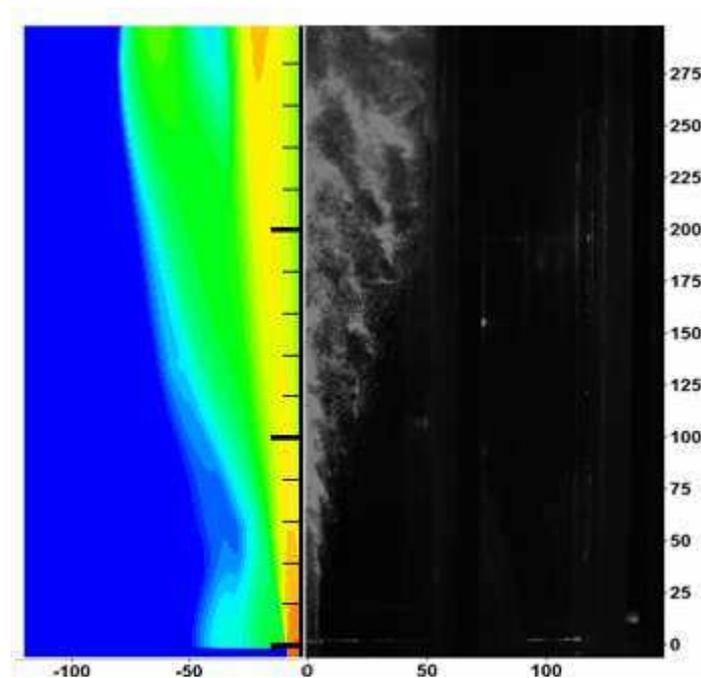


Figure V.15 : répartition de la concentration en particules obtenue avec EFAE ($t = 12$ ms) (à gauche), et image de la partie inférieure de la chambre obtenue par tomographie laser ($t = 50$ ms) (à droite), pour l'injecteur C1 (cotes en mm)

Pour l'injecteur C2 (cf. Figure V.16), la différence entre les résultats numériques et expérimentaux est plus importante. On remarque que la forme des structures tourbillonnaires est différente : dans les expériences, des tourbillons se forment de chaque côté du jet (vers le

haut et vers le bas), tandis que dans les simulations numériques, les tourbillons ne se forment que d'un seul côté du jet : vers le haut de la chambre, c'est-à-dire dans la même direction que l'onde de pression incidente due à la décharge du réservoir.

La configuration utilisée pour simuler la décharge du réservoir semble avoir une forte influence sur la qualité des résultats de la simulation. En effet, la décharge brutale du réservoir entraîne des pressions et vitesses plus importantes que celles mesurées lors des expériences, et cela affecte la forme du jet en sortie d'injecteur, ainsi que les structures tourbillonnaires qui en résultent.

Le fait que les pertes aux parois ne soient pas prises en compte dans cette série de calculs (seuls les échanges entre les phases dans le domaine de calcul sont calculés) pourrait aussi expliquer en partie ces écarts, en particulier pour les injecteurs comportant de faibles orifices de sortie et de grandes surfaces de contact avec le lit de particules.

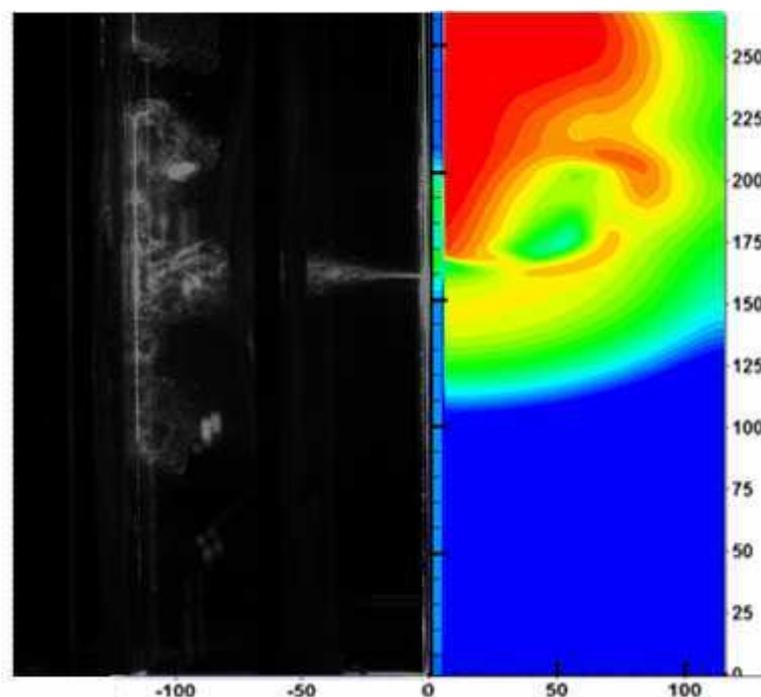


Figure V.16 : répartition de la concentration en particules obtenue avec EFAE ($t = 12 \text{ ms}$) (à gauche), et image du jet intermédiaire obtenue par tomographie laser ($t = 50 \text{ ms}$) (à droite), pour l'injecteur C2 (cotes en mm)

Avec l'injecteur de type C3, on constate que le jet a une forme similaire dans le cas expérimental et sur le résultat de la simulation numérique (cf. Figure V.17), mais avec une légère avance sur les simulations numériques, par rapport à l'expérimental, et un jet plus diffus.

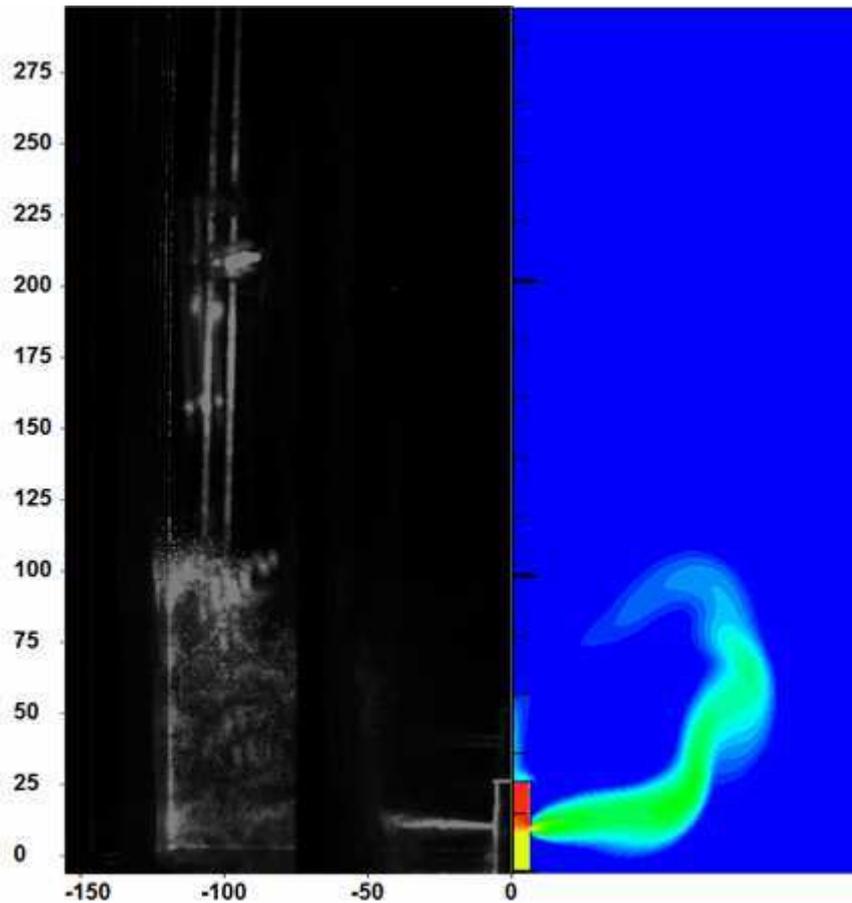


Figure V.17 : répartition de la concentration en particules obtenue avec EFAE ($t = 12\text{ ms}$) (à gauche), et image de la partie inférieure de la chambre obtenue par tomographie laser ($t = 50\text{ ms}$) (à droite), pour l'injecteur C3 (cotes en mm)

V.2.5 Cas d'une configuration de chambre plus complexe

Comme cela a été expliqué dans l'introduction, le but de ce travail est d'étudier la combustion isochore de mélanges particules ligno-cellulosiques/air en vue de leur utilisation dans des systèmes propulsifs. L'une des applications envisageables suite à ces travaux pourrait être l'utilisation de ces particules ligno-cellulosiques dans un moteur à combustion interne. On a donc cherché à modéliser, avec EFAE, la dispersion des particules dans un cylindre moteur.

Dans un premier temps, seules les dimensions de la chambre et la longueur du tube d'injection ont été changées. La chambre de dispersion est un cylindre de moteur Diesel au point mort haut, dont les dimensions ont été prises sur un modèle existant. Cette position est celle qu'a le piston au moment de l'inflammation du mélange. Les dimensions de la chambre

et de l'injecteur sont indiquées sur la Figure V.18. Le réservoir d'air comprimé est identique à celui utilisé pour les calculs avec la chambre de 20 L, et le tube d'injection est plus court (0,28 m au lieu de 1 m). Les calculs sont faits en configuration 2D cylindrique, avec l'axe (O, \vec{x}) pour axe de symétrie. Les cellules numériques sont des carrés fixes de 0,2 mm de côté.

Les conditions de pression et de température dans le réservoir d'air comprimé et dans l'enceinte restent identiques à celles utilisées pour les calculs avec la chambre cylindrique de 20 L. On a donc 8 bar dans le réservoir auxiliaire et 0,92 bar dans le reste du domaine de calcul (tube d'injection et enceinte de dispersion). La température initiale dans tout le domaine de calcul est de 293,15 K.

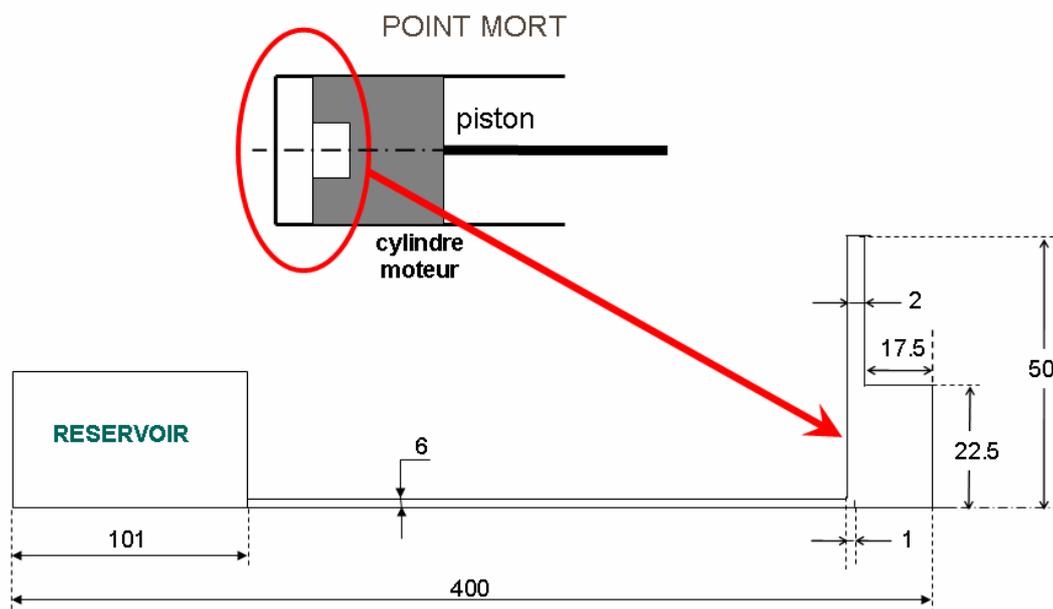


Figure V.18 : modélisation utilisée pour le cylindre moteur

Pour la mise en suspension des particules dans la chambre, on a choisi de représenter l'injecteur Diesel par un simple obstacle placé face à la sortie du tuyau d'injection dans la chambre de dispersion. Cet obstacle est un rectangle de 0,5 mm de large et 5 mm de haut. Cela forme un orifice de sortie conique, dont l'angle par rapport à l'axe est comparable à celui des trous d'un injecteur Diesel.

Les résultats de la Figure V.19 montrent l'établissement d'un champ aérodynamique dans l'enceinte, contenant des structures tourbillonnaires de grandes dimensions qui se forment en raison de la présence de la cavité cylindrique dans le piston. Cette cavité est

habituellement conçue justement pour améliorer le mélange combustible/air. La vitesse des particules en sortie de jet atteint 200 m/s.

En raison de la forme et de la localisation de ces structures tourbillonnaires, les particules ont tendance à être projetées contre les parois, puis à être convectées vers l'axe de la chambre, d'où la forte concentration en particules le long des parois et le long de l'axe du cylindre (cf. Figure V.20). Le volume de la chambre étant 800 fois plus petit que celui de notre enceinte expérimentale (25 cm³ au lieu de 20 L), les temps caractéristiques de la dispersion sont environ 10 fois inférieurs à ceux mesurés avec la chambre de 20 L. Par exemple, d'après l'évolution de pression enregistrée au centre de la chambre moteur (cf. ANNEXE XII), la montée en pression au centre de la chambre, due à la décharge du réservoir, commence dès 0,5 ms, alors qu'elle ne commence qu'à partir de 5 à 10 ms dans l'enceinte de 20 L, selon le type d'injecteur utilisé. Cette configuration est donc plus compatible avec les hypothèses principales du modèle que les configurations précédentes, dans la chambre de 20 L. Il faut seulement 1,3 ms pour disperser la totalité des particules dans le cylindre moteur, alors qu'avec l'enceinte de 20 L, il faut au moins 15 ms. Ces temps sont compatibles avec ceux d'un fonctionnement de moteur Diesel classique, puisque pour un régime moteur de 3000 tr/min, il faut 40 ms pour effectuer un cycle complet (admission, compression, explosion et échappement), ce qui réduit le temps d'admission (ou injection) à moins de 10 ms.

Ces résultats restent assez éloignés de ce que l'on observe dans des moteurs à injection directe, puisque la température et la pression initiales y sont beaucoup plus élevées. La pression initiale avant inflammation du mélange dans ce type de cylindre moteur est d'environ 50 bar, et la température initiale peut atteindre 1700 K. Cependant, même si la vitesse des gaz et des particules dans la chambre sont probablement différents de ceux correspondant aux conditions habituelles d'utilisation de ces moteurs, les simulations présentées ici sont une première approche intéressante des mécanismes de dispersion des particules dans le cylindre moteur.

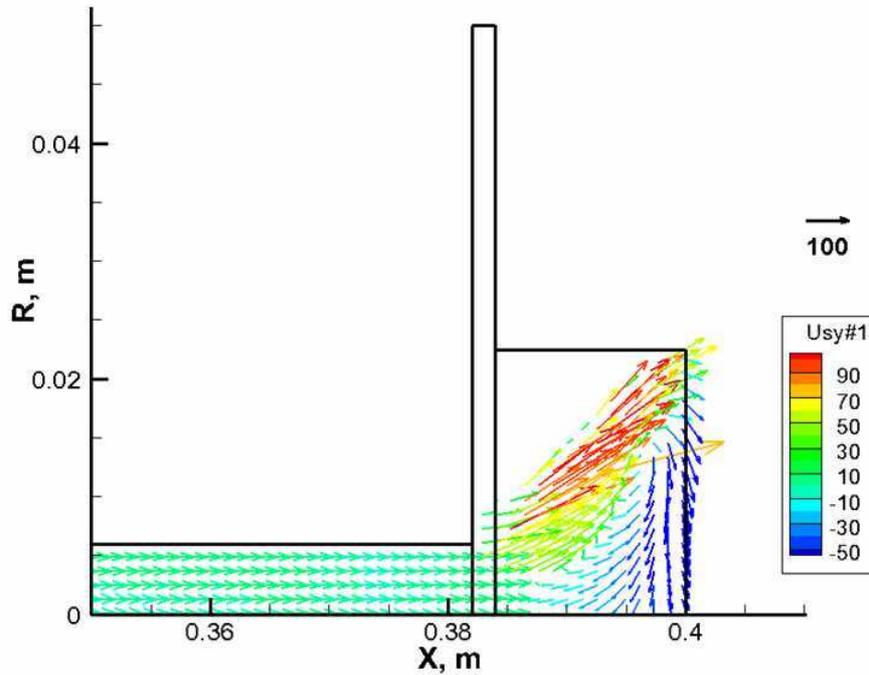


Figure V.19 : champ des vecteurs vitesses des particules dans le cylindre moteur, à $t = 1$ ms

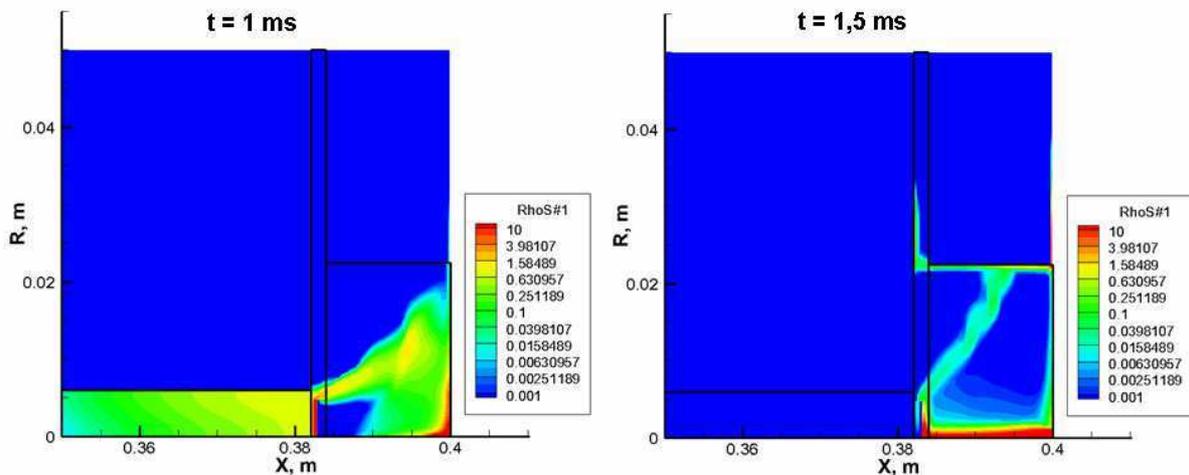


Figure V.20 : concentration en particules dans le cylindre à $t = 1$ ms et $t = 1,5$ ms

V.3. Conclusions

Les mesures PIV ont montré que la vitesse des particules en sortie de jet dépend fortement du type d'injecteur utilisé, variant de 220 m/s avec l'injecteur de type C2 à 620 m/s avec l'injecteur de type C1.

L'observation par tomographie laser a permis de mettre en évidence des structures tourbillonnaires autour de l'impact des jets sur les parois, ainsi que de fortes inhomogénéités

dans la répartition des particules dans l'enceinte pour les trois injecteurs testés. Avec les injecteurs C1 et C2, on a une forte concentration de particules dans la moitié supérieure de la chambre, et une concentration beaucoup plus faible à la base. Avec l'injecteur de type C3, les particules restent dans la moitié inférieure de la chambre, et seule une très faible quantité atteint la moitié supérieure, en raison de l'orientation du jet de l'injecteur. Il serait donc très difficile d'enflammer un mélange avec cet injecteur dans notre configuration expérimentale actuelle de combustion isochore.

Les calculs numériques ont confirmé la présence et le lieu de formation probable des structures tourbillonnaires dans la chambre pour chacun des injecteurs. Mais les vitesses calculées ne correspondent pas à celles mesurées par PIV, en raison de la différence entre la masse de particules initialement introduite dans le domaine d'observation lors des mesures de PIV, et celle utilisée pour les calculs numériques. De plus, les temps caractéristiques de la dispersion sont décalés entre les configurations expérimentale et numérique, à cause du temps de réponse de l'électrovanne qui n'a pas été implémenté dans les calculs numériques.

La répartition des particules dans l'enceinte obtenue par calcul numérique est en accord avec les observations expérimentales par tomographie laser.

L'accord raisonnable entre résultats numériques et expérimentaux a permis d'étudier, avec le code de calcul EFAE, une configuration plus complexe que notre chambre expérimentale de 20 L, qui correspond à une application possible de la combustion des mélanges particules/air dans un cylindre moteur. Les résultats des premiers calculs ont confirmé l'intérêt de la cavité présente dans le piston pour améliorer la qualité du mélange combustible/air. Cependant, les structures tourbillonnaires créées par la cavité du piston provoquent, dans notre cas, de fortes concentrations de particules au niveau des parois et le long de l'axe du cylindre.

**CHAPITRE VI : SIMULATIONS NUMERIQUES DU
DEVELOPPEMENT DE LA COMBUSTION DE
MELANGES DIPHASIQUES DANS L'ENCEINTE
EXPERIMENTALE**

Ce chapitre présente les résultats des premières simulations numériques du développement de la combustion en chambre fermée, effectuées avec le code EFAE. Le mélange étudié ici est le mélange cellulose/air. Certaines conditions initiales sont assez éloignées du cas expérimental, mais ces calculs ont pour but de tester les possibilités de simuler le phénomène avec le code EFAE et d'évaluer l'influence de certains paramètres comme l'énergie d'amorçage et la richesse du mélange. Dans un premier temps, on va détailler les configurations étudiées, puis on présentera les résultats obtenus.

VI.1. *Modèle numérique utilisé*

Les calculs ont été réalisés à l'aide du code de calcul EFAE, décrit au §V.2.1. Le taux de combustion global des particules est décrit par l'équation (V-4) du §V.2.1. Il est fonction du taux de combustion cinétique J_{cin} et du taux de combustion diffusif J_{diff} . L'effet de la gravité a été négligé.

Les pertes thermiques aux parois n'ont pas été prises en compte dans les premières simulations. Quelques tests ont été effectués ensuite avec la prise en compte de pertes.

VI.2. *Configurations étudiées*

Trois séries de simulations ont été réalisées.

- Les premières simulations ont été effectuées en configuration 1D, pour une sphère de rayon de 125 mm (cf. Figure VI.1), avec des cellules numériques de 1 mm. Les calculs monodimensionnels permettent de simplifier les calculs et donc de limiter le temps de calcul. L'allumage s'effectue au centre de la sphère. Les enregistrements de pression sont effectués au bord du domaine, à 125 mm du point d'allumage (point G1 sur la Figure VI.1).

