



République Tunisienne

Ministère de l'enseignement Supérieur et de la Recherche
Scientifique

Université de Monastir



THÈSE

Présentée par

Mariam Bayoudh

Pour obtenir le grade de

DOCTEUR

Spécialité Génie Energétique

Échanges thermiques dans un four chauffé par la combustion des grignons d'olives sous forme des jets pulvérisés

Soutenue le 18/12/2021, à l'ENIM devant le jury composé de :

M. Maher Ben Cheikh	Professeur, ENIM, Monastir	Président
M. Rachid Said	Professeur, IPEIM, Monastir	Rapporteur
M. Mohamed Hichem Gazzah	Maitre Conférences, FSM, Monastir	Rapporteur
M. Hacen Dhahri	Professeur, ENIM, Monastir	Examineur
M. Abdallah Mhimid	Professeur, ENIM, Monastir	Directeur de thèse

Remerciement

Ce travail de thèse a été réalisé au sein de Laboratoire d'études des systèmes thermiques et énergétiques (LESTE) de l'Ecole Nationale d'Ingénieurs de Monastir en Tunisie.

Je réserve une attention toute particulière à mon directeur de thèse Monsieur Abdallah Mhimid, Professeur à l'ENIM et Monsieur Ben Nticha Hmaied, Professeur à la FSM. Qu'ils trouvent ici l'expression de ma très vive reconnaissance pour leur disponibilité, leur aide et leurs conseils.

Je remercie, également, mon co-encadrant, Monsieur Hazem Ettouati, Maitre-assistant à la Faculté de Science de Monastir, qui m'a fait bénéficier de ses conseils et de ses suggestions pertinentes. Qu'il trouve ici ma profonde reconnaissance pour sa disponibilité, son aide et son encouragement qui m'ont aidé à avancer dans ce travail.

Je tiens à remercier Monsieur Maher Ben Cheikh, Professeur à l'ENIM, qui a aimablement accepté d'être le président du jury évaluant mon travail de thèse.

J'exprime mes sincères remerciements à Monsieur Rachid Said, Professeur à l'IPEIM et Monsieur Mohamed Hichem Gazzah, Maitre Conférences à la Faculté des Sciences de Monastir qui ont bien voulu prendre leurs temps pour être rapporteurs de cette thèse, et d'en avoir amélioré le contenu par la qualité de leurs remarques. L'occasion m'est ici offerte pour les remercier vivement pour leurs remarques constructives. Je joins à ces remerciements Monsieur Hacem Dhahri Professeur à l'ENIM, pour avoir accepté d'examiner et porter un jugement à mon travail. Qu'ils trouvent dans ces quelques lignes l'expression de mon profond respect.

Mes remerciements vont aussi à l'ensemble du personnel du laboratoire LESTE, étudiants, permanents et administratifs pour l'atmosphère qu'ils ont su créer.

Enfin, je ne peux passer outre ma reconnaissance envers mon mari, mes parents, mes frères et ma sœur. Leur présence, leur écoute, leur confiance en moi et leur soutien constant m'assurent des bases solides me permettant de persévérer et de me surpasser.

Merci beaucoup.

Table des matières

LISTE DES FIGURES	1
NOMENCLATURE	4
INTRODUCTION GENERALE	7
CHAPITRE 1 : ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE	
INTRODUCTION	11
1. GISEMENT DES GRIGNONS D'OLIVES EN TUNISIE ET SON EXPLOITATION ACTUELLE	11
2. PROPRIETES PHYSICOCHIMIQUES DES GRIGNONS D'OLIVES	14
2.1 ANALYSE APPROXIMATIVE OU IMMEDIATE	14
<input type="checkbox"/> <i>Matières volatiles</i>	15
<input type="checkbox"/> <i>Carbone fixe</i>	17
<input type="checkbox"/> <i>Cendres</i>	17
<input type="checkbox"/> <i>Humidité</i>	18
2.2 ANALYSE ELEMENTAIRE	18
2.3 COMPOSITION CHIMIQUE DE GRIGNONS D'OLIVES	19
2.4 PROPRIETES ENERGETIQUES DES GRIGNONS D'OLIVES	19
<input type="checkbox"/> <i>Pouvoir calorifique</i>	19
<input type="checkbox"/> <i>Pouvoir comburivore</i>	21
2.5 PROPRIETES PHYSIQUES DES GRIGNONS D'OLIVE	21
<input type="checkbox"/> <i>Granulométrie</i>	21
<input type="checkbox"/> <i>Masse volumique</i>	23
<input type="checkbox"/> <i>Capacité thermique massique à pression constante</i>	23
3. TECHNOLOGIES DE COMBUSTION DES SOLIDES	24
3.1 INSTALLATIONS A LIT FIXE.....	24
<input type="checkbox"/> <i>Foyers à grilles fixes</i>	25
<input type="checkbox"/> <i>Foyers à grilles mobiles</i>	25
<input type="checkbox"/> <i>Foyers volcan</i>	26
<input type="checkbox"/> <i>Foyer à grilles coniques rotatives [43]</i>	27
3.2 INSTALLATIONS AVEC UN FOYER A LIT FLUIDISE	28
3.2.1. <i>Foyer à lit fluidisé à bulles (LFB) [15,44]</i>	28
3.2.2. <i>Foyer à lit fluidisé circulant (LFC) [45]</i>	28
3.3 LES SYSTEMES DE COMBUSTION A COMBUSTIBLES PULVERISES [47,48].....	29
CONCLUSION	31

CHAPITRE 2 : TRAITEMENT DES ECOULEMENTS DIPHASIQUES TURBULENTS REACTIFS

INTRODUCTION.....	33
1. PARAMETRES CARACTERISANT DE L'ECOULEMENT DIPHASIQUE.....	34
1.1 TEMPS CARACTERISTIQUES	34
1.1.1. Temps de relaxation dynamique d'une particule.....	34
1.1.2. Temps de relaxation thermique d'une particule.....	35
1.2 LONGUEURS CARACTERISTIQUES	36
1.2.1 Echelle de longueur de Kolmogorov.....	36
1.2.2 Micro-échelle de longueur de Taylor	37
1.2.3 Paramètres de corrélations entre phases	37
2. MODELISATION.....	41
2.1 MODELISATION DE LA PHASE FLUIDE	41
2.1.1 Équation de conservation de la masse.....	41
2.1.2 Equation Conservation des espèces chimiques gazeuses	41
2.1.3 Équations de conservation de la quantité de mouvement.....	42
2.1.4 Équation de l'énergie cinétique turbulente et le taux de dissipation.....	42
2.1.5 L'équation d'énergie de la phase gazeuse.....	43
2.2 MODELISATION DE LA PHASE SOLIDE	43
2.2.1 Equation de conservation de nombre de particules.....	43
2.2.2 Équations de conservation de la quantité de mouvement.....	43
2.2.3 Equation de conservation d'énergie de la phase solide	44
2.2.4 Equation de conservation des espèces solides.....	44
3. TERMES SOURCES.....	44
3.1. TERMES SOURCES DANS LES ÉQUATIONS DE CONSERVATION DE LA QUANTITÉ DE MOUVEMENT	44
3.2. TERMES SOURCES RELATIFS À LA MODÉLISATION DE LA TURBULENCE	45
3.3. TERMES SOURCES DE L'ÉQUATION D'ÉNERGIE	45
3.4 TERMES SOURCES DANS L'ÉQUATION DE CONSERVATION DE LA MASSE DES ESPECES CHIMIQUES	46
4. MODELE DES ECOULEMENTS TURBULENTS REACTIFS	46
4.1. MODELISATION DE LA TURBULENCE	46
4.2. MODELISATION DE LA CINÉTIQUE CHIMIQUE.....	46
4.2.1. Processus de combustion des particules solides.....	46
4.3. MODÈLE EDDY DISSIPATION.....	49
5. INTERACTION PARTICULE-TURBULENCE	49