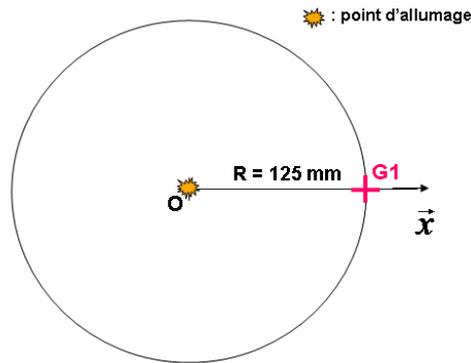


Figure VI.1 : schéma de la configuration utilisée pour les simulations numériques de combustion monodimensionnelles (cotes en mm)

- La seconde série de simulations a été effectuée en configuration 2D, pour un domaine cylindrique, de longueur 500 mm et de rayon 116 mm (cf. Figure VI.2), ce qui correspond aux dimensions de la chambre expérimentale. L'axe de symétrie est l'axe (O, \vec{x}) et les cellules numériques sont des carrés fixes de 1 mm de côté pour les calculs « basse résolution » et de 0,5 mm de côté pour les calculs « haute résolution ».

La Figure VI.2 représente le domaine de calcul pour la configuration en coordonnées 2D cylindriques. Les points G1 à G5 sont les points d'enregistrement, d'où sont extraites les valeurs de grandeurs caractéristiques telles que la pression, la vitesse matérielle des gaz et des particules, la densité des gaz, la concentration en particules, et le rayon des particules. L'allumage s'effectue sur l'axe, à 10 cm de la paroi inférieure du cylindre.

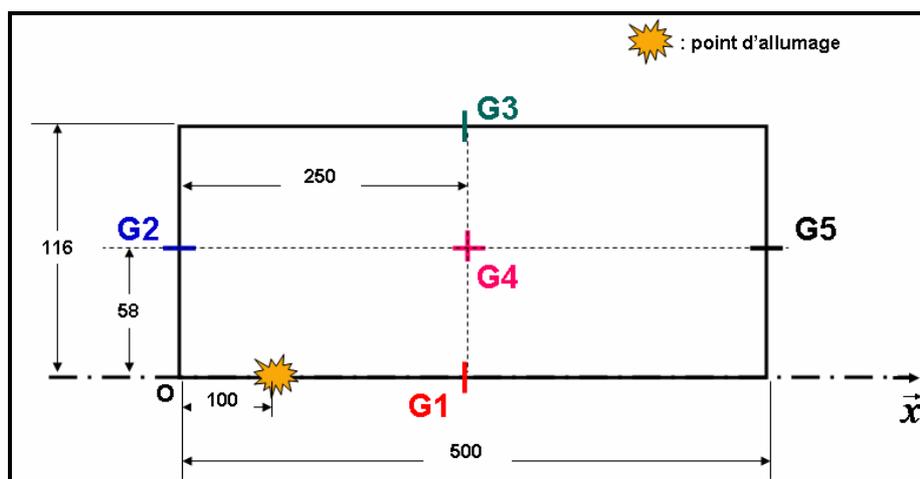


Figure VI.2 : schéma de la première configuration utilisée pour les simulations numériques de combustion bidimensionnelles (cotes en mm)

Pour ces deux premières séries de simulations, le mélange dans la chambre de combustion est un mélange stœchiométrique de particules de cellulose de diamètre 20 μm , réparties uniformément dans l'enceinte, et d'air. Le mélange est initialement au repos.

- La troisième et dernière série de simulations a été effectuée en configuration 2D, sur un domaine identique à celui utilisé pour la modélisation de la dispersion (cf. *Figure VI.3*). Elle a pour but d'introduire l'effet du champ aérodynamique dans l'enceinte, causé par le phénomène de dispersion dans l'enceinte, sur le développement de la combustion. Les dimensions de la chambre sont identiques à celles de la chambre expérimentale des expériences de combustion. Le système d'allumage, au centre de la chambre, est modélisé par une libération d'énergie de durée contrôlée (dans notre cas, elle est fixée à 10 ms, comme dans les expériences), dans un volume identique à celui de l'arc électrique. Pour cette configuration, afin de simplifier les calculs, on a choisi d'utiliser l'injecteur C1.

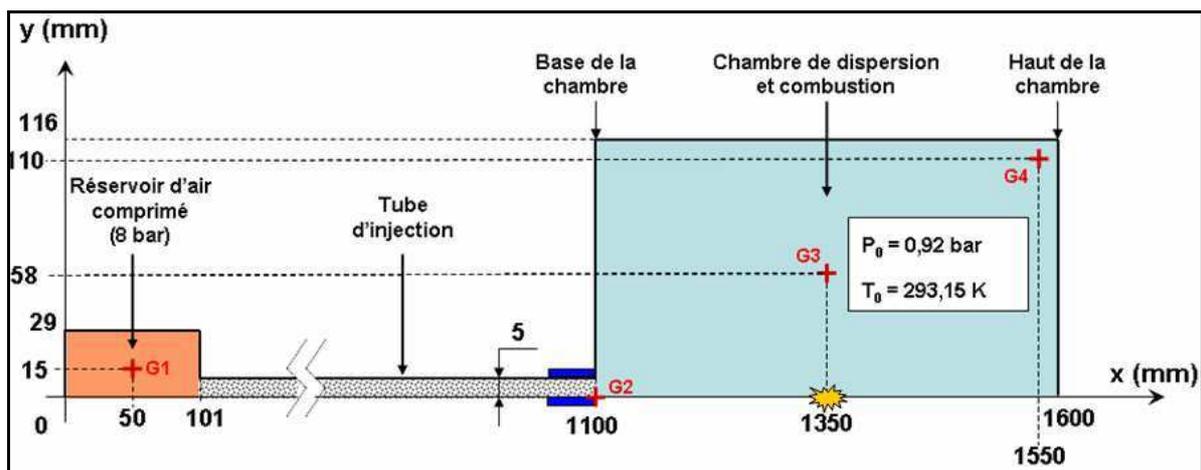


Figure VI.3 : schéma de la seconde configuration utilisée pour les simulations numériques de combustion bidimensionnelles (cotes en mm)

Dans cette configuration, on effectue un premier calcul de dispersion comme au paragraphe V.2, dont les résultats sont rassemblés dans un fichier écrit à l'instant $t = 150$ ms (qui correspond à la durée de l'ouverture de vanne et au délai d'allumage). Ce fichier, qui décrit l'état complet du système à cet instant, avec les valeurs de tous les paramètres calculés (distributions de densités, vitesses, pression, températures, etc.), sert de conditions initiales pour le lancement d'un second calcul, avec la source d'allumage citée précédemment.

VI.3. Résultats obtenus

VI.3.1. Cas sphérique : influence de K et des pertes aux parois

Dans un premier temps, en faisant varier la constante empirique K , utilisée dans le calcul du temps de combustion des particules τ_p , on a cherché à assurer la combustion des particules, avec une énergie d'amorçage similaire à celle utilisée lors des expériences, afin d'obtenir des courbes de pression proches de celles enregistrées au cours des expériences, tout en conservant un ordre de grandeur réaliste pour K . Des calculs préliminaires ont conduit à choisir la valeur $E_i = 35$ J pour l'énergie d'amorçage.

L'énergie d'activation E_a utilisée dans la loi d'Arrhenius a été fixée à 36,6 kcal/mol, d'après Milosavjevic et Suuberg (1995). Le facteur pré-exponentiel Z_a a été ajusté à une valeur de $4,5 \cdot 10^{10}$ kg.m⁻².s⁻¹, telle qu'elle permet l'inflammation du mélange particules de cellulose/air pour l'énergie d'activation choisie et pour l'énergie d'amorçage correspondant à celle utilisée dans les expériences. Sur la Figure VI.4 sont reportés les évolutions de pression obtenues dans le domaine de calcul, pour les valeurs de K suivantes : $1 \cdot 10^6$, $2 \cdot 10^6$, $4 \cdot 10^6$, $6 \cdot 10^6$ et $8 \cdot 10^6$ s/m².

On constate que plus on diminue K , plus la pression augmente rapidement, ce qui signifie que le taux de combustion est plus élevé. Ce résultat est cohérent avec le fait qu'en diminuant K , on diminue le temps de combustion des particules, et on augmente donc la vitesse de libération de l'énergie.

La comparaison avec la courbe expérimentale permet de voir que le coefficient K correspondant le mieux à nos conditions expérimentales (particules de cellulose de diamètre 20 μ m) se situe entre $4 \cdot 10^6$ et $8 \cdot 10^6$ s/m². Pour les calculs suivants, on a donc choisi une valeur de K intermédiaire : $K = 6 \cdot 10^6$ s/m².

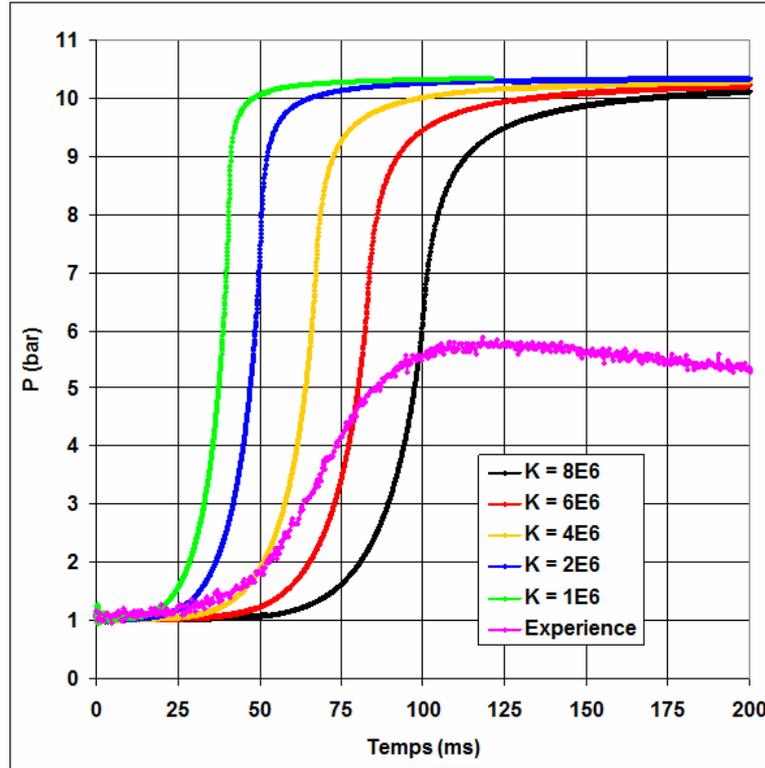


Figure VI.4 : influence du coefficient K sur l'évolution de la pression calculée et comparaison avec une courbe de pression expérimentale, pour un mélange particules de cellulose/air stœchiométrique (valeurs de K en s/m^2)

On a ensuite effectué de nouveaux calculs, pour observer l'influence de la prise en compte des pertes thermiques dans le code sur la pression d'explosion du mélange stœchiométrique particules de cellulose/air, pour des valeurs fixées de E_a , Z_a et K (respectivement $36,6 \text{ kcal/mol}$, $4,5 \cdot 10^{10} \text{ kg.m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$ et $6 \cdot 10^6 \text{ s.m}^{-2}$).

Les pertes vers les parois de la chambre sont calculées de la manière suivante :

$$\frac{d\bar{T}}{dt} = -\frac{Nu \cdot \chi}{L^2} (\bar{T} - T_w) \quad (\text{Eq. VI-1})$$

avec \bar{T} la température moyenne dans la chambre, Nu le nombre de Nusselt ($Nu = 2$ pour le cas sphérique et $Nu = 3,66$ pour le cas cylindrique), χ la diffusivité thermique du mélange ($\chi = \frac{\lambda}{\rho \cdot c}$ avec λ la conductivité thermique, ρ la masse volumique et c la capacité thermique massique), L la longueur caractéristique du domaine (dans notre cas, il s'agit du

rayon de la sphère ou du cylindre) et T_w la température de la paroi. La conductivité thermique choisie est celle de l'air ($\lambda = 2,5 \cdot 10^{-5} \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$). La température des parois est considérée comme constante et uniforme au cours du temps, et est égale à la température initiale du domaine, soit 293 K. Cette approche est assez simpliste mais elle est beaucoup moins coûteuse que la résolution des équations de Navier-Stokes. Elle donne des valeurs assez réalistes dès que la température dans la chambre est équilibrée, c'est-à-dire après le maximum de pression.

La Figure VI.5 rassemble les résultats des calculs pour l'évolution de la pression, dans le cas du modèle idéal (sans pertes aux parois) et dans le cas du modèle avec des pertes par conduction aux parois, ainsi qu'une courbe de pression expérimentale, pour un mélange stœchiométrique de particules de cellulose et d'air.

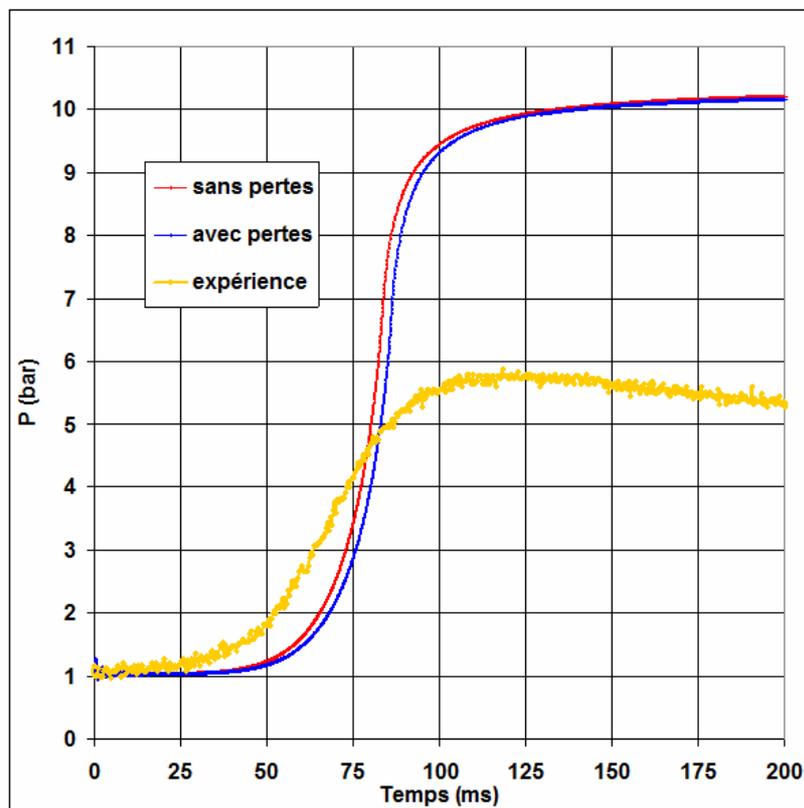


Figure VI.5 : influence des pertes aux parois sur l'évolution de la pression, et comparaison avec une courbe expérimentale, pour un mélange particules de cellulose/air stœchiométrique

On n'observe qu'une très faible différence entre les deux courbes obtenues avec le code EFAE.

VI.3.2. Cas cylindrique avec mélange uniforme et au repos : influence des pertes aux parois et de l'énergie d'amorçage

Les simulations qui suivent ont été faites à titre exploratoire, pour obtenir des données préliminaires sur l'influence des pertes aux parois et de l'énergie d'amorçage E_i .

La Figure VI.6 rassemble une courbe de pression expérimentale, et l'évolution de pression au point G4, obtenue pour les trois calculs numériques suivants :

- calcul en basse résolution, sans pertes aux parois, avec une énergie d'amorçage E_i de 35 J
- calcul en basse résolution, avec pertes aux parois, avec une énergie d'amorçage E_i de 35 J
- calcul en basse résolution, avec pertes aux parois, avec une énergie d'amorçage E_i de 100 J.

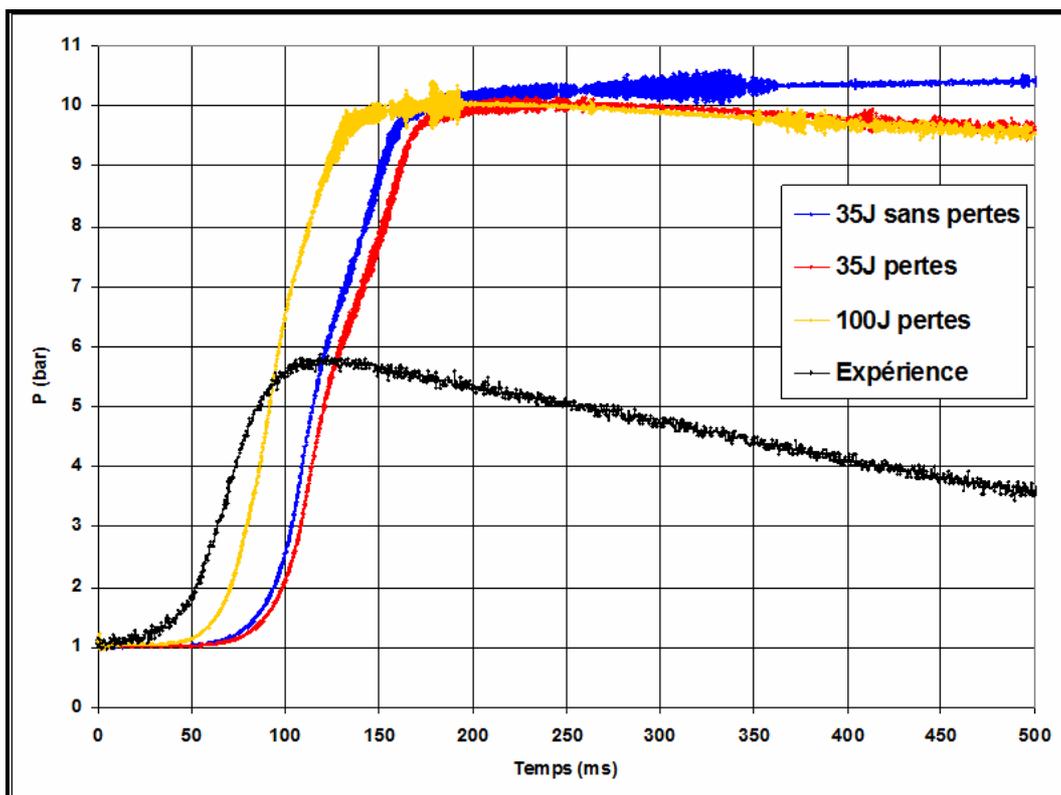


Figure VI.6 : influence de l'énergie d'amorçage et des pertes aux parois sur l'évolution de la pression dans la chambre au point G4, en configuration cylindrique, et comparaison avec une courbe expérimentale, pour un mélange particules de cellulose/air stœchiométrique

On remarque tout d'abord que toutes les courbes obtenues à partir des calculs numériques présentent un maximum très proche de la pression théorique de combustion isochore (10,8 bar), soit presque deux fois la pression maximale d'explosion obtenue lors des expériences. Cela peut s'expliquer par le fait qu'au cours des expériences, une partie des particules ne participe pas à la combustion, comme l'indique l'observation d'une quantité importante de résidus imbrûlés dans la chambre après les expériences sur des mélanges cellulose/air (cf. §IV.2.3.2), mais ces résidus n'ont pas pu être quantifiés.

Contrairement au cas sphérique, on constate ici une influence plus importante des pertes aux parois : au-delà du maximum de pression, la pression diminue avec le temps dans les cas avec pertes, et reste constante dans le cas idéal (sans pertes). Cependant, la prise en compte des pertes n'affecte quasiment pas la valeur maximale de la pression, mais seulement l'allure globale de l'évolution de la pression dans l'enceinte cylindrique.

En ce qui concerne l'influence de l'énergie d'amorçage, son augmentation de 35 J à 100 J permet une inflammation plus rapide du mélange, mais elle ne change pas la pression maximale d'explosion.

On a extrait des résultats des simulations 2D, des cartographies de certains paramètres au cours du développement de la combustion. Sur la Figure VI.7, la fraction massique des produits de combustion permet d'observer la position et l'évolution de la flamme. On constate, comme évoqué dans le §I.2.2 et comme le souligne Eckhoff (1987), que l'hypothèse de flamme mince n'est effectivement pas applicable pour les mélanges particules/air : l'épaisseur de flamme, d'après nos simulations, est d'environ 2 cm (valeur estimée au niveau de l'axe du cylindre, à $t = 100$ ms).

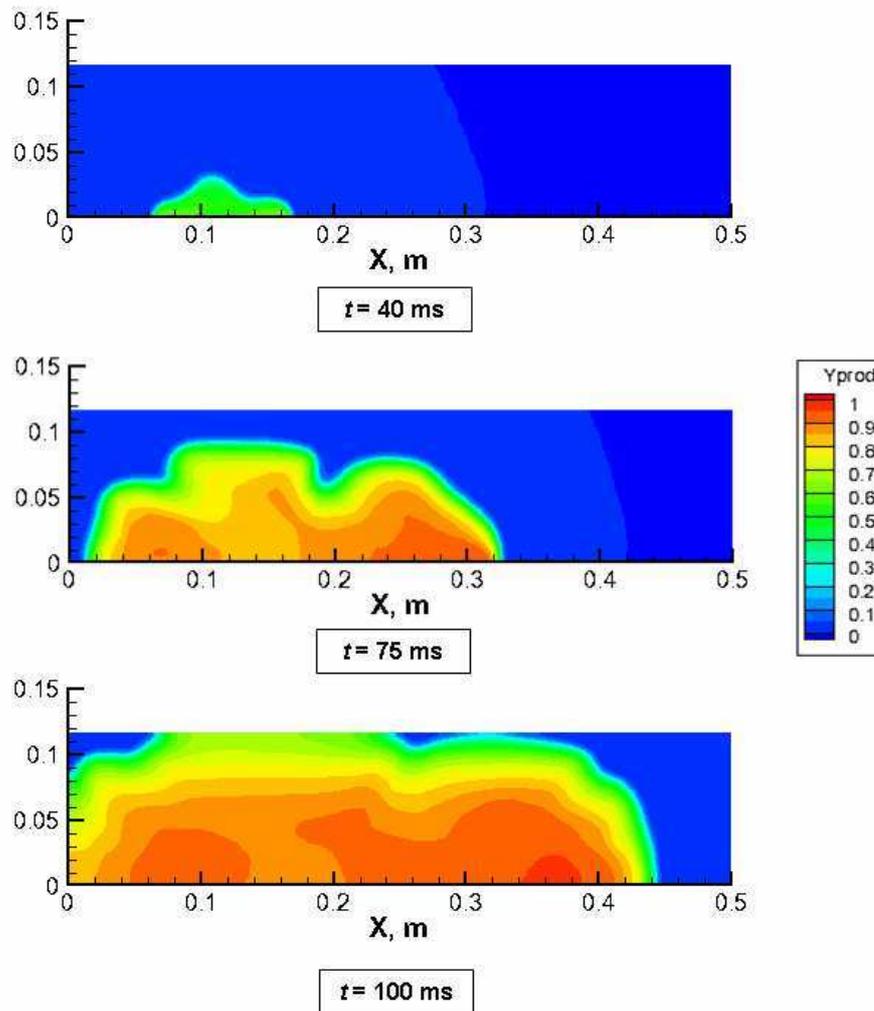


Figure VI.7 : évolution de la fraction massique des produits dans la chambre pour une énergie d'amorçage de 30 J et avec des pertes aux parois à 40 ms, 75 ms et 100 ms

VI.3.3. Cas cylindrique : influence du champ aérodynamique causé par l'injection

Cette simulation constitue un point de départ pour une étude plus approfondie sur l'impact du champ aérodynamique sur l'inflammation du mélange et le développement de la combustion dans l'enceinte.

La Figure VI.8 représente l'évolution de la fraction massique des produits de combustion pour quatre instants différents après l'allumage (en tenant compte du délai d'allumage de 150 ms), d'une part pour la simulation obtenue avec le champ aérodynamique issu de la phase de dispersion, et d'autre part pour une simulation identique à celle du

paragraphe VI.3.2 (mélange uniforme et au repos), mais avec un allumage au centre de la chambre.

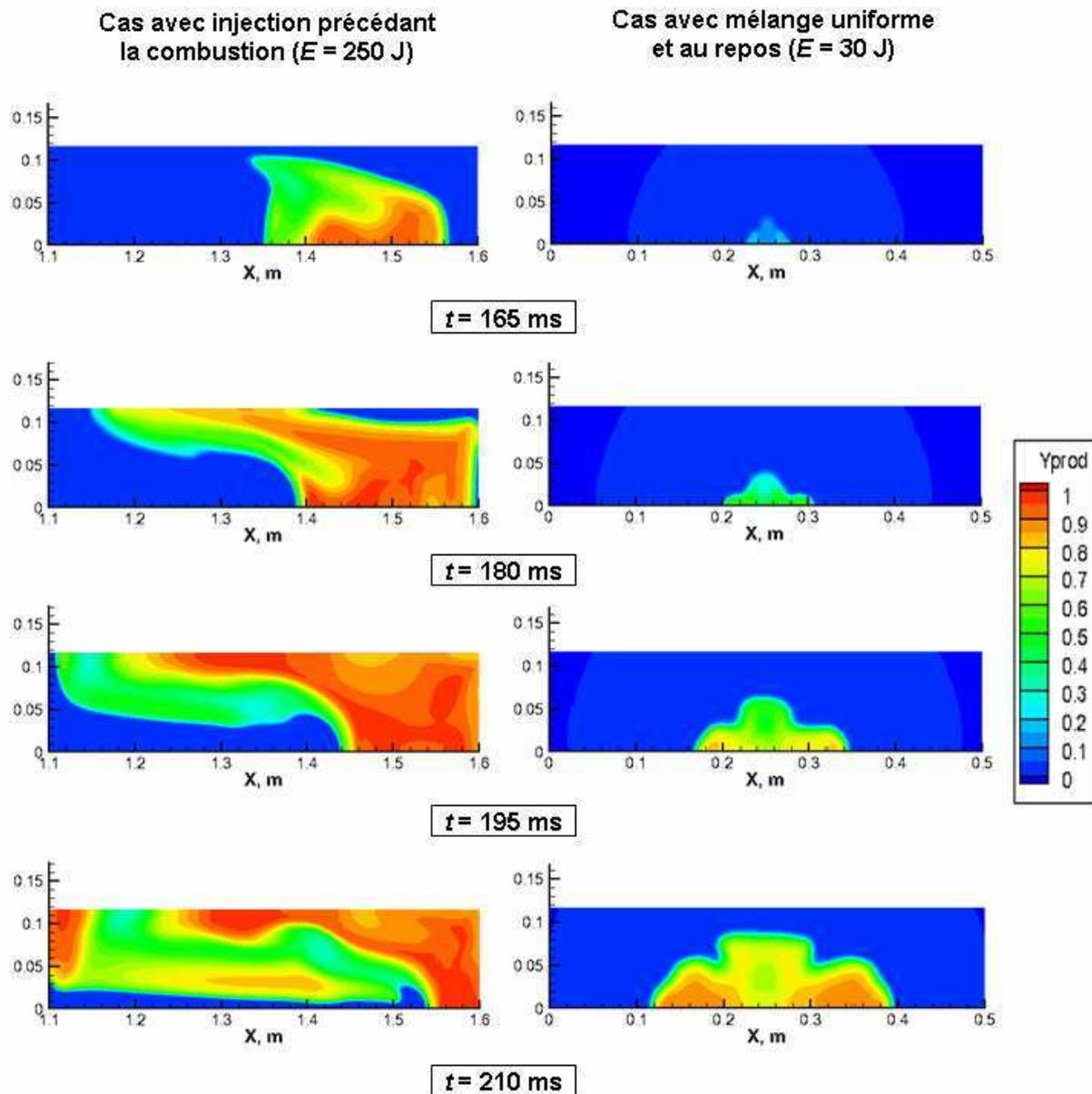


Figure VI.8 : évolution de la fraction massique des produits dans la chambre, pour une configuration avec injection préalable et une configuration avec mélange initial uniforme au repos, à 165 ms, 180 ms, 195 ms et 210 ms

On observe une forte influence du champ aérodynamique initial sur le développement de la combustion, puisqu'on constate, sur les images de gauche de la Figure VI.8, que la flamme est convectée le long de l'axe, vers le haut de la chambre (qui, dans la Figure VI.8, correspond au bord droit des images), puis le long de la paroi latérale. Ce mouvement correspond à celui des particules et des gaz, calculé et mesuré au paragraphe V.2.

Comme indiqué sur la Figure VI.8, l'énergie d'amorçage utilisée pour cette configuration est de 250 J, nettement supérieure à l'énergie utilisée dans les calculs précédents, ce qui indique que le champ aérodynamique initial peut influencer l'inflammation du mélange. Cette différence des valeurs d'énergie minimale d'amorçage entre les deux types de simulations peut être due au choix des paramètres cinétiques utilisés. Les paramètres cinétiques du système doivent donc être ajustés. Mais les temps de calcul de ce type de configuration étant très longs, nous n'avons pas eu la possibilité, pour cette première étude exploratoire, de mieux ajuster ces paramètres par rapport au cas expérimental.

VI.4. Conclusions

La première série de simulations a permis de mettre en évidence l'influence de K sur le taux de combustion, pour le jeu de paramètres cinétiques préalablement déterminés. On a ainsi pu ajuster ce paramètre pour obtenir des résultats les plus proches possibles des résultats expérimentaux. On a également constaté que la prise en compte des pertes thermiques par conduction aux parois n'avait qu'une influence partielle sur la différence entre les résultats numériques et expérimentaux.

La seconde série de simulations, dans le cas cylindrique, a montré que l'énergie d'amorçage n'avait que très peu d'influence sur la pression dans l'enceinte. En revanche, l'ajout de pertes aux parois dans le code permet d'obtenir, comme dans le cas expérimental, une diminution de la pression au cours du temps, après la montée en pression. Mais bien que l'allure globale des courbes de pression obtenues avec EFAE soit qualitativement proche de celle des courbes expérimentales, la pression maximale est quasiment deux fois supérieure. Les pertes aux parois ne suffisent donc pas à expliquer le déficit en pression mesuré expérimentalement, par rapport à la pression théorique de combustion isochore. D'après ces simulations, et l'observation des résidus imbrûlés après les expériences, la faible pression enregistrée lors des expériences semble bien être due au fait que toutes les particules ne participent pas à la combustion.

La dernière série de simulations a permis de confirmer l'influence très importante du champ aérodynamique initial, causé par la phase de dispersion des particules, sur l'inflammation du mélange et sur le développement de la combustion.

CHAPITRE VII : CONCLUSIONS GENERALES ET PERSPECTIVES

VII.1. Conclusions générales

Le but de ces travaux était d'étudier les caractéristiques et les mécanismes de développement des explosions, en chambre fermée, de suspensions dans l'air de particules solides ultra-fines, issues de la raffinerie sèche de la biomasse végétale, en vue d'utilisations dans des systèmes propulsifs. Pour cela, nos travaux ont porté d'abord sur des particules d'amidon et de cellulose, qui sont les composants majoritaires des poudres ligno-cellulosiques, puis sur des particules obtenues par broyage de la biomasse végétale inutilisée, issue de l'activité agricole.

Pour évaluer les performances susceptibles d'être atteintes dans des conditions idéales, les caractéristiques de combustion isochore ont été calculées à l'aide du code de calcul thermochimique TDS. Les résultats montrent que les pressions théoriques de combustion isochore P_{th} des mélanges amidon/air ou cellulose/air sont supérieures à celles de mélanges classiques hydrocarbure/air, tels que méthane/air par exemple. La pression maximale de combustion isochore est obtenue pour un mélange amidon/air ou cellulose/air de richesse 1,2, et le gain correspondant est d'environ 20% sur la pression de combustion isochore d'un mélange méthane/air de même richesse.

Les expériences effectuées, dans une chambre cylindrique de 20 L (de rapport d'allongement $L/D = 2,2$), ont montré que :

- Les pressions maximales d'explosion P_{exp} mesurées sont inférieures d'environ 35% aux pressions théoriques P_{th} pour les mélanges cellulose/air, et atteignent 7,4 bar pour des mélanges de richesse 1,8. Les pressions maximales sont enregistrées pour des richesses de 1,8-1,9, alors que le maximum des pressions de combustion isochore pour ces mélanges est théoriquement obtenu pour des richesses 1,1 ou 1,2. Ce décalage peut s'expliquer par le fait que toutes les particules injectées dans la chambre ne participent pas à la combustion. Une partie des particules se dépose aux parois, et certaines particules ne sont pas complètement consommées.
- En testant plusieurs types de poudres ligno-cellulosiques, on a étudié l'influence de la taille et de la composition des particules sur la valeur de P_{exp} . La taille des particules ne semble pas avoir d'influence sur cette valeur, pour les particules testées (diamètre moyen de 10 μm et 20 μm). En revanche, la composition des particules conditionne

fortement les valeurs que peut atteindre P_{exp} : selon le type de particules ligno-cellulosiques, la valeur de P_{exp} peut varier entre 3,8 et 4,8 bar pour des mélanges de richesse 1,1. Les résultats sont également sensibles aux conditions d'élaboration de ces poudres (méthodes de broyage et conditionnement).

- La dispersion importante des résultats, pour des conditions initiales de température, pression et masse de réactifs introduite identiques, est due, pour une large part, à l'influence du processus de mise en suspension des particules sur l'état du milieu à l'instant d'inflammation.

Le processus de mise en suspension des particules a fait l'objet d'une étude spécifique, d'une part par des mesures à l'aide de diagnostics optiques, et d'autre part par des simulations numériques. L'évolution du champ aérodynamique a été observée par PIV, et celle de la concentration en particules par tomographie laser rapide. Trois dispositifs d'injection des particules ont été testés, dans le but de rechercher les conditions de répartition des particules les plus favorables à l'allumage et à la combustion de la suspension. Les résultats montrent que le premier dispositif permet d'obtenir des niveaux de vitesses des particules importants, ce qui est favorable à l'augmentation de la vitesse de combustion du mélange. Le second génère une suspension plus homogène que les deux autres. Le troisième simule une configuration plus proche des applications possibles de cette étude. Les simulations numériques ont confirmé ces observations expérimentales.

L'étude des mélanges « hybrides », composés de particules de cellulose, de méthane et d'air, a été entreprise pour rechercher des performances optimales en combinant les niveaux de pression P_{exp} plus élevés obtenus avec les poussières combustibles, et les vitesses de réaction plus grandes produites par le méthane. Pour ces mélanges « hybrides », nos résultats expérimentaux ont mis en évidence qu'à richesse globale équivalente, les valeurs de P_{exp} sont supérieures à celles obtenues avec les mélanges méthane/air et particules solides/air seuls. Par exemple, dans un mélange hybride de richesse globale 1 et de richesse partielle en méthane 0,6, on atteint une valeur de P_{exp} de 7,2 bar, contre 4,6 bar dans un mélange cellulose/air de même richesse, et 6,2 bar dans un mélange stœchiométrique méthane/air. De plus, la quantité de résidus solides imbrûlés est significativement diminuée. On a constaté également qu'il est possible d'enflammer des mélanges méthane/air très pauvres (jusqu'à une richesse partielle en méthane de 0,23, en-dessous de la limite d'inflammabilité du mélange méthane/air) lorsque

ceux-ci sont en mélange avec une suspension de particules solides de faible concentration (130 g/m^3).

Ainsi, l'ensemble des résultats obtenus dans le cadre de cette étude constitue une base de départ pour choisir les conditions (géométrie et taille de la chambre de combustion, nature et caractéristiques des particules, procédés d'injection des particules, délai d'allumage, ...) les mieux adaptées à l'utilisation des poudres ligno-cellulosiques comme source d'énergie dans des chambres de combustion.

VII.2. Perspectives

Compte tenu des avantages potentiels des suspensions de particules ligno-cellulosiques comme source d'énergie pour des systèmes propulsifs, par rapport aux mélanges gazeux classiques hydrocarbure/air, et des résultats obtenus dans le cadre de la présente étude, l'application concrète à l'utilisation comme carburant, seul ou comme additif, doit être sérieusement envisagée. Des tests dans une chambre de combustion de moteur réel pourraient être effectués, par exemple, sur les bancs moteurs de l'UPR Biomasse-Energie du CIRAD.

Pour approfondir la compréhension des mécanismes de la combustion d'une suspension de particules réactives, il conviendrait de compléter les résultats expérimentaux par des analyses sur les produits de la combustion, tant solides que gazeux. Les résultats de ces analyses seraient ensuite comparés à la composition des produits de réaction prédite par les calculs théoriques de combustion isochore. Cela permettrait de mieux connaître les espèces qui participent réellement à la combustion, en fonction de la quantité de particules introduite.

De nouvelles expériences avec des particules ligno-cellulosiques sont nécessaires, soit pour étendre les résultats actuels à un domaine plus large de richesses, soit pour tester d'autres types de particules et poursuivre l'étude de l'influence de paramètres spécifiques (composition, granulométrie, méthode de préparation par broyage, ...).

L'étude des systèmes de dispersion doit être poursuivie dans des conditions plus proches des applications (injecteur C3, enceinte de dimensions proches de celles d'un cylindre moteur, comme simulé au §V.2.5), d'une part de nouvelles mesures PIV et par tomographie laser, et d'autre part par des simulations numériques prenant en compte les effets de la turbulence.

Les simulations numériques effectuées à l'aide du code EFAE, dans le cadre du présent travail, se sont limitées, faute de temps, à des calculs exploratoires en nombre restreint. Les résultats obtenus sont tout à fait intéressants et incitent à entreprendre des calculs systématiques dans des configurations plus proches des conditions rencontrées dans les moteurs, en introduisant des modèles cinétiques plus complexes, en prenant en compte les effets de la turbulence, et en augmentant la précision des calculs. Il serait aussi intéressant de modéliser la combustion dans une suspension inhomogène de particules, et non plus dans un mélange où les particules sont uniformément réparties. Toutefois, ce code a été conçu pour modéliser des problèmes d'écoulements à grandes vitesses comme les détonations. La question se pose de comparer les résultats obtenus avec ceux d'un code de calcul plus spécifiquement adapté aux conditions du champ aérodynamique existant dans la chambre de combustion.

Les mélanges hybrides doivent faire l'objet d'une attention particulière. Ce sont probablement ceux qui se prêtent le mieux à l'amélioration des performances, de manière compatible avec les contraintes technologiques imposées par le fonctionnement des moteurs classiques.

BIBLIOGRAPHIE

- Abbasi T. and Abbasi S. A. :** *Dust explosions – Cases, causes, consequences, and control*, Journal of Hazardous Materials, vol. 140, pp. 7-44, 2007.
- Abdel-Hadi A. I., Zhupanska O. I. and Cristecu N. D. :** *Mechanical properties of microcrystalline cellulose (Part I and Part II)*, Mechanics of Materials, vol. 34, pp. 373-399, 2002.
- Ballal D. R. :** *Ignition and Flame Quenching of Quiescent Dust Clouds of Solid Fuels*, Proceedings of the Royal Society (London), A369, pp. 479-500, 1980.
- Bartknecht W. :** *Explosion – Course, prevention and protection*, Springer Verlag, New-York, 1980.
- Berlad A. L. and Tangirala V. :** *Particle Segregation Effects on the Combustion Safety of Dust-Containing Systems*, Progress in Astronautics and Aeronautics, vol. 132, pp. 59-72, 1989.
- Bhimte N. A. and Tayade P. T. :** *Evaluation of Microcrystalline Cellulose Prepared From Sisal Fibers as a Tablet Excipient: A Technical Note*, AAPS PharmSciTech, vol. 8, issue 1, article 8, 2007.
- Boris J. P., Landsberg A. M., Oran E. S. and Gardner J. H. :** *LCPFCT – Flux-Corrected Transport algorithm for solving generalized continuity equations*, Naval Research Laboratory Report, Washington DC, NRL/MR/6410-93-7192, 1993.
- Borisov A. A., Gel'fand B. E., Timofeev E. I., Tsyganov S. A. and Khomic S. V. :** *Ignition of Dust Suspensions Behind Shock Waves*, Progress in Astronautics and Aeronautics, vol. 94, pp. 332-339, 1983.
- Boyle A. R. and Llewellyn F. J. :** *The Electrostatic Ignitability of Dust Clouds and Powders*, Journal of the Society of the Chemicals Industry Transactions, vol. 69, pp. 173-181, 1950.
- Bozier O. :** *Contribution à l'Etude des Caractéristiques de Combustion Isochore d'une Suspension de Particules Solides Réactives. Génération de la Suspension ; Influence de l'Etat Initial du Mélange*, Thèse de Docteur de l'Université de Poitiers, ENSMA, Poitiers, 2004.
- Briand A. :** *Contribution à l'étude de la structure des détonations dans les milieux biphasiques*, Thèse de Docteur de l'ENSMA, Laboratoire de Combustion et Détonique, ENSMA, Poitiers, 2009.

- Callé S., Klabá L., Thomas D., Perrin L. and Dufaud O. :** *Influence of the size distribution and concentration on wood dust explosion: experiments and reaction modelling*, Powder Technology, vol. 157, pp. 144-148, 2005.
- Calvert G., Ghadiri M. and Tweedie R. :** *Aerodynamic dispersion of cohesive powders: a review of understanding and technology*, Advanced Powder Technology, vol. 20, pp. 4-16, 2009.
- Campos J. A., Lemos L. and Janeiro Borges A. R. :** *Flame Characteristics of Pine and Corn Dust Suspensions*, Progress in Astronautics and Aeronautics, vol. 113 part II, pp. 26-42, 1987.
- Cardillo P. :** *Some historical accidental explosions*, Journal of Loss Prevention in the Process Industries, vol. 14, pp. 69-76, 2001.
- Cashdollar K. L. :** *Coal dust explosibility*, Journal of Loss Prevention in the Process Industries, vol. 9, n°1, pp. 65-76, 1996.
- Cashdollar K. L. :** *Overview of dust explosibility characteristics*, Journal of Loss Prevention in the Process Industries, vol. 13, pp. 183-199, 2000.
- Choi K. S., Yamaguma M., Kodama T., Joung J. H. and Takeuchi M. :** *Characteristics of the vibrating-mesh minimum ignition energy testing apparatus for dust clouds*, Journal of Loss Prevention in the Process Industries, vol. 14, pp. 443-447, 2001.
- Colver G. M., Kim S. W. and Yu Tae-U :** *An electrostatic suspension method for testing spark breakdown, ignition, and quenching of powders*, Journal of Electrostatics, vol. 37, pp. 151-172, 1996.
- Continillo G., Crescitelli S., Fumo E., Napolitano F. and Russo G. :** *Coal dust explosions in a spherical bomb*, Journal of Loss Prevention in the Process Industries, vol. 4, pp. 223-229, 1991.
- Couhert C. :** *Pyrolyse flash à haute température de la biomasse ligno-cellulosique et de ses composés – production de gaz de synthèse*, Thèse de Docteur de l'Ecole des Mines de Paris, 2007.
- Cui H. and Grace J. R. :** *Pneumatic conveying of biomass particles: a review*, China Particuology, vol. 4, n°3-4, pp. 183-188, 2006.
- Dahoe A. E., Cant R. S. and Scarlett B. :** *On the decay of turbulence in the 20-liter explosion sphere*, Flow, Turbulence and Combustion, vol. 67, pp. 159-184, 2001.
- Di Benedetto A. and Russo P. :** *Thermo-kinetic modeling of dust explosions*, Journal of Loss Prevention in the Process Industries, vol. 20, pp. 303-309, 2007.