CONCLUSION	51
CHAPITRE 3 : SIMULATION NUMERIQUE D'UN JET CHARGE DE PARTICULES SOLIDES	
INTRODUCTION.....	53
1. MODELE MATHEMATIQUE	55
1.1 PROCEDURE NUMERIQUE	55
1.2 ÉQUATIONS GOUVERNANTES	56
2. RESULTATS & INTERPRETATIONS.....	56
2.1 VALIDATION	56
2.1.1 <i>Validation jet monophasique</i>	56
2.1.2 <i>Jet diphasique</i>	61
3. ETUDE PARAMETRIQUE	64
3.1 EFFET DE LA VARIATION DE DIAMETRE DE LA PARTICULE	64
3.2 EFFET DE LA VARIATION DU TAUX DE CHARGEMENT.....	65
3.3 DISTRIBUTION RADIALE DES PROFILS DE VITESSE	65
3.2.1 <i>Effet du taux de chargement</i>	65
3.2.2 <i>Effet du nombre de Stokes</i>	66
3.4 MODULATION DE LA TURBULENCE.....	70
CONCLUSION	73
CHAPITRE 4 : SIMULATION DE LA COMBUSTION DES RESIDUS D'OLIVE DANS UN FOUR VERTICAL	
INTRODUCTION.....	75
1. DIFFERENTES FILIERES DE VALORISATION DE LA MARGINE	75
2. EQUATIONS GOUVERNANTES.....	78
3. MECANISME REACTIONNEL	80
3.1 MODELE DE DEVOLATILISATION	81
3.2 MODELE DE COMBUSTION DU RESIDU CARBONE (CHAR)	82
3.3 LE MODELE « EDDY DISSIPATION CONCEPT » (EDC).....	82
4. CONFIGURATION DU FOUR	83
5. RESULTATS ET DISCUSSION.....	86
3.1. VALIDATION	86
3.2. STRUCTURE DES FLAMMES DE BIOMASSE PULVERISEE	88
5.2.1. <i>La région de séchage et de dévolatilisation ($X/D < 4$)</i>	89
5.2.2. <i>La région d'oxydation ($X/D > 3$)</i>	89

3.3. COMPARAISON DE LA FRACTION MOLAIRES NORMALISEE ET DE LA TEMPERATURE DES GRIGNONS D'OLIVE AVEC LE BOIS	90
3.4. ETUDE PARAMETRIQUE DE LA COMBUSTION DES GRIGNONS D'OLIVE	92
3.4.1. <i>Comparaison entre différents types des grignons d'olive</i>	92
CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES.....	96
<i>CONCLUSION GENERALE</i>	99
REFERENCES.....	101

Liste des figures

Figure 1.1. Photos d'un site de groupe exportateur tunisien de grignon d'olive [11]...	13
Figure 1.2. Schéma de principe d'un foyer à grilles fixes	25
Figure 1.3. Schéma de principe d'un foyer à grilles mobiles	26
Figure 1.4. Schéma de principe d'un foyer volcan	26
Figure 1.5. Schéma d'une installation volcan à grille rotative[43]	27
Figure 1.6. Schéma de principe de foyers à lit fluidisé [42] (a) lit fluidisé bouillant (b) lit fluidisé circulant.....	29
Figure 1.7 Schéma de fonctionnement du brûleur au charbon pulvérisé [47]	30
Figure 2. 1. Coefficient de traînée en fonction de Re_p selon les différentes corrélations	40
Figure 2.2. Processus de combustion des particules solides.....	47
Figure 2.3. Taux de changement de l'intensité turbulente selon l'échelle dp/Le (Gore & Crowe, [70]).....	50
Figure 3.1. Configuration de jet [101]	56
Figure 3.2. Evolution de la Vitesse radiale pour différentes sections le long de four.....	58
Figure 3.3. Fluctuation de la vitesse radiale pour les différentes sections le long de four.....	60
Figure 3.4. Champ d'écoulement autour de jet.....	61
Figure 3.5. Domaine de calcul pour le jet diphasique.....	62
Figure 3.6. Profil de vitesse radiale (a) pour la section $x/D=20$ et (b) pour la section $x/D=30$ pour $\phi=0.32$	63
Figure 3.7. Vitesse axiale pour $\phi=0.32$	63
Figure 3.8. Variation de la vitesse axiale pour différentes tailles de particules : (a) phase gazeuse et (b) phase solide $\rho_s = 1000 \text{ kg / m}^3$, taux de chargement= 0,4.....	64
Figure 3.9. Variation de la vitesse de la ligne centrale pour différents taux de chargement en	