- Di Blasi C.** : *Modeling chemical and physical processes of wood and biomass pyrolysis*, Progress in Energy and Combustion Science, vol. 34, pp. 47-90, 2008.
- Eckhoff R. K.** : *Prevention and mitigation of dust explosions in the process industries : A survey of recent research and development*, Journal of Loss Prevention in the Process Industries, vol. 9, pp. 3-20, 1996.
- Eckhoff R. K.** : *Understanding dust explosions. The role of powder science and technology*, Journal of Loss Prevention in the Process Industries, vol. 22, pp. 105-116, 2009.
- Eckhoff R. K., Fuhre K. and Pedersen G. H.** : *Dust Explosion Experiments in a Vented 236 m³ Silo Cell*, Journal of Occupational Accidents, vol. 9, pp. 161-175, 1987.
- El-Sakhawy M. and Hassan M. L.** : *Physical and mechanical properties of microcrystalline cellulose prepared from agricultural residues*, Carbohydrate Polymers, vol. 67, pp. 1-10, 2007.
- Gill T. E., Zobeck T. M. and Stout J. E.** : *Technologies for laboratory generation of dust from geological materials*, Journal of Hazardous Materials, vol. 132, 1-13, 2006.
- Gmurczyk G. and Klemens R.** : *Effect of Nonuniform Coal Particle Distribution on Combustion Aerodynamics*, Progress in Astronautics and Aeronautics, vol. 113 part II, pp. 102-111, 1987.
- Going J. E., Chatrathi K. and Cashdollar K. L.** : *Flammability limit measurements for dusts in 20-L and 1-m³ vessels*, Journal of Loss Prevention in the Process Industries, vol. 13, pp. 209-219, 2000.
- Goroshin S., Bidabadi M. and Lee J. H. S.** : *Quenching distance of laminar flame in aluminum dust clouds*, Combustion and Flame, vol. 105, pp. 147-160, 1996.
- Grotkjær T., Dam-Johansen K., Jensen A. D. and Glarnorg P.** : *An experimental study of biomass ignition*, Fuel, vol. 82, pp. 825-833, 2003.
- Guedira F., Bennouna A., Magne P. and Masson D.** : *Etude comparative de la pyrolyse de déchets agro-alimentaires (tourteaux d'olives et bagasse) et de bois : effet de la pression sur les rendements*, Revue Bois et Forêt des Tropiques, n°430, 4^e trimestre 1991.
- Hartmann I., Cooper A. R. and Jacobson M.** : *Recent studies on the explosibility of cornstarch*, US Bureau of Mines, RI 4725, 1951.
- Hartmann I., Nagy J. and Brown H. R.** : *Inflammability and explosibility of metal powder*, US Bureau of Mines, RI 3772, 1943.
- Hayashi A. K., Matsuda M. and Fujiwara T.** : *Numerical Study on Gas-Solid Two-Phase Nozzle and Jet Flow*, Progress in Astronautics and Aeronautics, vol. 132, pp. 124-135,

1989.

Hedenus P., Mattsson M. S., Niklasson G. A., Camber O. and Ek R. : *Characterisation of instantaneous water absorption properties of pharmaceutical excipients*, International Journal of Pharmaceutics, vol. 141, pp. 141-149, 2000.

Hertzberg M., Conti R. S. and Cashdollar K. L. : *Spark ignition energies for dust-air mixtures: temperature and concentration dependencies*, 20th International Symposium on Combustion, 1984.

Heywood J. B. : *Internal combustion engine fundamentals*, New York, McGraw-Hill, 1988

Iijima T. and Takeno T. : *Effect of temperature and pressure on burning velocity*, Combustion and Flame, vol. 65, pp. 35-43, 1986.

International Organization for Standardization : *International Standard ISO 6184/1 – Explosion protection systems – Part 1: Determination of explosion indices of combustible dusts in air*, Suisse, 1985.

Jarosinski J., Lee J. H., Knystautas R. and Crowley J. D. : *Quenching of dust-air flames*, International Symposium on Combustion, vol. 21, n°1, pp. 1917-1924, 1988.

Jarosinski J., Pu Y., Bulewicz E. M., Kauffman C. W. and Johnson V. G. : *Some fundamental characteristics of cornstarch dust-air flames*, Progress in Astronautics and Aeronautics, vol. 152, pp. 119-135, 1991.

Kalejaiye O., Amyotte P. R., Pegg M. J. and Cashdollar K. L. : *Effectiveness of dust dispersion in the 20-L Siwek chamber*, Journal of Loss Prevention in the Process Industries, vol. 23, pp. 46-59, 2010.

Kauffman C. W., Sichel M. and Wolanski P. : *Research on dust explosions at the University of Michigan*, Powder Technology, vol. 71, pp. 119-134, 1992.

Kauffman C. W., Wolanski P., Arisoy A., Adams P.R., Maker B. N. and Nicholls J. A. : *Dust, Hybrid, and Dusty Detonations*, Progress in Astronautics and Aeronautics, vol. 94, pp. 221-240, 1983.

Khasainov B. A. : *Final Report “Modeling particle combustion in detonations and explosions”*, Laboratoire de Combustion et de Détonique, UPR 9028 CNRS, ENSMA, 2005.

Khasainov B. A. and Veyssiere B. : *Initiation of detonation regimes in hybrid two-phase mixtures*, Shock Waves, vol. 6, pp. 9-15, 1996.

Khasainov B., Kuhl A. and Victorov S. : *Equilibrium-chemistry model for multiphase reactive premixed and nonpremixed flows*, 20th International Colloquium on the

- Dynamics of Explosions and Reactive Systems, 2005.
- Korhonen O., Pohja S., Peltonen S., Suihko E., Vidgren M., Paronen P. and Ketolainen J. :** *Effects of Physical Properties for Starch Acetate Powders on Tableting*, AAPS PharmSciTech, vol. 3, issue 4, article 34, 2002.
- Lee J. H. S. :** *The detonation phenomenon*, Cambridge University Press, 2008.
- Lee J. H. S., Zhang F. and Knystautas R. :** *Propagation mechanisms of combustion waves in dust-air mixtures*, Powder Technology, vol. 71, pp. 153-162, 1992.
- Lee R. S., Aldis D. F., Garrett D. W. and Lai F. S. :** *Improved diagnostics for determination of minimum explosive concentration, ignition energy and ignition temperature of dusts*, Powder Technology, vol. 31, pp. 51-62, 1982.
- Lemos L. and Bourianne R. :** *Starch Dust Combustion Characteristics in a Closed Spherical Vessel*, Progress in Astronautics and Aeronautics, vol. 132, pp. 93-106, 1989.
- Mani T., Murugan P., Abedi J. and Mahinpey N. :** *Pyrolysis of wheat straw in a thermogravimetric analyzer: effect of particle size and heating rate on devolatilization and estimation of global kinetics*, Chemical Engineering Research and Design, vol. 88, pp. 952-958, 2010.
- Mercer D. B., Amyotte P. R., Dupuis D. J., Pegg M. J., Dahoe A., de Heij W. B. C., Zevenbergen J. F. and Scarlett B. :** *The influence of injector design on the decay of pre-ignition turbulence in a spherical explosion chamber*, Journal of Loss Prevention in the Process Industries, vol. 14, pp. 269-282, 2001.
- Milosavjevic I. and Suuberg E. M. :** *Cellulose decomposition kinetics – Global kinetics for fuels processing and fire modeling applications*, Preprint of the American Chemical Society Division of Energy and Fuels, vol. 39, n°3, 1994.
- Milosavjevic I. and Suuberg E. M. :** *Cellulose Thermal Decomposition Kinetics : Global Mass Loss Kinetics*, Industrial and Engineering Chemistry Research, vol. 34, n°4, pp. 1081-1091, 1995.
- Mintz K. J. :** *Problems in experimental measurements of dust explosions*, Journal of Hazardous Materials, vol. 42, pp. 177-186, 1995.
- Morozzo C. :** *Account of a violent explosion which happened in a flour warehouse at Turin*, Le Répertoire des Arts et Manufactures, vol. 2, pp. 416-432, 1795.
- Nettleton M. A. :** *Influence of Turbulence on Flammability Limits of Dust Clouds*, Progress in Astronautics and Aeronautics, vol. 113 II, pp. 87-101, 1987.
- Nifuku M., Matsuda T. and Enomoto H. :** *Recent development of standardization of testing*

- methods for dust explosion in Japan*, Journal of Loss Prevention in the Process Industries, vol. 13, pp. 243-251, 2000.
- Nigmatulin R. I.** : *Methods of mechanics of a continuous medium for the description of multiphase mixtures*, Journal of Applied Mathematics and Mechanics, vol. 34, n°6, pp. 1033-1049 (traduction du Prikl. Matemat. Mekh. vol. 34, n°6, pp 1097-1112), 1970.
- Norberg A., Xu D. and Zhang D.** : *Powder Ignition Energy Measured Utilizing a New fluidized Bed Ignition Chamber*, Report ISSN 0349-8352, Institute for High Voltage Research, Uppsala, Sweden, 1988.
- Okuyama Y., Ohtomo Y., Maruta K., Kobayashi H. and Niioka T.** : *An Experimental Study on Particle-Cloud Flames in a Microgravity Field*, 26th Symposium (International) on Combustion, pp. 1369-1375, 1996.
- Oran E. S. and Boris J. P.** : *Numerical Simulation of Reactive Flow*, ed. Elsevier, Naval Research Laboratory, Washington, D.C., 1987.
- Palmer K. N. and Butlin R. N.** : *Dust Explosibility Tests and their Application*, Powder Technology, vol. 6, pp. 149-157, 1972.
- Parker S. J.** : *Electric Spark Ignition of Gases and Dusts*, Ph.D. Thesis, City University, London, 1985.
- Péraldi O.** : *Caractéristiques des détonations dans les mélanges gazeux contenant de l'amidon en suspension*, Thèse de Docteur-Ingénieur de l'Université de Poitiers, ENSMA, Poitiers, France, 1985.
- Péraldi O. and Veyssiere B.** : *Experimental study of detonations in starch particle suspensions with O_2/N_2 , H_2/O_2 , and C_2H_4/O_2 mixtures*, Progress in Astronautics and Aeronautics, vol. 106, pp. 490-504, 1986.
- Perks H. M. and Liebman J. F.** : *Paradigms and Paradoxes : Estimation of the Enthalpies of Formation of Some Common, Solid-Phase Compounds of Considerable Theoretical Importance*, Journal of Structural Chemistry, vol. 11, issue 5, pp. 325-329, 2000.
- Piriou B., Vaitilingom G., Veyssiere B., Cuq B. and Rouau X.** : *Potential direct use of solid biomass in internal combustion engines*, Progress in Energy and Combustion Science, 2012.
- Piskorz J., Radlein D. and Scott D. S.** : *On the mechanism of the rapid pyrolysis of cellulose*, Journal of Analytical and Applied Pyrolysis, vol. 9, pp. 121-137, 1986.
- Proust C. and Veyssièrè B.** : *New Experimental Apparatus for Studying the Propagation of Dust-Air Flames*, Progress in Astronautics and Aeronautics, vol. 113 part II, pp. 43-61,

- 1987.
- Proust C. :** *Flame propagation and combustion in some dust-air mixtures*, Journal of Loss Prevention in the Process Industries, vol. 19, pp. 89-100, 2006.
- Pu Y., Podfilipski J. and Jarosinski J. :** *Constant volume combustion of aluminium and cornstarch dust in microgravity*, Combustion Science and Technology, vol. 35, pp. 255-267, 1998.
- Pu Y.-K. :** *Fundamental Characteristics of Laminar Flame in Cornstarch Dust-Air Mixture*, Progress in Astronautics and Aeronautics, vol. 113 part II, pp. 3-25, 1987.
- Pu Y.-K., Jia F., Wang S. F. and Skjold T. :** *Determination of the maximum effective burning velocity of dust-air mixtures in constant volume combustion*, Journal of Loss Prevention in the Process Industries, vol. 20, pp. 462-469, 2007.
- Pu Y.-K., Li Y.-C., Kauffman C. W. and Bernal L. P. :** *Determination of Turbulence Parameters in Closed Explosion Vessels*, Progress in Astronautics and Aeronautics, vol. 132, pp. 107-123, 1989.
- Rhim Y.-O., Zhang D., Rooney M., Nagle D. C., Fairbrother D. H., Herman C and Drewry D. G. :** *Changes in the thermophysical properties of microcrystalline cellulose as function of carbonization temperature*, Carbon, vol. 48, pp. 31-40, 2009.
- Rubtsov Y. I., Kazakov A. I., Andrienko L. P. and Manelis G. B. :** *Kinetics of heat release during decomposition of cellulose*, Combustion, Explosion, and Shock Waves, vol. 29, n°6, pp. 710-713, 1993.
- Rychkov A. D. :** *Modeling the process of methane-air plume extinguishing by a solid-propellant pulse aerosol generator*, Combustion, Explosion, and Shock Waves, vol. 45, n°3, pp. 258-265, 2009.
- Shuangning X., Zhihe L., Baoming L., Weiming Y. and Xueyuan B. :** *Devolatilization characteristics of biomass at flash heating rate*, Fuel, vol. 85, pp. 664-670, 2006.
- Siwek R. :** *Determination of technical safety indices and factors influencing hazard evaluation of dusts*, Journal of Loss Prevention in the Process Industries, vol. 9, n°1, pp. 21-31, 1996.
- Skjold T., Arntzen B. J., Hansen O. R., Taraldset O. J., Strovik I. E. and Eckhoff R. K. :** *Simulating dust explosions with the first version of DESC*, Process Safety and Environmental Protection, vol. 83(B2), pp. 151-160, 2005.
- Soh J. L. P., Yang L., Liew C. V., Cui F. D. and Heng P. W. S. :** *Importance of small pores in microcrystalline cellulose for controlling water distribution during extrusion-*

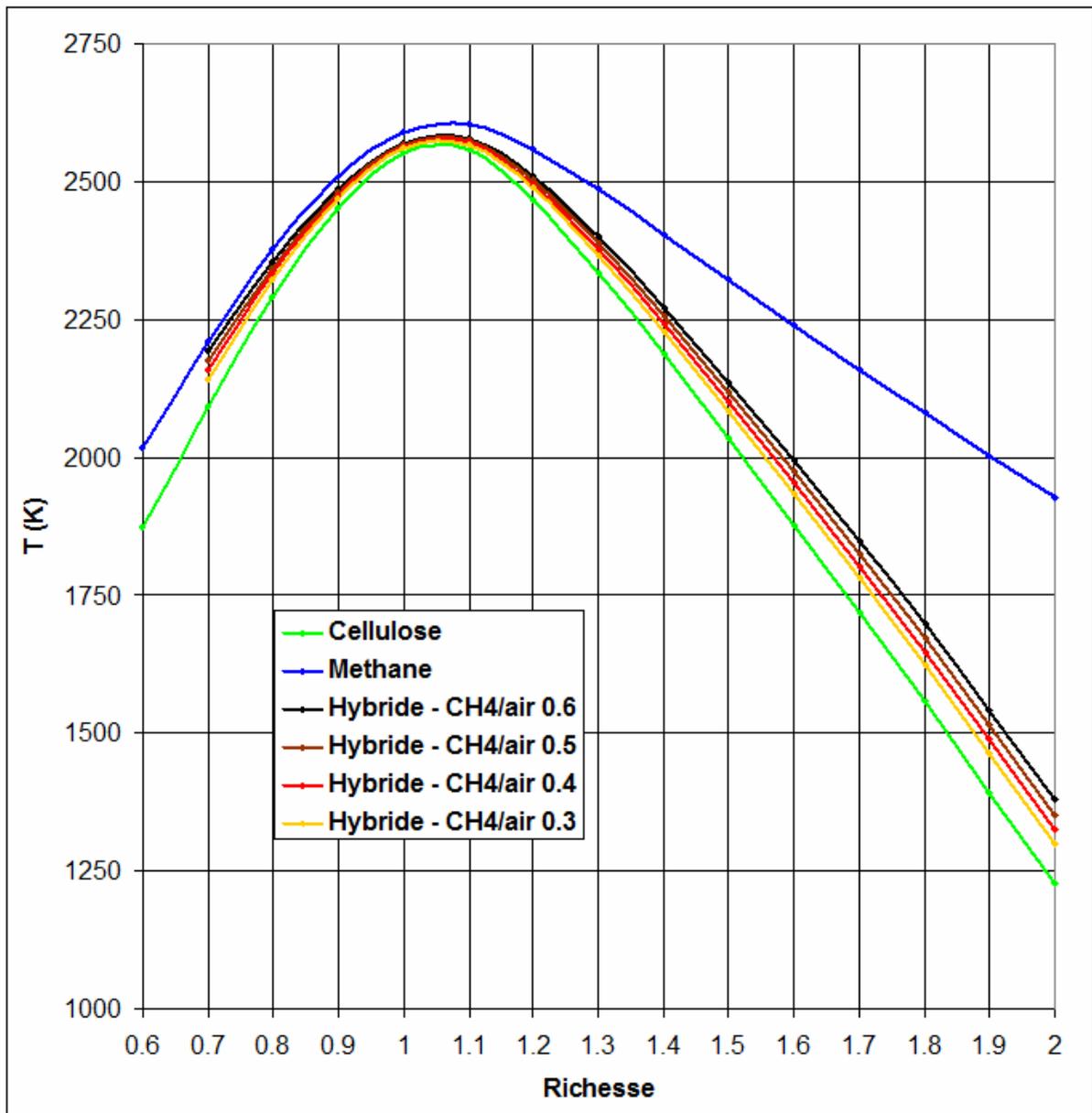
- spheronization*, AAPS PharmSciTech, vol. 9, n°3, 2008.
- Sun J.-H., Dobashi R. and Hirano T. :** *Structure of flames propagating through metal particle clouds and behavior of particles*, 20th International Symposium on Combustion, pp. 2405-2411, 1998.
- Vainshtein P. B. and Nigmatulin R. I. :** *Combustion of gas mixtures with particles*, traduction du Zhurnal Prikladnoi Mekhaniki i Tekhnicheskoi Fiziki, vol. 4, pp. 19-33, 1971.
- Venart J. E. S. :** *Flixborough: a final footnote*, Journal of Loss Prevention in the Process Industries, vol. 20, pp. 621-643, 2007.
- Veysiére B. :** *Structure of the detonations in gaseous mixtures containing aluminium particles in suspension*, Progress of Astronautics and Aeronautics, vol. 106, pp. 522-544, 1986.
- Veysiére B., Arfi P. and Khasainov B. A. :** *Detonation of starch suspensions in gaseous O₂/N₂ and stoichiometric H₂/O₂ mixtures*, Combustion and Flame, vol. 117, n°3, pp. 477-492, 1999.
- Victorov S. B. and Gubin S. A. :** *The use of the system of thermodynamic calculations TDS for modelling of chemical and physical processes*, Russian Conference “New Materials and Technologies NMT-98”, Moscow, Russia, “Latmes” Book Company, 1998.
- Victorov S. B., Gubin S. A., Maklashova I. V. and Revyakin I. I. :** *Thermodynamic TDS code: Application to detonation properties of condensed explosives*, Proceedings of the 32nd International Annual Conference of ICT, Energetic Materials, Ignition, Combustion and Detonation, pp. 69.1-69.15, ICT, Karlsruhe, 2001.
- Volkov E. P. and Kudryavtsev N. Y. :** *Modeling of nitrogen oxide formation in a turbulent diffuse flame*, traduction de Inzhenerno-Fizicheskii Zhurnal, vol. 56, n°6, pp. 885-894, 1989.
- Wolanski P. :** *Deflagration and Detonation Combustion of Dust Mixtures*, Progress in Astronautics and Aeronautics, vol. 132, pp. 3-31, 1989.
- Wolanski P., Lee D., Sichel M., Kauffman C. W. and Nicholls J. A. :** *The Structure of Dust Detonations*, Progress in Astronautics and Aeronautics, vol. 94, pp. 241-263, 1983.
- Zeitoun R. :** *Procédés de fractionnement de la matière végétale – Application à la production des polysaccharides du son et de la paille de blé*, Thèse de Docteur de l’Université de Toulouse, Institut National Polytechnique de Toulouse, 2011.
- Zhang F. :** *Shock Wave Science and Technology Reference Library, Vol. 4 – Heterogeneous*

Detonation, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2009.

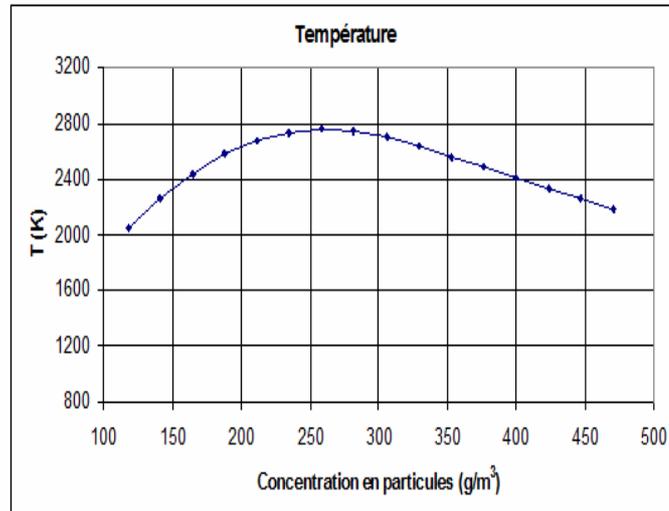
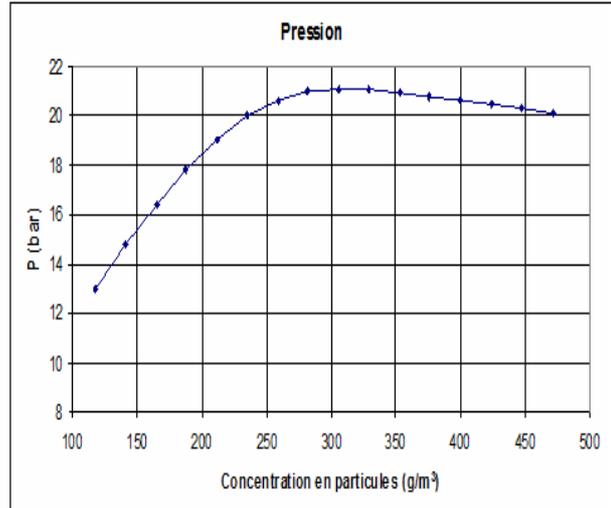
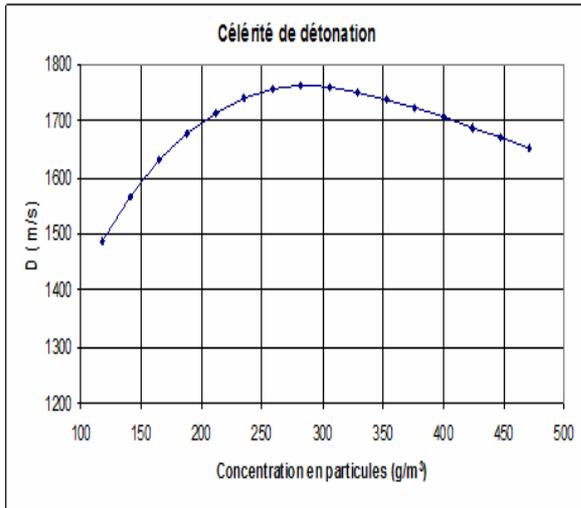
Zhang F. and Groenig H. : *Detonation structure of corn starch particles-oxygen mixtures*,
Progress in Astronautics and Aeronautics, vol. 133, pp. 342-355, 1991.

ANNEXES

**ANNEXE I : résultats complémentaires obtenus
avec le logiciel TDS**



Evolution de la température de combustion isochore en fonction de la richesse, pour des mélanges cellulose/air, méthane/air et hybrides composés d'un prémélange méthane/air de richesse 0,3, 0,4, 0,5 et 0,6



Evolution de la célérité de détonation, de la pression et de la température de détonation CJ pour un mélange cellulose/air

**ANNEXE II : calcul de la richesse pour les mélanges
méthane/air**

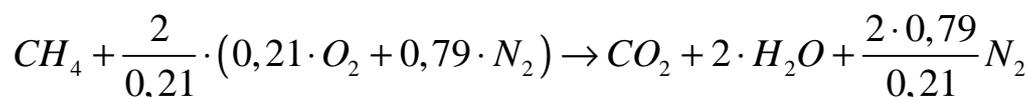
Nous exposons ici la méthode permettant de déterminer les pressions partielles de méthane et d'air introduits dans les bouteilles utilisées pour stocker le prémélange méthane/air injecté dans la chambre. Ces calculs prennent en compte l'air introduit ultérieurement dans la chambre via la décharge du réservoir auxiliaire (cf. Figure III.3). Les pressions partielles sont déterminées en fonction de la richesse de mélange r_{CH_4} désirée au moment de l'allumage et des paramètres expérimentaux :

- Quantité d'air injectée lors de la décharge du réservoir dans la chambre :

$$n_{air_res} = \frac{(P_{all} - P_{init}) \cdot V}{R \cdot T}$$

avec P_{all} la pression dans la chambre au moment de l'allumage et P_{init} la pression dans la chambre juste avant le déclenchement de la décharge du réservoir. V est le volume de la chambre, R la constante des gaz parfaits et T la température dans la chambre.

- Expression de la richesse du mélange réactif :



$$\Rightarrow r = \frac{2 \cdot n_{CH_4}}{0,21 \cdot n_{air}} = \frac{2}{0,21} \cdot \frac{W_{air}}{W_{CH_4}} \cdot \frac{m_{CH_4}}{m_{air}}$$

- Quantité de moles de méthane à injecter pour obtenir la richesse voulue :

$$n_{CH_4} = \frac{P_{all} \cdot V}{R \cdot T \cdot \left(1 + \frac{2}{0,21 \cdot r_{CH_4}} \right)}$$

- Quantité de moles d'air à injecter avec le méthane pour obtenir la richesse voulue :

$$n_{air_bout} = \frac{2 \cdot n_{CH_4}}{0,21 \cdot r_{CH_4}} - n_{air_res}$$

La pression dans les bouteilles de mélange est limitée (pour des raisons de sécurité) à $P_{bout} = 4$ bar.

- Pression partielle de méthane dans la bouteille (prémélange introduit dans la chambre) :

$$P_{CH_4} = y_{CH_4} \cdot P_{bout} = \frac{n_{CH_4}}{n_{tot}} \cdot P_{bout}$$

avec y_{CH_4} la fraction molaire de méthane dans la bouteille de prémélange, et n_{tot} la quantité d'espèces dans la chambre à l'instant d'allumage.

La pression partielle en air dans la bouteille de prémélange correspond à la différence entre la pression totale dans la bouteille et la pression partielle en méthane.

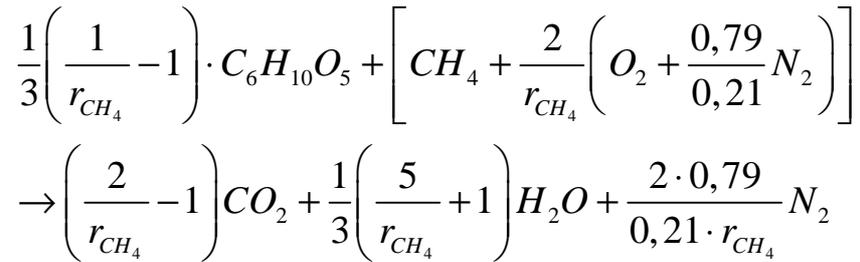
**ANNEXE III : résultats d'analyses effectuées sur
des échantillons de résidus solides récupérés après
les expériences (pourcentages massiques)**

			valeurs sur échantillon brut			valeurs sur échantillon sec décendré			oxygene par différence (%)	O/C ratio	
	%humidité	%cendres	N %	C %	H %	N %	C %	H %			
poudre ligno-cellulosique	4.9	6.1	0.4	48.1	6.3	0.50	54.04	7.08	38.38	0.71	
cellulose initiale	4.5	0.01	0.10	44.2	6.7	0.10	46.29	7.02	46.59	1.01	
échantillons d'imbrûlés	richesse	%humidité	%cendres	valeurs sur échantillon brut			valeurs sur échantillon sec décendré			oxygene par différence (%)	O/C ratio
Cellulose/air	0.6	5.12	0.01	0.09	41.17	6.35	0.10	43.40	6.69	49.81	1.15
Cellulose/air	1.25	5.06	0.01	0.08	41.72	6.39	0.09	43.94	6.73	49.24	1.12
Cellulose/air	1.8	4.40	0.01	0.08	41.72	6.38	0.08	43.65	6.67	49.60	1.14
Particules type AA20/air	0.75	7.92	6.00	0.34	40.15	5.77	0.40	46.64	6.71	46.26	0.99
Particules type AA20/air	1	4.90	7.00	0.43	42.40	5.96	0.51	49.26	6.93	43.31	0.88
Particules type AA20/air	1.3	5.03	6.00	0.42	42.68	5.26	0.48	47.97	5.92	45.64	0.95
Particules type AA20/air	1.5	7.31	6.00	0.43	42.89	5.07	0.49	49.48	5.85	44.18	0.89
Particules type AI20/air	1	4.90	7.00	0.45	42.74	5.99	0.48	45.05	6.31	48.17	1.07
Particules type AI20/air	1.25	4.90	7.00	0.44	42.79	5.80	0.46	45.08	6.11	48.34	1.07
Particules type AI20/air	1.5	4.90	7.00	0.42	42.41	5.65	0.44	44.36	5.91	49.29	1.11
Particules type BI10/air	1	4.90	7.00	0.64	43.26	5.69	0.73	49.10	6.46	43.72	0.89
Particules type BI20/air	1	4.90	7.00	0.68	42.19	5.60	0.77	47.42	6.29	45.51	0.96
Particules type BI20/air	1.25	4.90	7.00	0.65	42.79	5.37	0.75	49.36	6.20	43.70	0.89
Particules type BI20/air	1.5	4.90	7.00	0.65	41.62	5.18	0.74	47.25	5.88	46.13	0.98

**ANNEXE IV : méthode de calcul de richesses pour
les mélanges hybrides**

Nous présentons ici la méthode utilisée, afin de connaître la masse de particules à introduire dans les cannes d'injection, pour obtenir les mélanges hybrides de richesse globale r_{hyb} , en fonction de la richesse du mélange méthane/air r_{CH_4} et des différents paramètres expérimentaux :

- Equilibre chimique de la réaction :



=> Expression de la richesse du mélange en fonction du nombre de moles de cellulose n_{cell_base} , pour 1 mole de CH_4 :

$$r_{hyb} = \frac{5 \cdot n_{cell_base} + 4 / r_{CH_4}}{17 \cdot n_{cell_base} + 4}$$

- Quantité de cellulose nécessaire pour 1 mole de CH_4 , en fonction de la richesse de mélange :

$$n_{cell_base} = 4 \cdot \frac{\left(\frac{r_{hyb}}{r_{CH_4}} \right) - 1}{17 - 5 \cdot r_{hyb}}$$

- Quantité de méthane injectée dans la chambre :

$$n_{CH_4} = \frac{P_{all} \cdot V}{R \cdot T \cdot \left(1 + \frac{2}{0,21 \cdot r_m} \right)}$$

avec n_{CH_4} la quantité de méthane injectée dans la chambre, P_{all} la pression dans la chambre à l'instant d'allumage, V le volume de la chambre, R la constante des gaz parfaits, T la température dans la chambre et W_{CH_4} la masse molaire du méthane.

- Masse de cellulose à injecter dans la chambre :

$$m_{cell} = n_{CH_4} \cdot m_{cell_base} = \frac{P_{all} \cdot V \cdot n_{cell_base} \cdot W_{cell}}{R \cdot T \cdot \left(1 + \frac{2}{0,21 \cdot r_m}\right)}$$

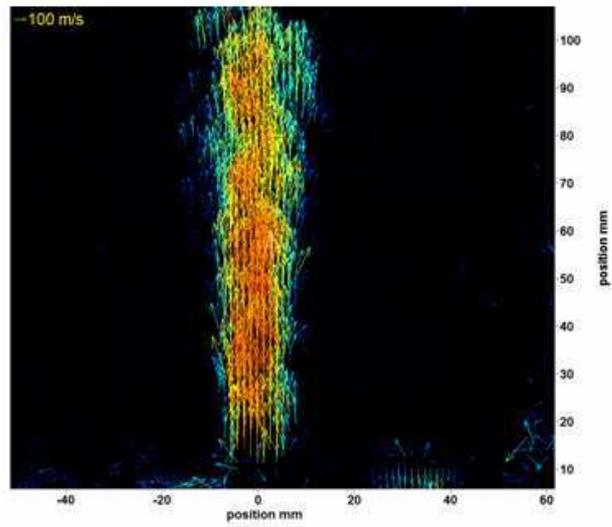
avec m_{cell_base} la masse de cellulose à injecter pour 1 mole de méthane, et W_{cell} la masse molaire de la cellulose.

**ANNEXE V : paramètres des mesures par PIV et
par tomographie laser rapide**

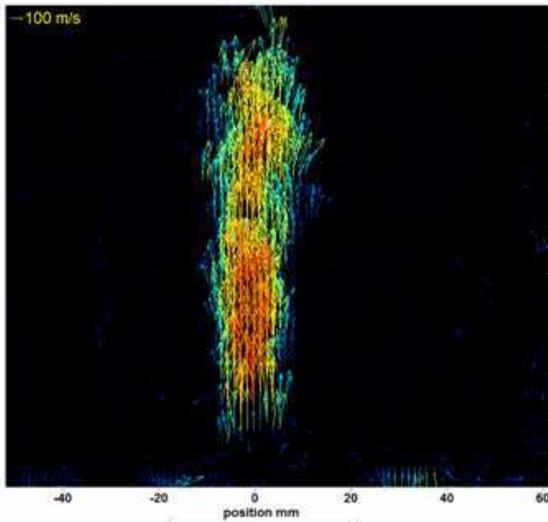
Tableau récapitulatif des paramètres de mesures pour la PIV et la tomographie laser rapide :

	PIV	Tomographie
Taille des images (px x px)	1024 x 912	1024 x 1024
Résolution des images ($\mu\text{m}/\text{px}$)	100 à 110	290 à 300
Vitesse d'enregistrement	1750 champs/s	3000 images/s
Durée d'enregistrement (ms)	125 à 154	200
Objectif de la caméra (mm)	105	50
Masse de particules (mg)	4 à 10	500
Pression initiale avant injection (bar)	0,92	0,92

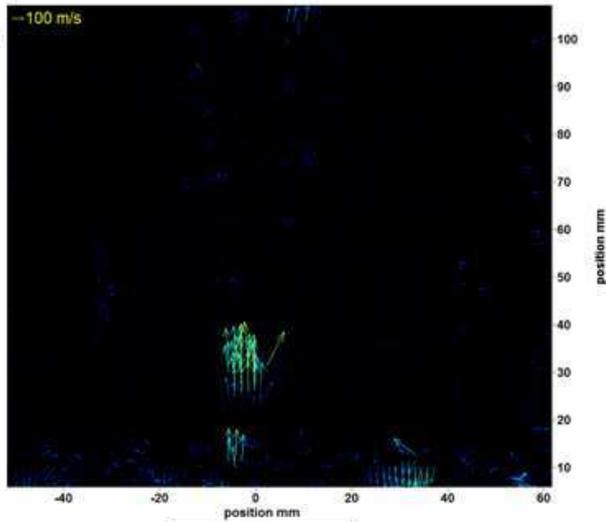
ANNEXE VI : résultats des mesures PIV



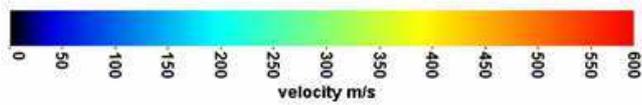
$t = 41 \text{ ms}$



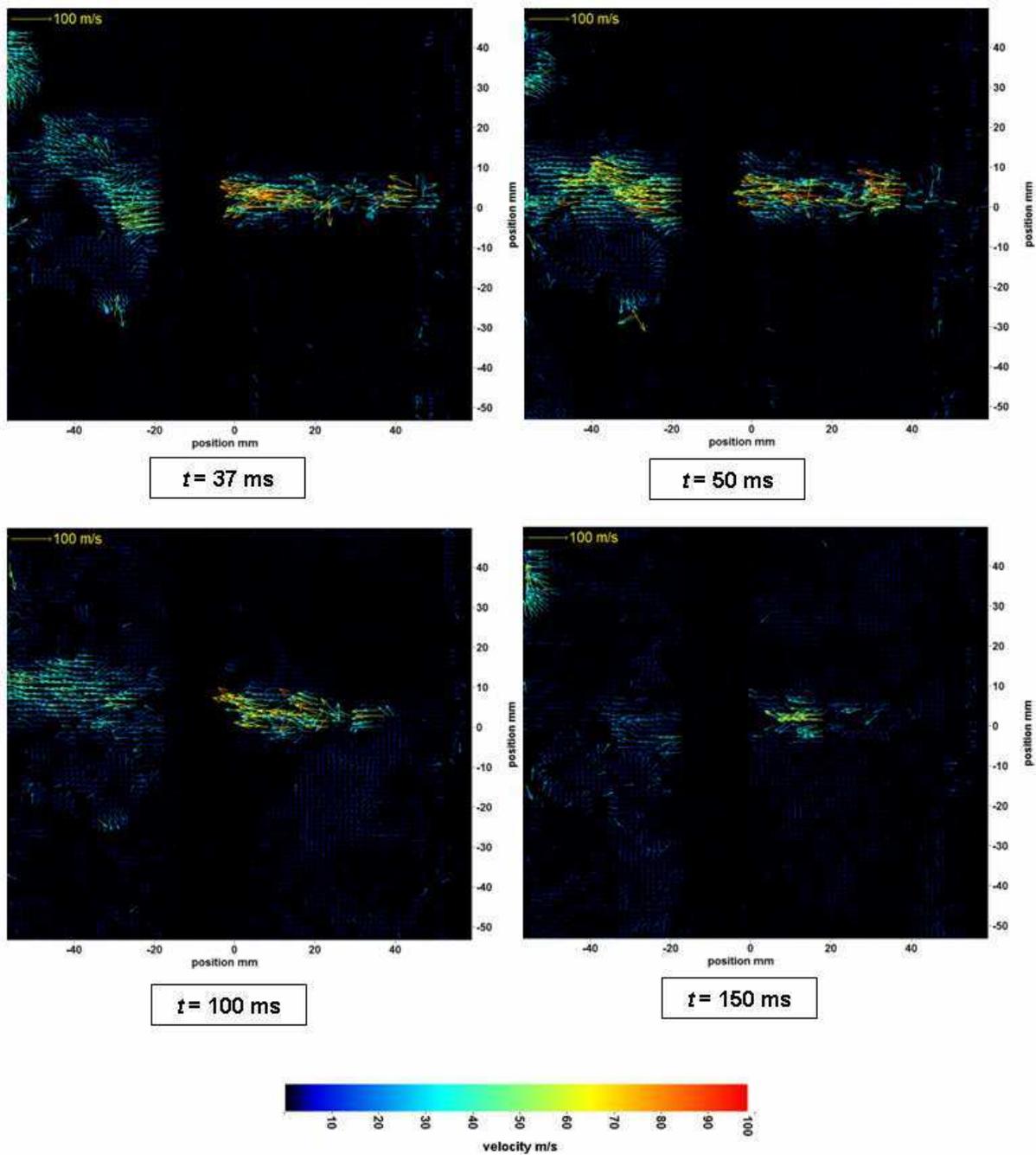
$t = 50 \text{ ms}$



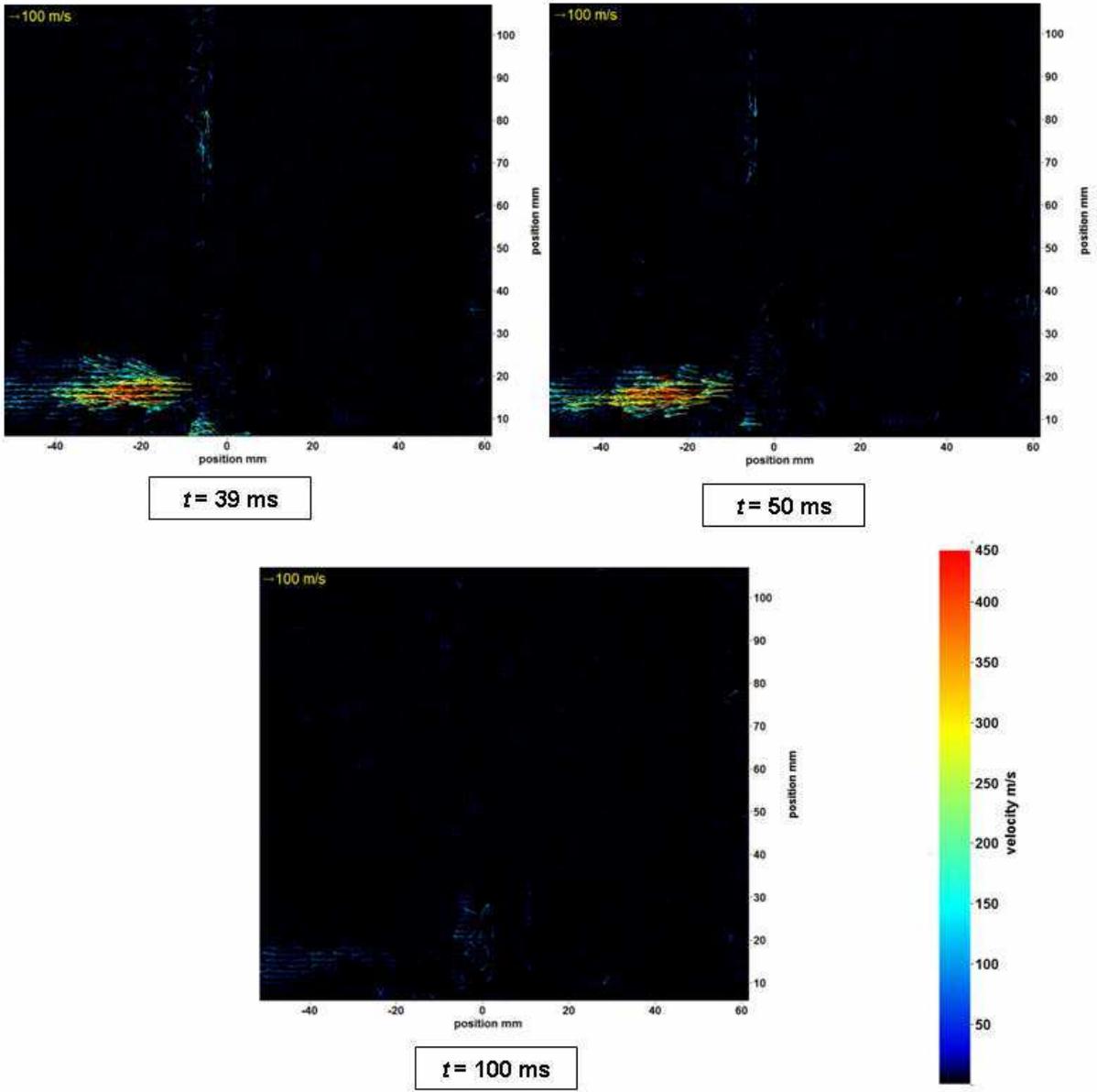
$t = 100 \text{ ms}$



Mesures PIV avec l'injecteur C1, sur les 10 cm inférieurs de la chambre

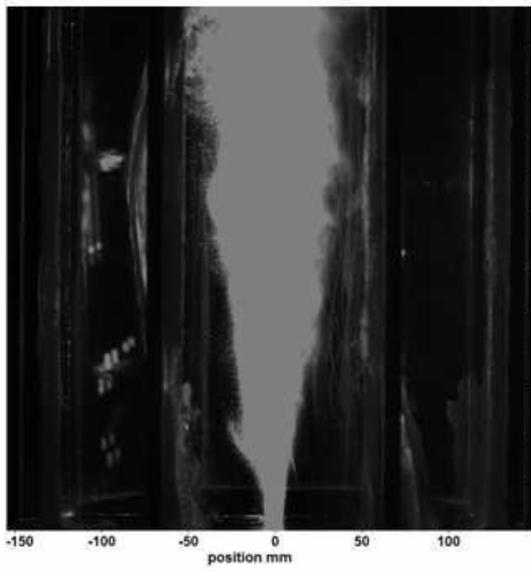


Mesures PIV avec l'injecteur C2, autour de l'orifice intermédiaire (position verticale indiquée par rapport à la position de l'orifice – bord droit de l'image correspondant à l'axe de l'injecteur C2)