<i>particules : (a) phase gazeuse et (b) phase solide $\rho_s = 1000 \text{ kg / m}^3$, $d_p = 50 \text{ }\mu\text{m}$.....</i>	65
<i>Figure 3.10. Effet du taux de chargement sur les profils de vitesse radiale à $X / D = 20$, $d_p = 50 \text{ }\mu\text{m}$ et $U_m = 10 \text{ m / s}$ $\rho_p = 1020 \text{ kg / m}^3$.....</i>	66
<i>Figure 3.11. Profils de vitesse moyens en fonction de la distance radiale à différentes positions axiales ($x / D = 10, 20, 30$) pour différents nombres de Stokes (St).....</i>	68
<i>Figure 3.12. Déclin de la vitesse moyenne le long de la ligne axiale pour différents nombres de Stokes (St).....</i>	70
<i>Figure 3.13. (a) énergie cinétique turbulente et (b) modulations turbulentes sur la ligne axiale en fonction de la distance axiale, $\rho_s = 3000 \text{ kg / m}^3$, $d_p = 50 \text{ }\mu\text{m}$.....</i>	72
<i>Figure 3.14. (a) énergie cinétique turbulente et (b) modulations turbulentes le long de la ligne axiale, $\rho_s = 1000 \text{ kg / m}^3$, taux de chargement = 0,4.....</i>	72
<i>Figure 4.1. Configuration adoptée par Elfasakhany et al. [75].....</i>	83
<i>Figure 4.2. Test de sensibilité des grilles pour la température (avec des points dans la direction x).....</i>	85
<i>Figure 4.3. Topologie de l'écoulement : contours de vitesse et lignes de courant.....</i>	86
<i>Figure 4.4. Profil de température le long de l'axe du four.....</i>	87
<i>Figure 4.5. Profil de O_2 le long de l'axe du four.....</i>	87
<i>Figure 4.6. Profil de CO de l'axe du four.....</i>	88
<i>Figure 4.7. Structure des flammes de bois pulvérisé.....</i>	89
<i>Figure 4.8. Profil normalisé de (a) fraction molaire d'O_2 et température (b) CO_2 et fractions molaires de CO.....</i>	91
<i>Figure 4.9. Répartition de la température de la flamme le long de l'axe du four pour les quatre biomasses, (a) bois, (b) grignons d'olive, (c) GOI-28 et (d) GOI-40.....</i>	92
<i>Figure 4.10. Profil de température pour trois types des grignons d'olive.....</i>	93
<i>Figure 4.11. Profil de CO_2 pour trois types des grignons d'olive.....</i>	94
<i>Figure 4.12 Profil de CO pour trois types des grignons d'olive.....</i>	94

Liste des tableaux

Tableau 1.1. Composition élémentaire des grignons d'olive.....	15
Tableau 1.2. Composition des gaz produits lors de la pyrolyse des grignons pulvérisés à une température de 500°C.....	16
Tableau 1.3. Composition élémentaire des grignons d'olive.....	18
Tableau 1.4 Composition chimique indicative de grignons d'olives (Nefzaoui [9]).....	19
Tableau 1.5 La composition de grignons d'olives en hémicellulose, cellulose et lignine	19
Tableau 1.6 Valeurs de pouvoirs calorifiques supérieurs calculés et expérimentales	21
Tableau 1.7 Valeurs de masses volumiques des grignons selon la taille dans la littérature.....	23
Tableau 2. 1 : Valeurs des constantes pour la corrélation de Morsi et Alexander [58]	39
Tableau 2.2 : constantes du modèle κ - ϵ	42
Tableau 3.1 : Conditions d'entrée [101].....	57
Tableau 4.1. Valeurs des paramètres utilisés dans ce modèle Elfasakhany et al. [75].....	84
Tableau 4.2. Paramètres cinétiques des différents types des grignons d'olive	95
Tableau 4.3. Caractérisation des différents échantillons étudiés (Chouchene [7]).....	95
Tableau 4.4. Valeurs maximales de la température et des fractions massiques d'O ₂ , CO et CO ₂ pour différents combustibles issus de la biomasse.....	96

Nomenclature

Abbreviation

EDC	Eddy dissipation concept
GO-28	Grignons imprégné avec 28% de la margine
GO-40	Grignons imprégné avec 40% de la margine

Symboles romaines

A,B	Constantes de modèle EDC
A_c , A_v	Facteurs pré-exponentiel
C_p	Chaleur spécifique
D	Diamètre de jet
ds	Diamètre des particules
E_c , E_v	Énergie d'activation
h_{conv}	Coefficient de transfert de chaleur
ΔH	Chaleur de réaction chimique
k	Énergie cinétique de turbulence
k_{kin}	Vitesse de réaction chimique
k_{diff}	Vitesse de réaction de diffusion
M_i	Poids moléculaire du composant i
m_p	Masse de particules
m_{char}	Masse de char
m_v *	Masse maximale de volatiles
m_v	Masse de volatiles
n_p	Nombre de particules par unité de volume, m-3
Nu	Nombre de Nusselt
P	Pression moyenne
Pr	Nombre de Prandtl
q_s	Flux thermique de surface