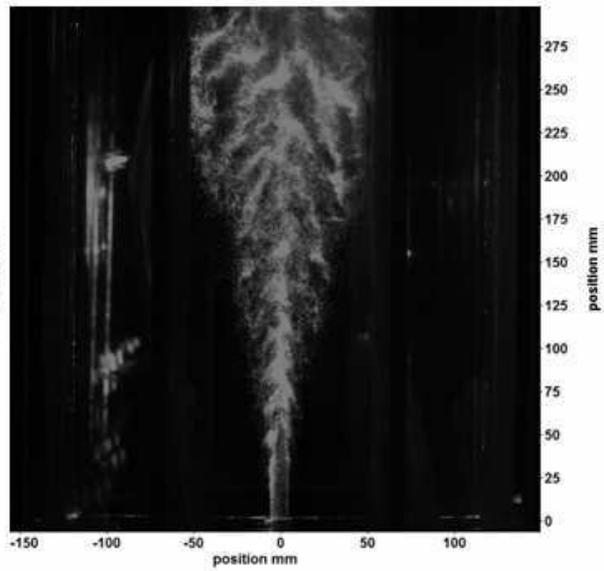


Mesures PIV avec l'injecteur C3, sur les 10 cm inférieurs de la chambre

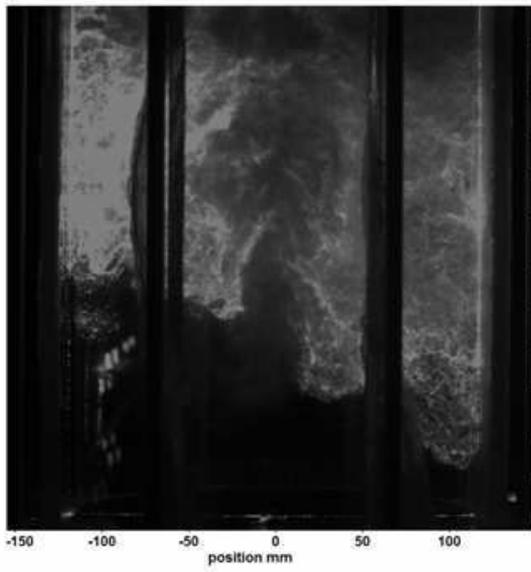
**ANNEXE VII : images tomographiques de l'évolution
de la concentration en particules pour les trois
injecteurs (particules de cellulose de diamètre
moyen 20 μm)**



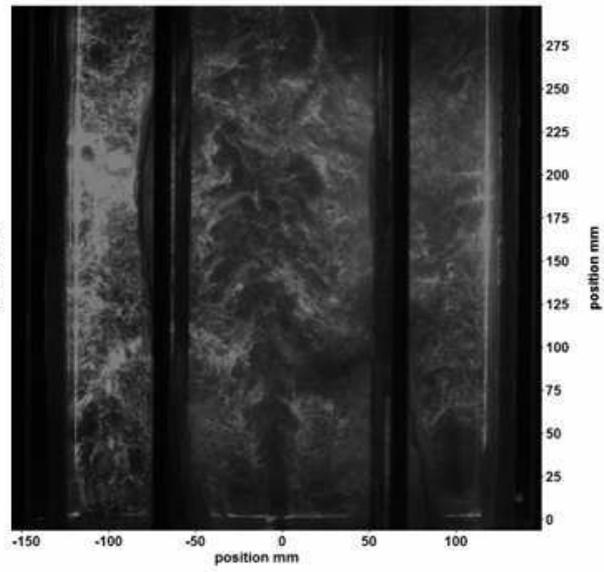
$t = 41 \text{ ms}$



$t = 50 \text{ ms}$

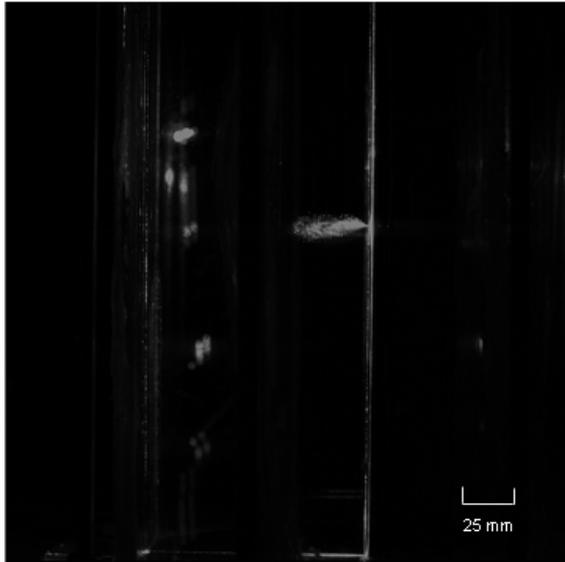


$t = 100 \text{ ms}$

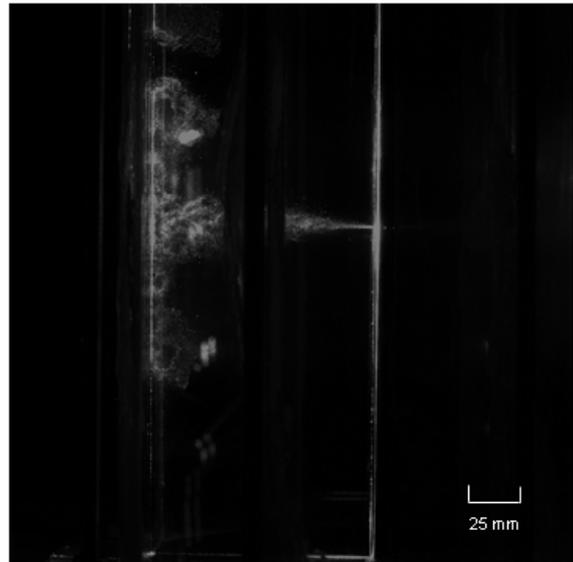


$t = 150 \text{ ms}$

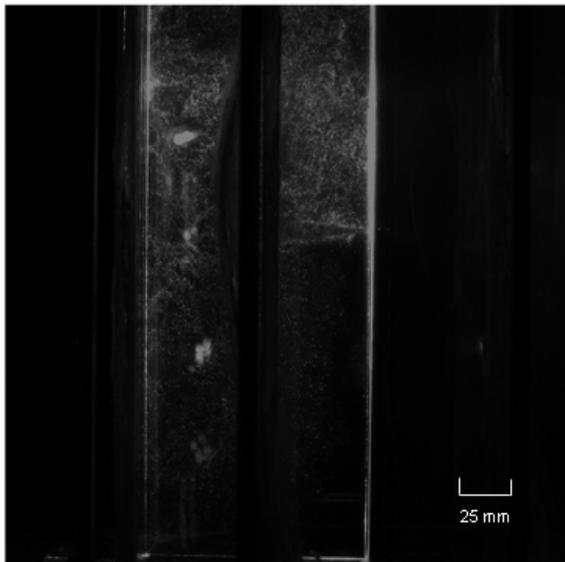
Images tomographiques avec l'injecteur C1, pour les particules de cellulose



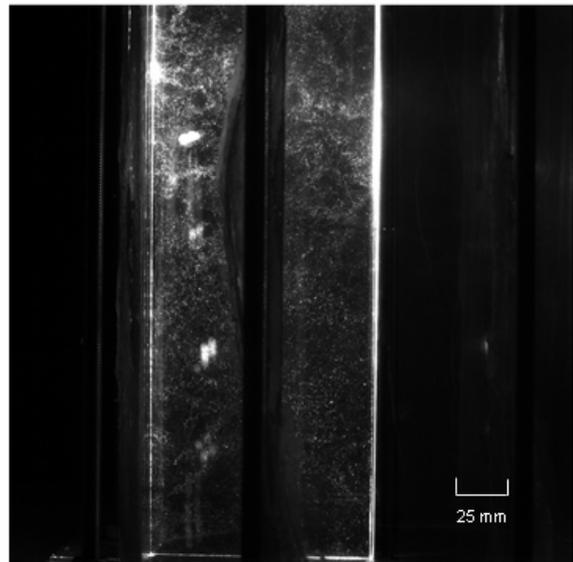
$t = 33 \text{ ms}$



$t = 50 \text{ ms}$

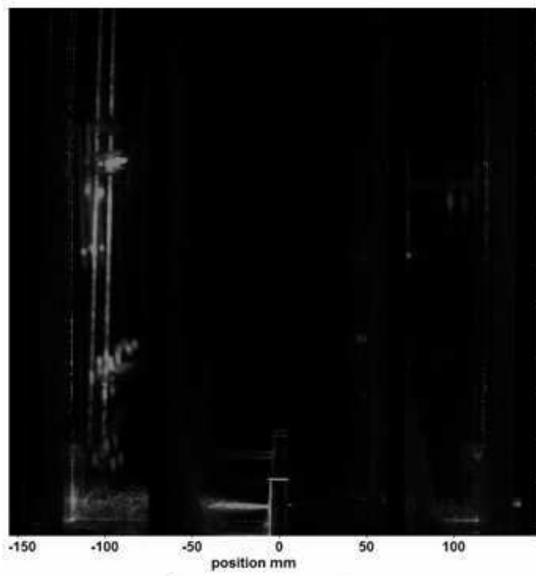


$t = 100 \text{ ms}$

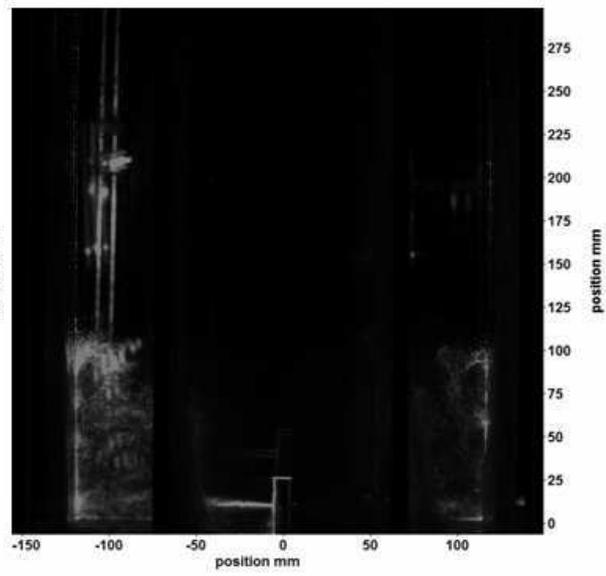


$t = 150 \text{ ms}$

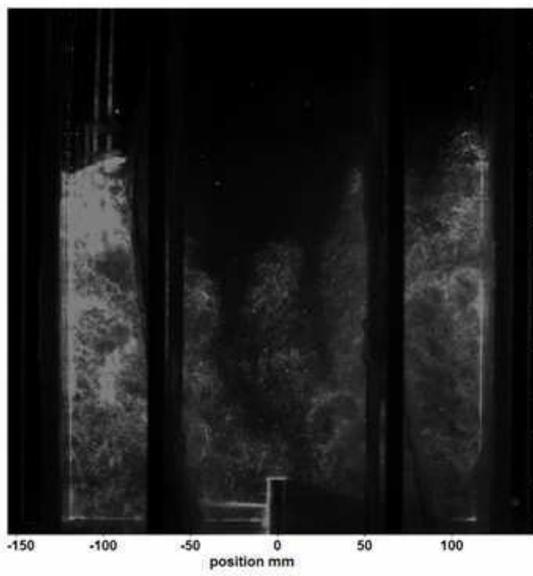
Images tomographiques avec l'injecteur C2, pour les particules de cellulose



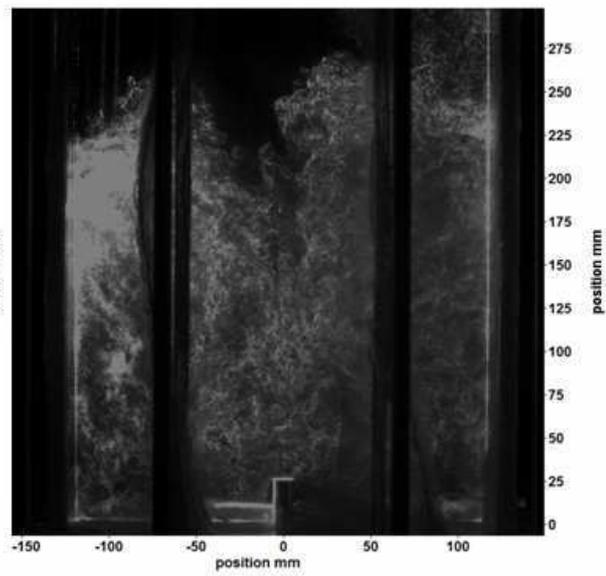
$t = 39 \text{ ms}$



$t = 50 \text{ ms}$



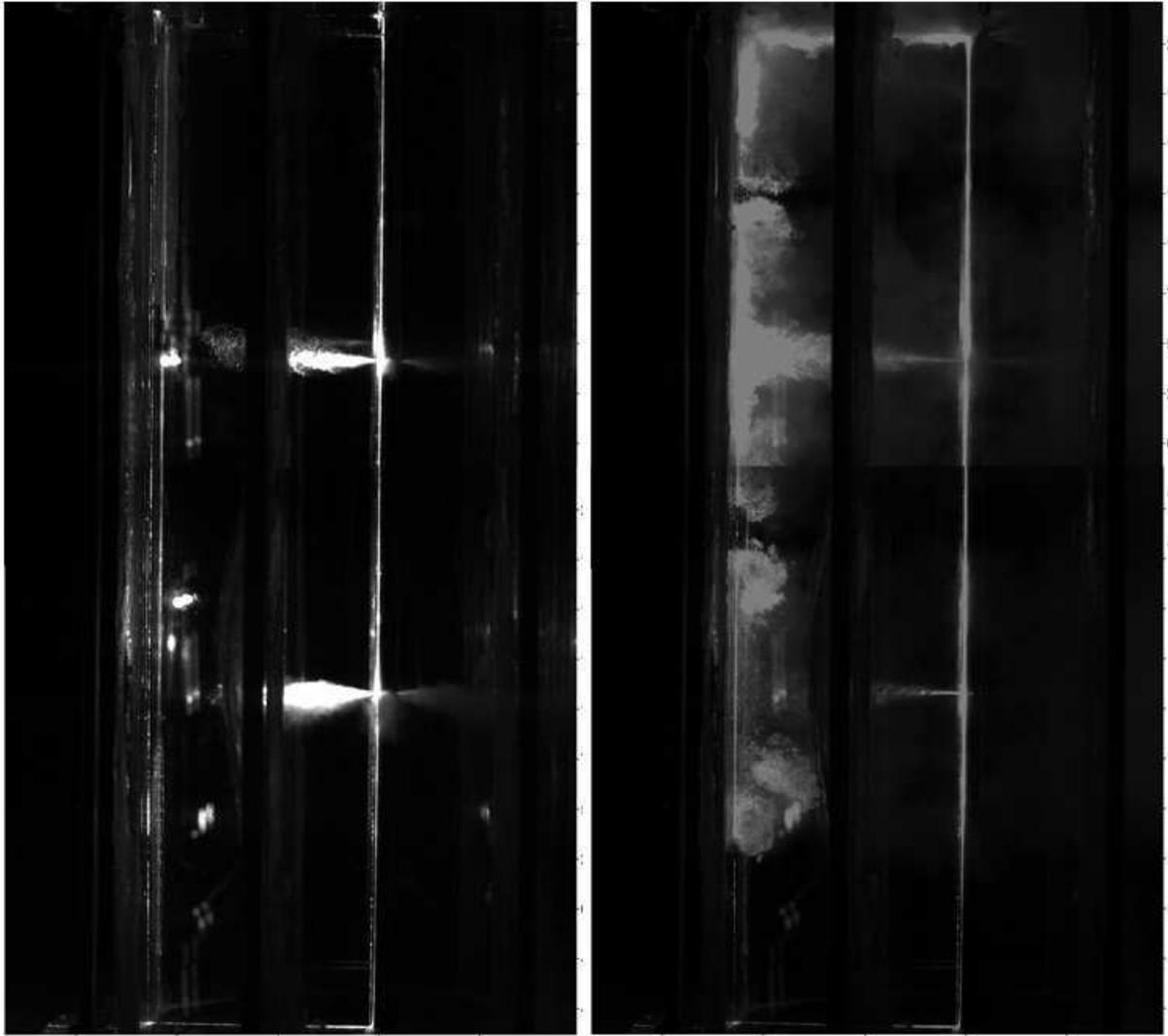
$t = 100 \text{ ms}$



$t = 150 \text{ ms}$

Images tomographiques avec l'injecteur C3, pour les particules de cellulose

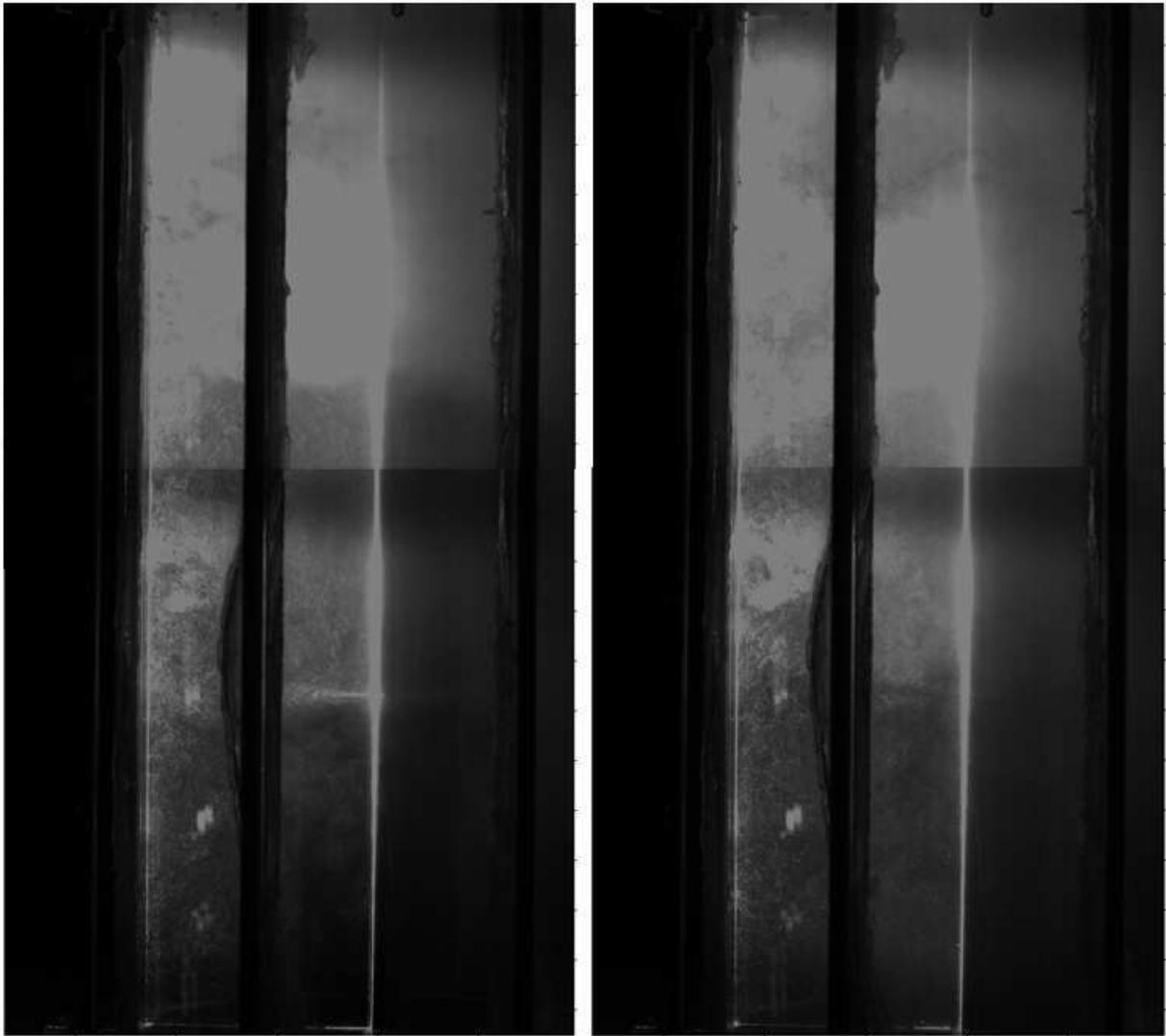
**ANNEXE VIII : images tomographiques avec
l'injecteur C2, pour trois types de poudres ligno-
cellulosiques**



t = 37 ms

t = 50 ms

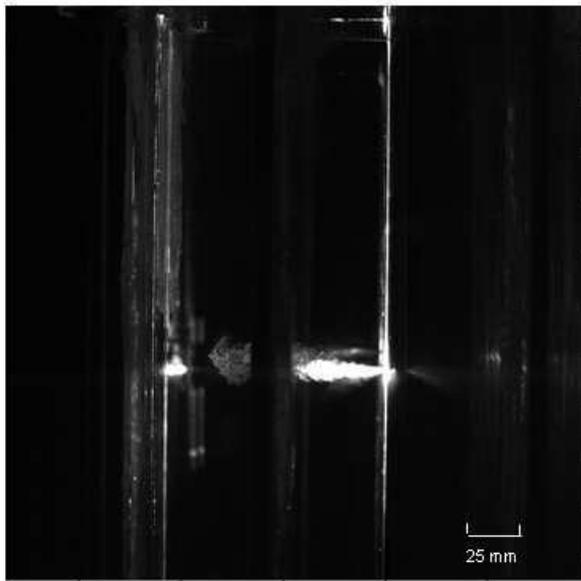
Images tomographiques de toute l'enceinte pour l'injecteur C2, avec des particules lignocellulosiques de type A et de diamètre moyen 20 μm , à 37 ms et 50 ms



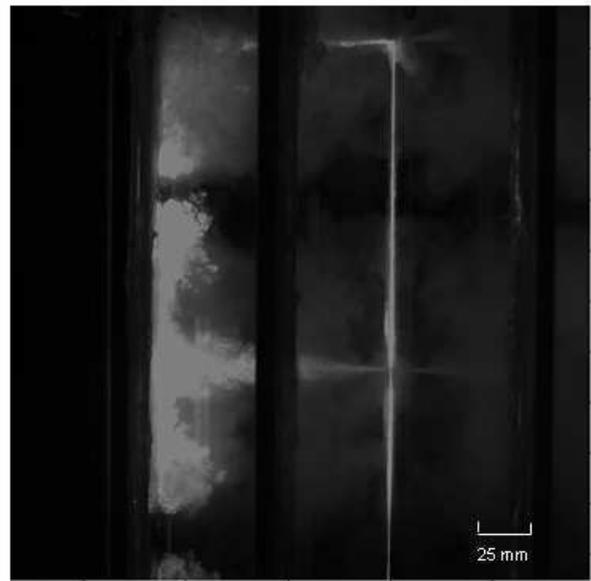
t = 100 ms

t = 150 ms

Images tomographiques de toute l'enceinte pour l'injecteur C2, avec des particules lignocellulosiques de type A et de diamètre moyen 20 μm , à 100 ms et 150 ms



$t = 37 \text{ ms}$



$t = 50 \text{ ms}$

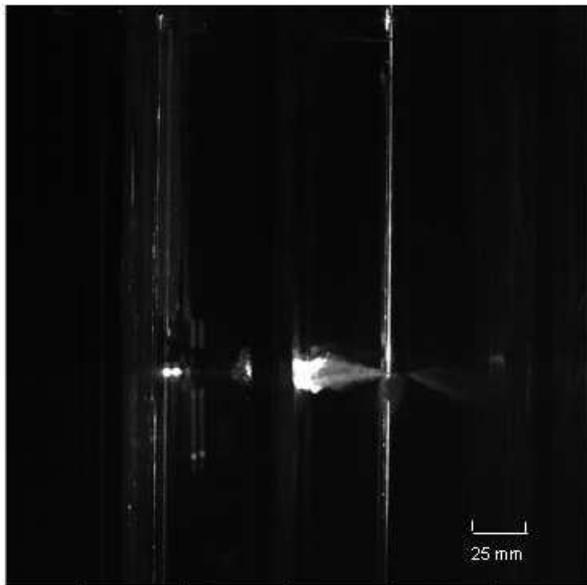


$t = 100 \text{ ms}$

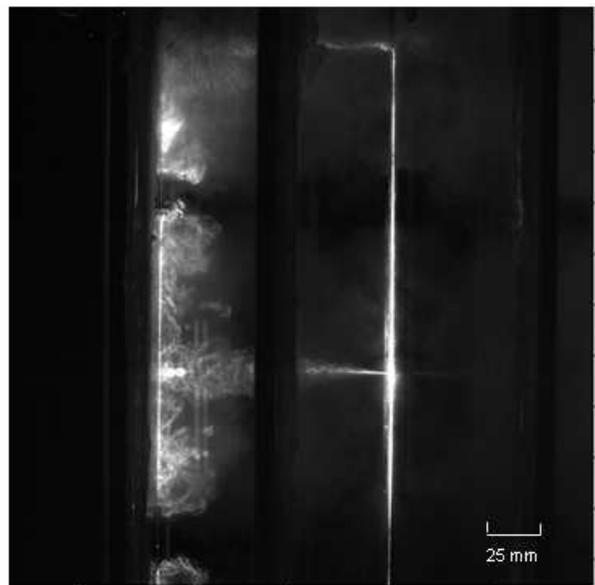


$t = 150 \text{ ms}$

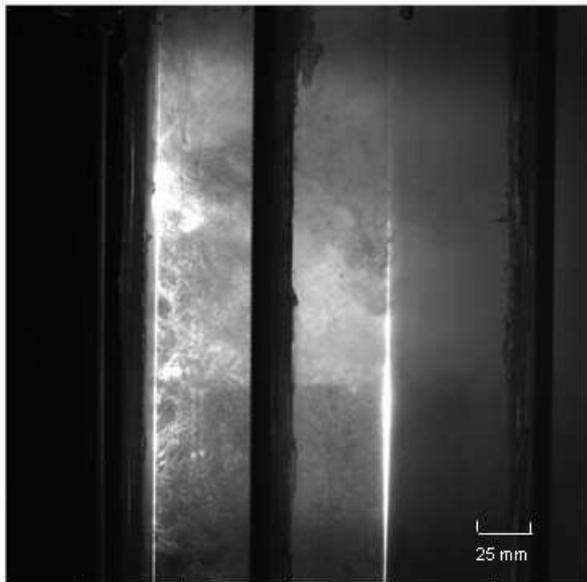
Images tomographiques de la moitié supérieure de l'enceinte, pour l'injecteur C2, avec des particules ligno-cellulosiques de type A et de diamètre moyen $10 \mu\text{m}$



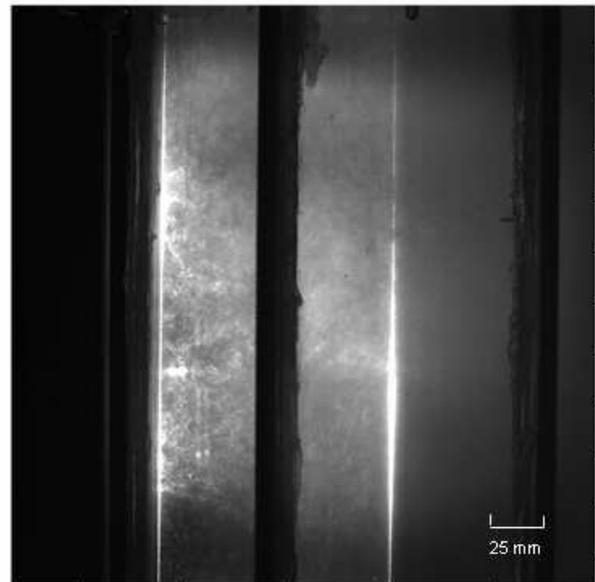
$t = 37 \text{ ms}$



$t = 50 \text{ ms}$



$t = 100 \text{ ms}$



$t = 150 \text{ ms}$

Images tomographiques de la moitié supérieure de l'enceinte, pour l'injecteur C2, avec des particules ligno-cellulosiques de type B et de diamètre moyen 10 μm

ANNEXE IX : schéma numérique utilisé dans EFAE

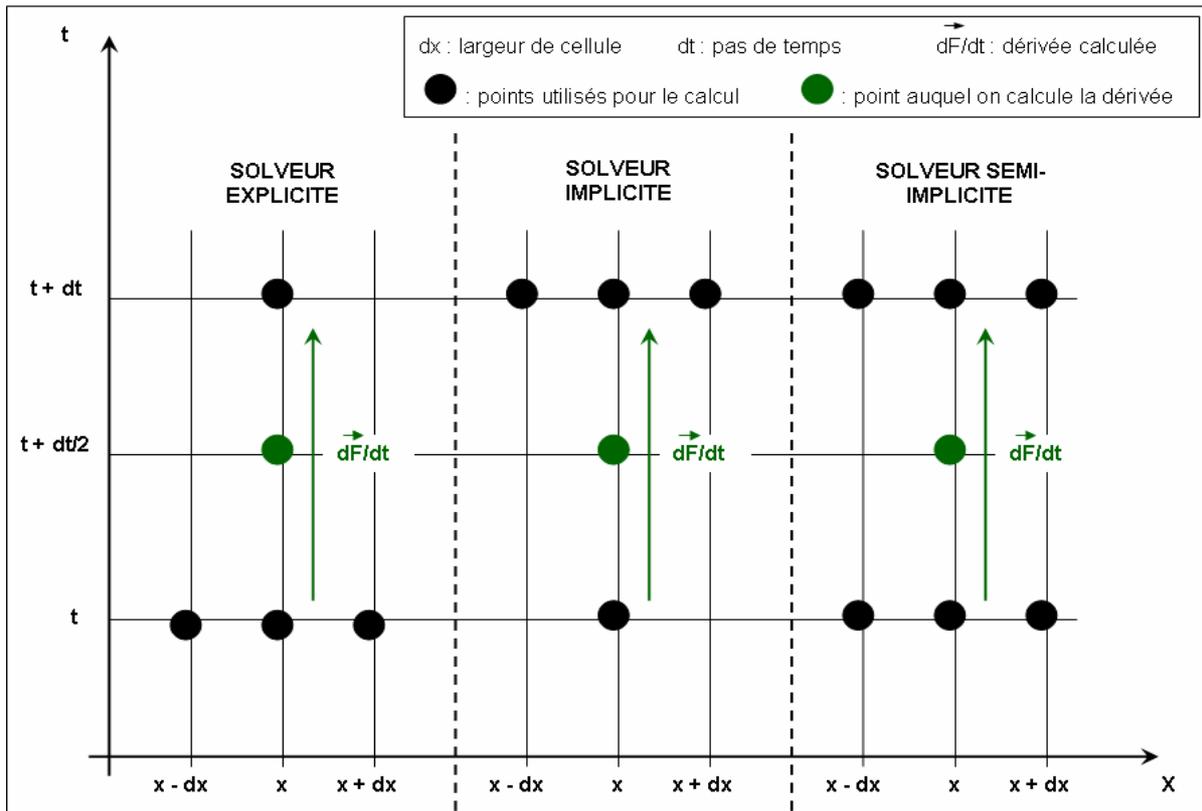
Pour calculer l'écoulement d'un fluide dans un milieu donné, il existe plusieurs méthodes de discrétisation de la zone qu'on souhaite modéliser (Oran et Boris, 1987 ; Boris et al., 1993), et plusieurs types de représentations. Les trois principales méthodes de discrétisation sont les différences finies, les éléments finis et les volumes finis. Elles consistent à diviser le milieu à observer en segments (différences finies), surfaces (éléments finis) ou volumes (volumes finis), auxquels seront attribuées des conditions initiales et des conditions limites.

Il existe deux grands types de représentation des écoulements de fluides : la représentation Eulérienne et la représentation Lagrangienne. Dans la représentation Eulérienne, le fluide s'écoule à travers les cellules du maillage, qui restent fixes. Dans la représentation Lagrangienne, c'est le fluide qui sert de référentiel, le maillage « suit » la trajectoire du fluide.

Le calcul de l'écoulement peut être effectué par méthode explicite ou implicite. La méthode explicite consiste à calculer les grandeurs physiques du milieu à l'instant t , uniquement à partir des valeurs de ces grandeurs calculées au pas de temps précédent (voir figure ci-dessous). Elle n'est stable que pour des pas de temps limités par le critère de Courant. La méthode implicite consiste à calculer la solution à l'instant t en fonction de la solution au pas de temps précédent, et d'elle-même. C'est une méthode plus lourde que la méthode explicite en raison des calculs matriciels, mais très stable. Il existe également une méthode semi-implicite qui est une association des deux méthodes précédentes.

Pour choisir parmi ces différentes représentations et méthodes de résolution, il faut s'assurer que l'algorithme qu'on choisit respecte les propriétés suivantes :

- **conservation** : pour la masse, l'énergie, la quantité de mouvement, et d'autres grandeurs ;
- **causalité** : résultant du caractère fini de la vitesse, elle impose qu'une masse ou une énergie transportée d'un point à un autre passe forcément par les points intermédiaires ;
- **réversibilité** : importante pour les ondes et la convection, elle permet de retrouver les états précédents avec un pas de temps négatif ;
- **monotonie ou positivité** : des grandeurs comme la masse, qui sont initialement positives partout dans le milieu, ne peuvent devenir négatives ;
- **précision** : cela inclut la précision numérique, la convergence des solutions et la stabilité du programme.



Schématisme du calcul de la dérivée temporelle d'une grandeur par les méthodes explicite, implicite et semi-implicite

Le code de calcul EFAE (Enhanced Fuel-Air Explosion), créé par Khasainov (1996), utilise une méthode de discrétisation par différences finies, en représentation Eulérienne. Cela signifie que les points du maillage sont fixes, et que le fluide s'écoule à travers les cellules. La discrétisation par différences finies peut générer plusieurs types d'erreurs dans les résultats (cf. Tableau 1), il faut donc limiter ces erreurs par des contraintes dans l'algorithme et par le choix d'un maillage bien adapté au problème que l'on traite (maillage très fin dans les zones à forts gradients par exemple). Les grandeurs sont définies au centre de chaque cellule numérique, et elles représentent la moyenne de ces grandeurs dans chacune des cellules.

<i>Types d'erreurs</i>	<i>Cause(s)</i>	<i>Conséquences sur la solution</i>
Erreurs locales	Précision de l'ordinateur et erreurs du programme	Manque de précision sur certaines grandeurs, localement
Erreurs d'amplitude	Diffusion numérique, instabilité numérique	Profil d'une grandeur au cours du temps lissé et atténué
Erreurs de phase	Dispersion numérique (mauvaise évaluation des vitesses de propagation)	Certaines grandeurs dévient de leur position théorique
Erreurs de Gibbs	Représentation d'une fonction continue dans un maillage discret	Incertitude spatiale dans les zones à forts gradients

Erreurs inhérentes à la discrétisation par différences finies

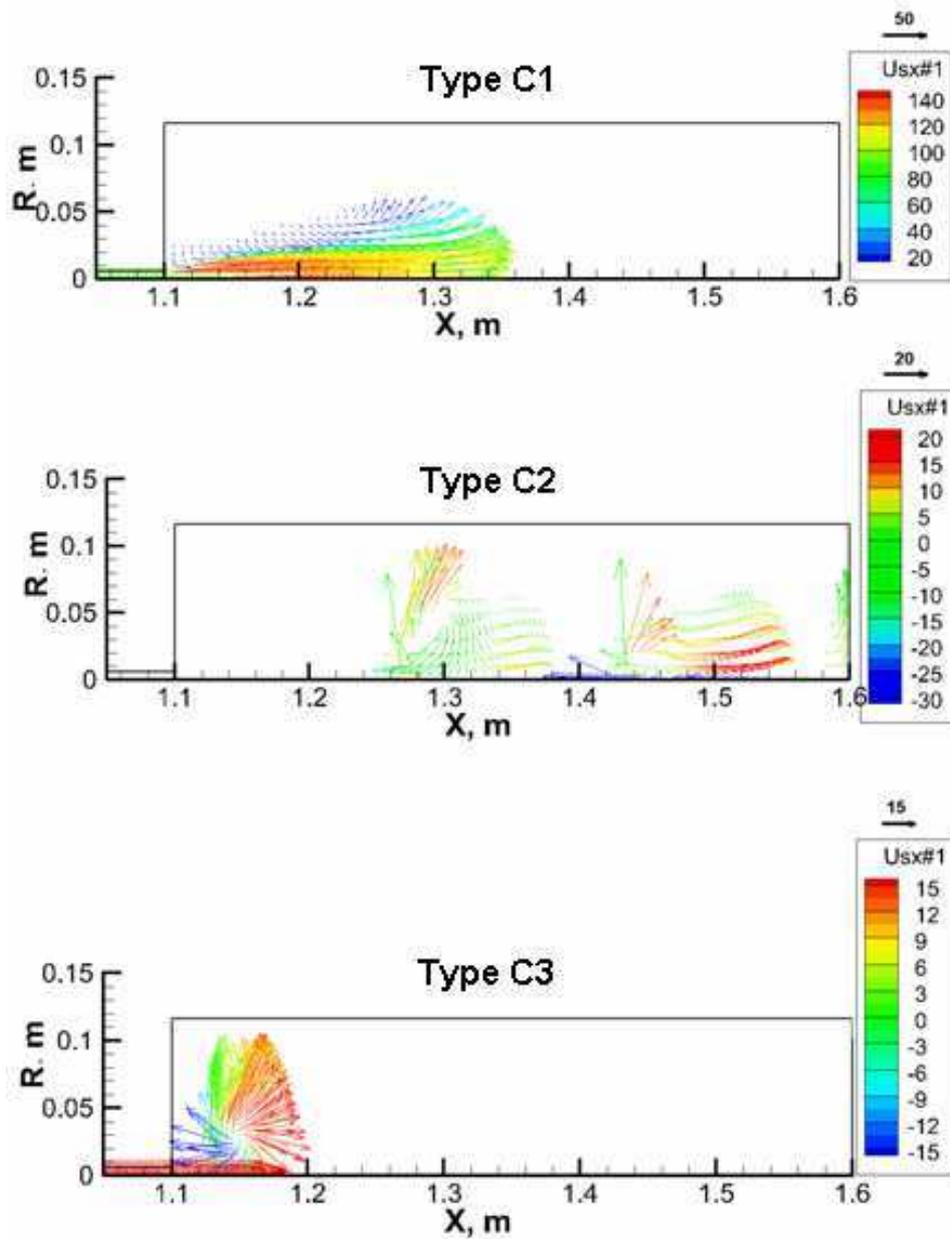
Le code EFAE repose sur une résolution explicite, qui ne dépend donc que des états précédents déjà calculés. Cette méthode est moins lourde, en temps de calcul et en complexité des opérations numériques, que la méthode implicite, et elle est stable si elle respecte le critère de stabilité de Courant-Friedrichs-Lewy :

$$CFL = \left\| \frac{(v + c) \cdot \Delta t}{\Delta x} \right\|_{\max} < 1$$

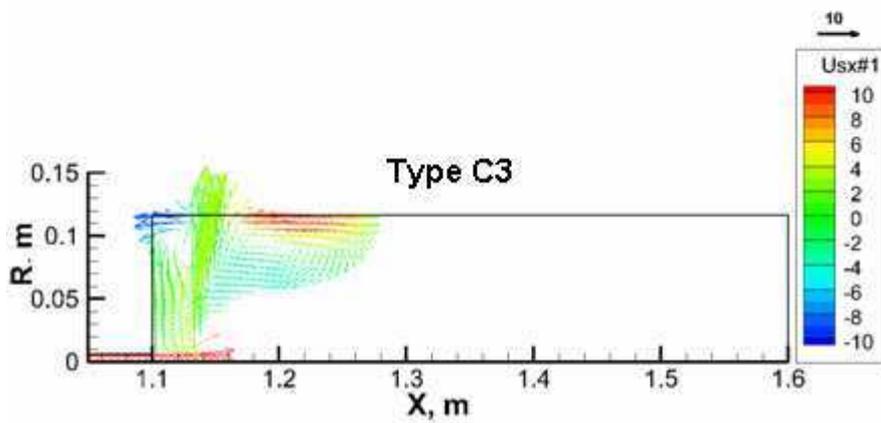
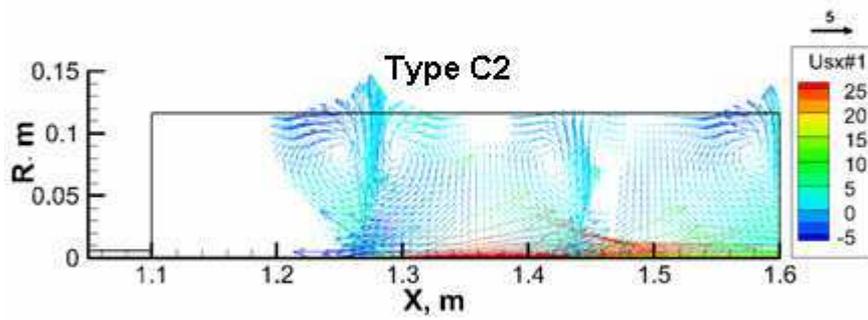
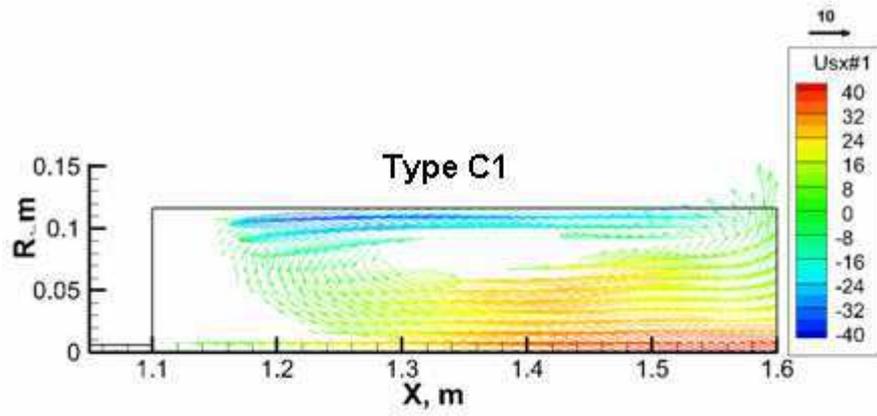
CFL est le nombre de Courant, v correspond à la vitesse maximale des vitesses des gaz et des particules, c à la célérité du son, Δt au pas de temps, et Δx à la taille d'une cellule numérique. Ce critère limite le pas de temps de manière à ce que les perturbations ne puissent pas parcourir plus d'une cellule numérique en un pas de temps.

Pour satisfaire au mieux les propriétés, citées précédemment, que doit respecter un algorithme, plusieurs méthodes non linéaires peuvent être utilisées, notamment celles de type PPM (Piecewise-Parabolic Method), TVD (Total-Variation Diminishing) ou FCT (Flux-Corrected Transport). C'est cette dernière méthode que nous utilisons dans EFAE, car FCT est un algorithme conservatif et monotone de grand ordre, qui préserve la positivité. Les erreurs relatives de phase pour la convection, sur un maillage localement uniforme, sont réduites au quatrième ordre. Cette méthode a une précision de second ordre en temps.