R	Constante du gaz universel
r	Coordonnée radiale
Re	Nombre de Reynold
T	Température
U, V	Vitesse axiale, radiale
x	Coordonnée axiale
Y_i	Fraction massique
ω_i	Taux de conversion dû à une réaction chimique

Symboles grecs

α_f	Fraction volumique de gaz
α_p	Fraction volumique des particules
ρ	Masse volumique
ε	Taux de dissipation de k
τ	Chargement de particules
τ_p	Temps de relaxation dynamique des particules
τ_{pT}	Temps de relaxation thermique des particules
τ_T	Echelle de temps de turbulence des gaz
λ_g	Conductivité thermique
μ_f	Viscosité dynamique de fluide
ν_f	Viscosité cinématique de fluide
ν_p	Viscosité cinématique des particules
ϕ	Rapport des débits massiques

Subscripts

f	Fluide ou gaz
p	Particule ou solide

Introduction générale

Introduction générale

Comme tous les pays en voie de développement, la Tunisie demande et consomme des quantités d'énergie de plus en plus importantes. Actuellement, une grande majorité de l'énergie consommée en Tunisie est fournie par des sources d'énergie traditionnelles (pétrole et gaz naturel) dont une grande partie est importée. Ainsi, l'importation des produits énergétiques fossiles, présente une charge importante dans le budget de l'état tunisien. Par ailleurs, le coût de ces importations s'est élevé à 10174.8 Md contre 6080.3 Md en 2017 présentant un déficit commercial du secteur de l'énergie de 38% du déficit total [1].

En plus de leur énorme coût pour l'économie tunisienne, le rejet des combustibles fossiles est à l'origine de la dégradation de l'environnement et les problèmes de pollution que nous vivons actuellement. A cet égard, La Tunisie a mis une stratégie visant à réduire la pollution de l'environnement et à s'engager en faveur de l'énergie renouvelable pour assurer un développement durable. Elle fait partie des pays ratifiant l'accord de Paris 2015 qui vise à diminuer les émissions des gaz à effet de serre. En plus, la loi Tunisienne n°2005-82 du 15 août 2005 a été décrétée pour tenter de normaliser et encourager les énergies renouvelables à savoir l'énergie solaire, l'énergie éolienne et l'énergie issue de la biomasse.

La biomasse générée annuellement par l'olivier tunisienne est considérée comme une source énergétique renouvelable potentielle capable de produire de l'énergie électrique et thermique [2]. Actuellement, les ressources d'olives en Tunisie sont estimées à plus de 65 millions d'oliviers, répandues sur 1 680 000 ha. La Tunisie a enregistré une récolte record de 340 000 tonnes lors de la campagne 2014/2015. Elle a occupé la première place à l'échelle mondiale, en matière d'exportation, détrônant, ainsi, le leader mondial qui est l'Espagne. En contrepartie, Cette industrie de l'huile d'olive génère des grandes quantités de sous-produits hautement polluants notamment les grignons d'olive dont la production annuelle touche une moyenne de 350 à 450 000 tonnes [3,4]. Le rejet de ce déchet solide dans la nature sans traitement préalable peut engendrer des problèmes environnementaux. La loi Tunisienne interdit le rejet des déchets dans la nature pour éviter les problèmes de l'environnement. La loi n° 96-41 du 10 juin 1996, incite à la valorisation

des déchets par la réutilisation, le recyclage et toutes autres démarches visant la récupération des contenus réutilisables et leur utilisation comme source d'énergie. D'où émerge la nécessité de valoriser ce déchet solide. Notamment, la valorisation des grignons d'olive pourrait être une méthode prometteuse pour la production d'énergie renouvelable en raison de son contenu énergétique élevé (pouvoir calorifique élevé jusqu'à 20 MJ/kg).

Pour toutes ces raisons, la caractérisation et la valorisation de grignon d'olive deviennent l'un des domaines de recherche les plus importants visant à protéger l'environnement. Particulièrement, la compréhension des phénomènes qui se produisent lors de la combustion des grignons d'olive, ainsi que la caractérisation thermo-chimique sont nécessaires et d'une importance fondamentale pour l'optimisation d'un four chauffé par la combustion de grignon.