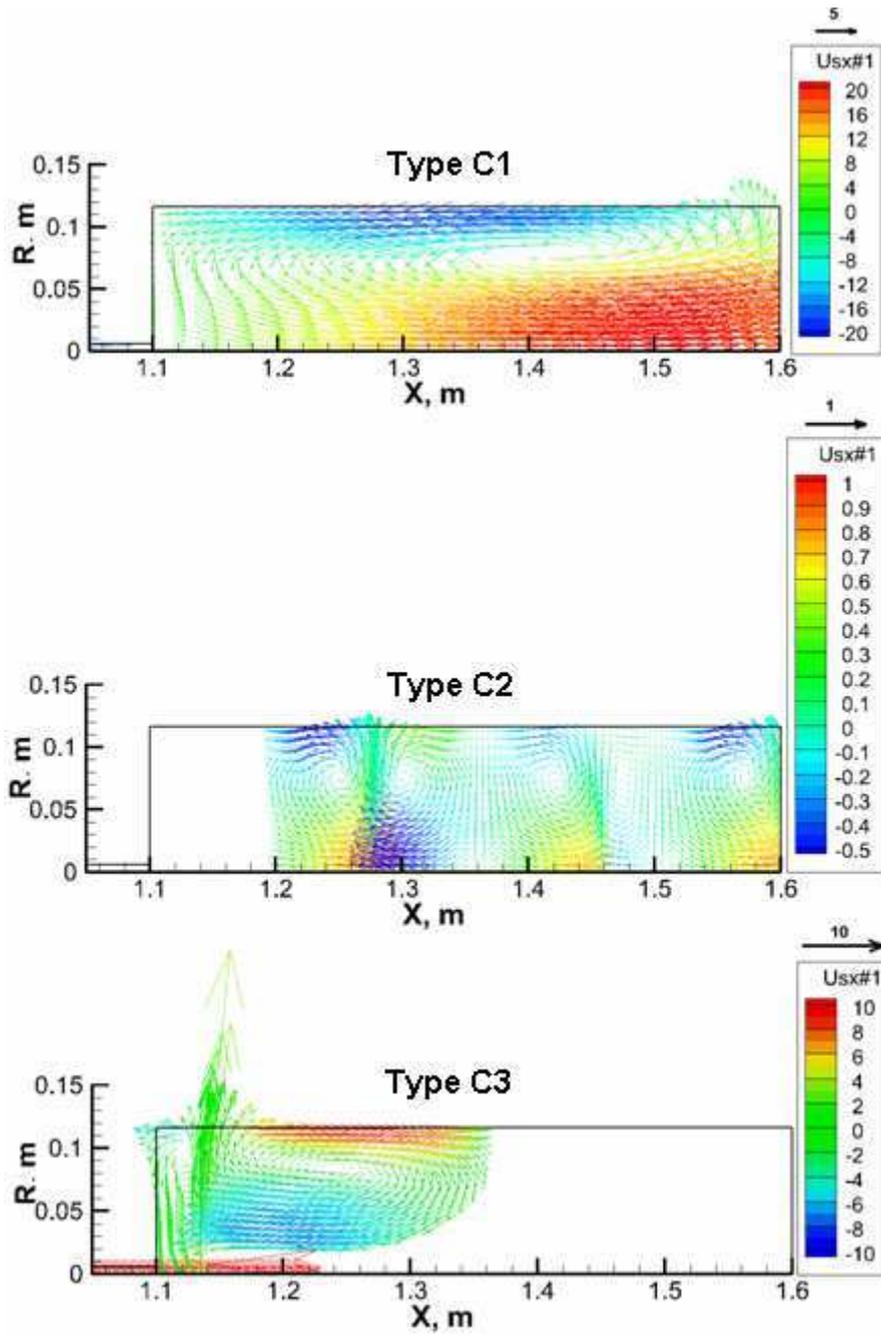
**ANNEXE X : évolution du champ de vitesses des
particules dans la chambre de 20 L, obtenu par
simulation numérique avec le code EFAE**



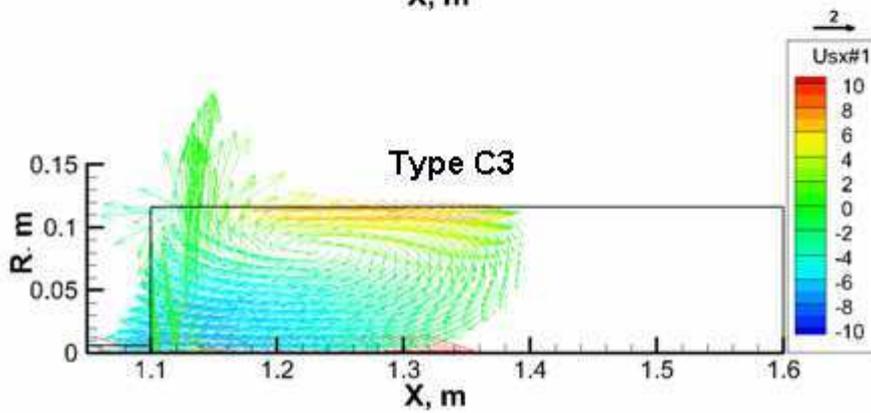
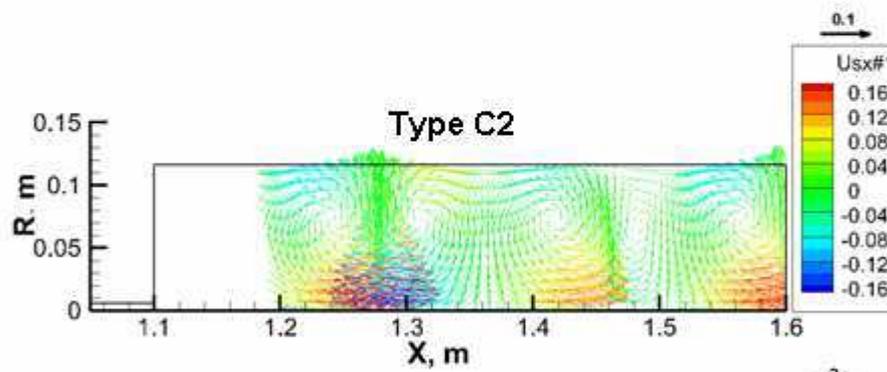
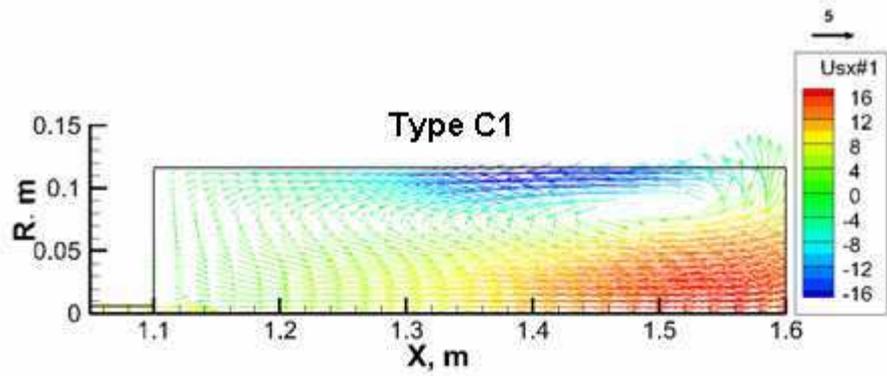
Champ aérodynamique des particules dans la chambre à $t = 10$ ms, en fonction du type d'injecteur, d'après les calculs de dispersion effectués avec le code EFAE (valeurs en m/s)



Champ aérodynamique des particules dans la chambre à $t = 50$ ms, en fonction du type d'injecteur, d'après les calculs de dispersion effectués avec le code EFAE (valeurs en m/s)

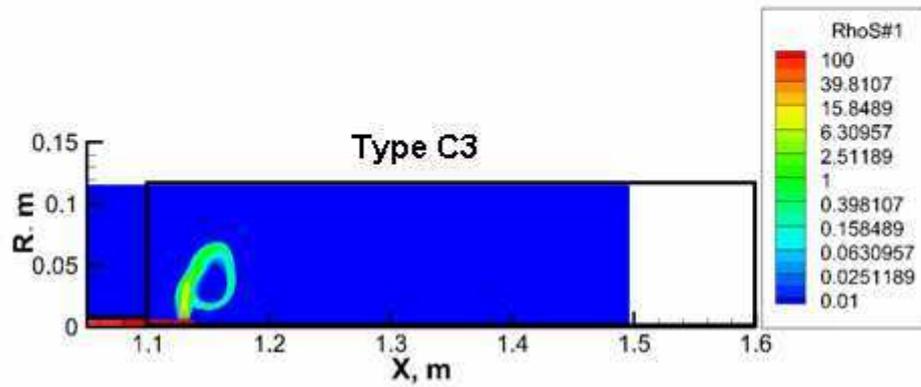
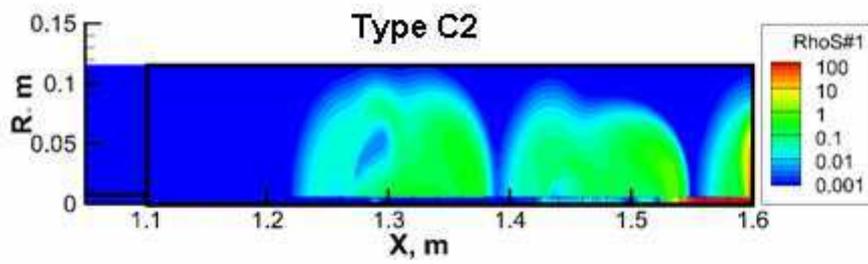
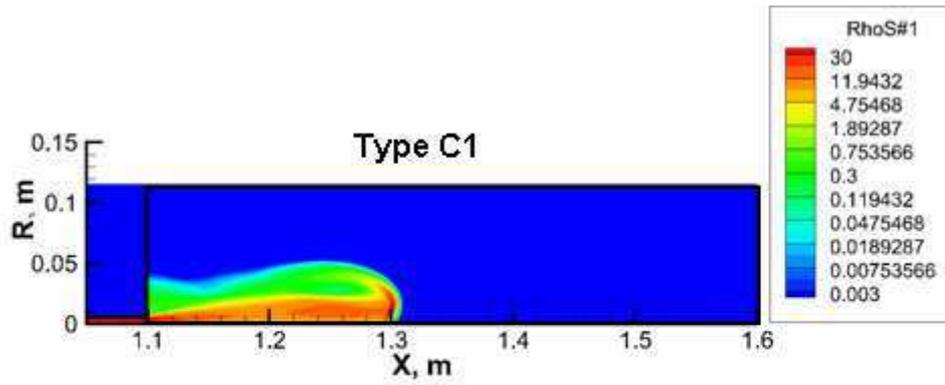


Champ aérodynamique des particules dans la chambre à $t = 100$ ms, en fonction du type d'injecteur, d'après les calculs de dispersion effectués avec le code EFAE (valeurs en m/s)

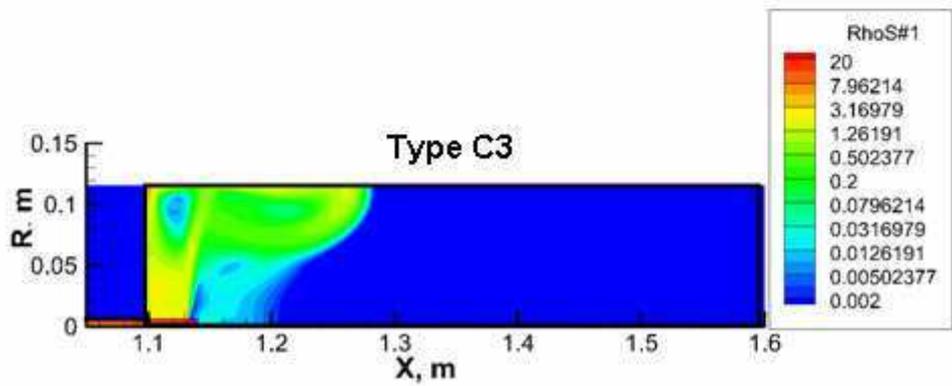
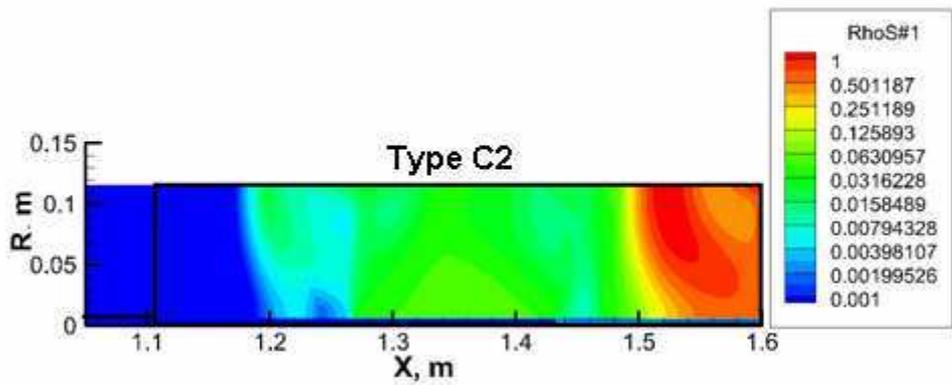
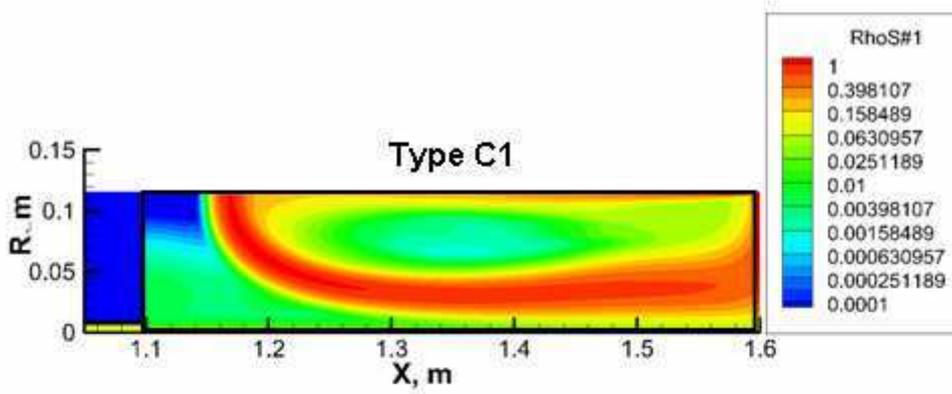


Champ aérodynamique des particules dans la chambre à $t = 150$ ms, en fonction du type d'injecteur, d'après les calculs de dispersion effectués avec le code EFAE (valeurs en m/s)

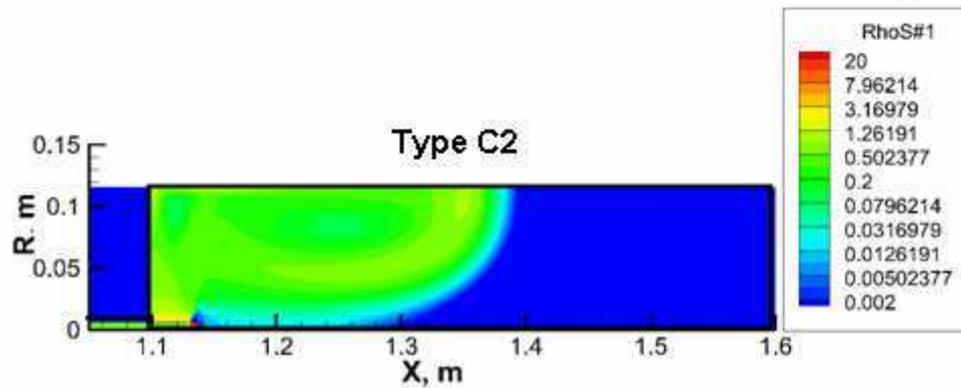
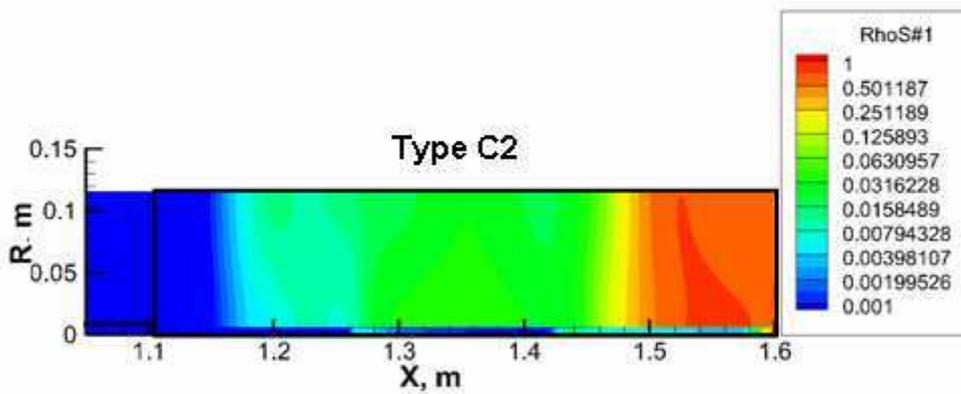
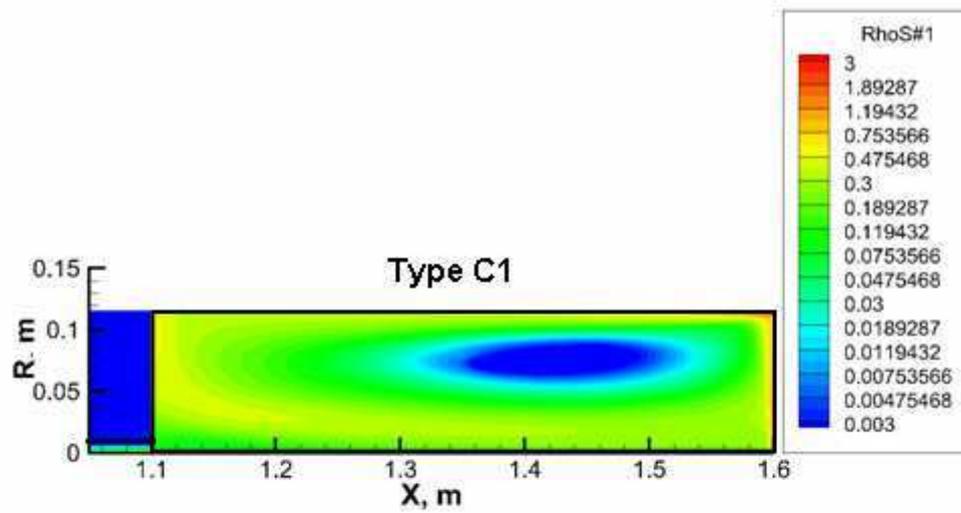
**ANNEXE XI : évolution de la concentration en
particules dans la chambre de 20 L, obtenue par
simulation numérique avec le code EFAE**



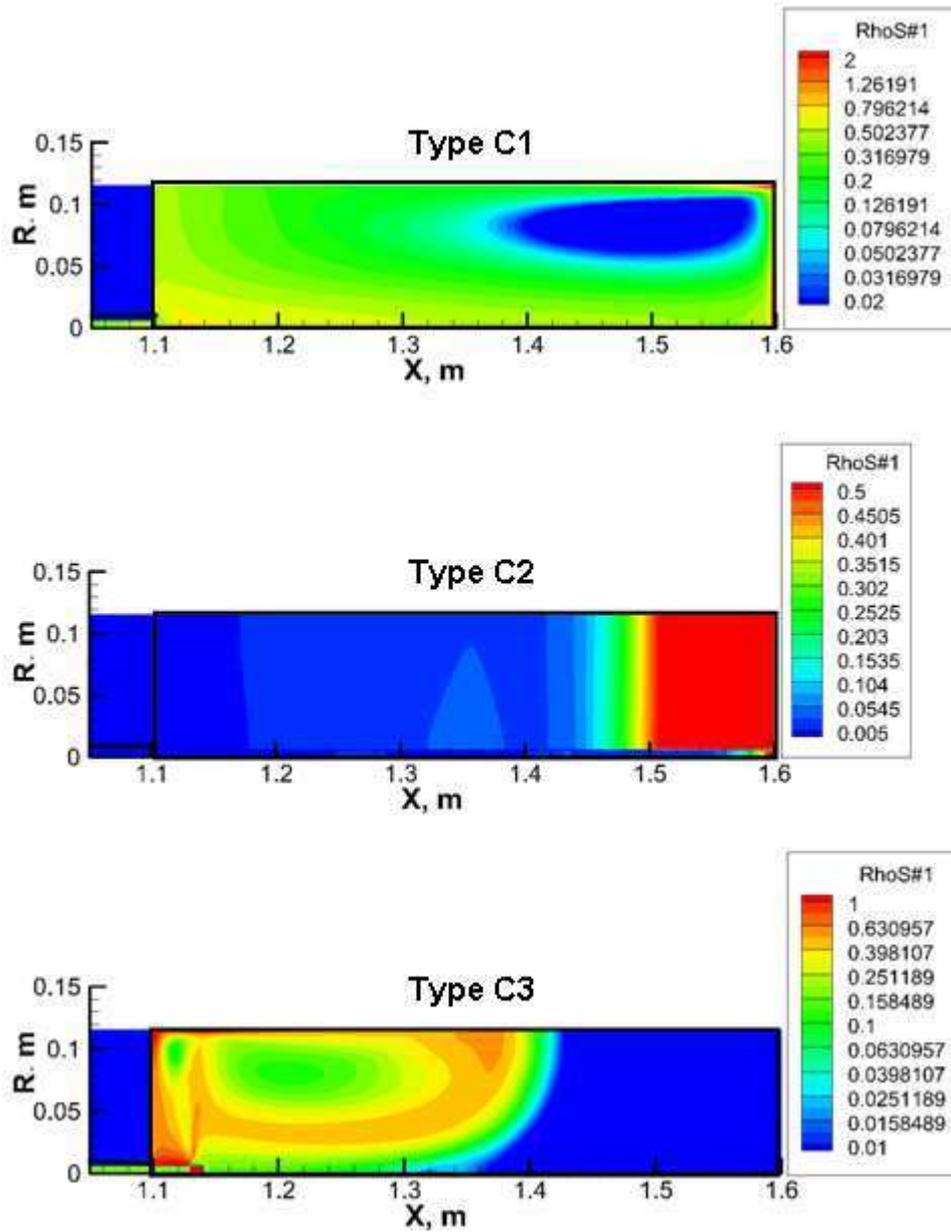
Concentration en particules dans la chambre à $t = 10$ ms en fonction du type d'injecteur, d'après les calculs de dispersion effectués avec le code EFAE (valeurs en kg/m^3)



Concentration en particules dans la chambre à $t = 50$ ms en fonction du type d'injecteur, d'après les calculs de dispersion effectués avec le code EFAE (valeurs en kg/m^3)



Concentration en particules dans la chambre à $t = 100$ ms en fonction du type d'injecteur, d'après les calculs de dispersion effectués avec le code EFAE (valeurs en kg/m^3)



Concentration en particules dans la chambre à $t = 150$ ms en fonction du type d'injecteur, d'après les calculs de dispersion effectués avec le code EFAE (valeurs en kg/m^3)

ANNEXE XII : paramètres caractéristiques de l'écoulement sur l'axe du cylindre moteur, obtenus par simulation numérique avec le code EFAE