Il est donc important, en vue d'optimiser les procédés industriels mettant en jeu ce type d'écoulement, de pouvoir prédire les comportements dynamique et thermique d'une suspension en écoulement pulvérisé.

Ainsi, l'objet de cette thèse est le développement d'outils numériques pour la simulation et l'étude des échanges thermiques générés dans un four chauffé par la combustion des grignons d'olives sous forme des jets pulvérisés. Ces outils numériques doivent être capables de simuler des écoulements turbulents gazeux homogènes isothermes, des écoulements turbulents diphasiques isothermes, ainsi que des écoulements turbulents diphasiques réactifs en matière de champs de température et les espèces chimiques présents lors de la combustion. Le code numérique, relatif à l'écoulement, qui sera développé dans le cadre de cette thèse est basé sur la méthode des volumes finis dans le cas d'une configuration à symétrie cylindrique.

Le premier chapitre présente une synthèse bibliographique concernant les grignons d'olives : leur gisement en Tunisie et leur exploitation actuelle avec un intérêt particulier pour leurs propriétés physico-chimiques et la technique de leurs combustion en tant qu'un combustible solide. Dans ce chapitre, les études bibliographiques sont liées à l'écoulement des particules solides dans un jet diphasique turbulent.

Le deuxième chapitre est consacré à la mise des équations d'un écoulement diphasique turbulent réactif ainsi que les paramètres caractérisant cet écoulement. Ce chapitre permet de faire le point sur les paramètres caractéristiques de l'écoulement gaz-particules turbulents réactifs. Les différents travaux menés à ce sujet mettent en évidence la diversité des paramètres pouvant influencer le comportement de la phase fluide et de la phase particulaire en écoulements diphasiques. Dans le cas d'un écoulement gaz-solide, l'effet de l'ajout de particules sur le comportement dynamique de l'écoulement.

Le troisième chapitre est réservé à la modélisation dynamique des écoulements monophasique et diphasique ainsi que l'influence des particules sur l'écoulement turbulent. Une étude numérique est effectuée pour analyser l'effet de certains paramètres sur la structure de la turbulence. Les paramètres considérés sont la taille et le taux de chargement des particules.

Le quatrième chapitre présente une étude thermique de combustion des résidus d'huile d'olive au sein d'un four vertical. Le modèle de simulation a été validé en comparant les prévisions numériques et les données expérimentales de la combustion du bois pulvérisé. Une analyse de la combustion d'une biomasse sèche (grignons d'olive) imprégnée de la margine a été envisagée. La simulation numérique est effectuée pour trois types de déchets solides pulvérisés (les grignons d'olive et les deux échantillons imprégnés). Les résultats de températures et les émissions de carbone sont investigués.

Chapitre 1

Etude Bibliographique

Chapitre 1 : Etude Bibliographique

Introduction

On se propose, dans ce premier chapitre, de présenter la particularité des grignons d'olive comme une source d'énergie et leurs intérêts dans le marché des combustibles solides. On exposera, par la suite, la caractérisation des grignons d'olive en termes de propriétés chimiques, ainsi que leur comportement lors de la décomposition thermochimique qui joue des rôles clés pour l'optimisation du produit final. Dans la deuxième partie de ce chapitre, on décrira les différentes technologies de combustion des solides tels que les lits fixes et fluidisés et les installations à combustible pulvérisé. Dans ce contexte, l'objectif de l'étude était de réviser la littérature actuelle sur la caractérisation et les procédés de valorisation des grignons d'olive.

1. Gisement des grignons d'olives en Tunisie et son exploitation actuelle

Depuis des décennies, la Tunisie a été toujours connue pour son immense production d'huiles d'olive. A nos jours, les oliviers à huile sont plus de 67 millions d'arbres occupant près de 79% de la superficie totale des arbres de la Tunisie et on estime une production de plus 160 000 tonnes d'huile d'olive par an (Direction Générale des Etudes et du Développement Agricole [5]).

Cette production importante est accompagnée d'une grande industrie d'extraction d'huile d'olive. On estime à 1525 le nombre d'huileries à travers la Tunisie (Masghouni et Elhassayri [6]). Malheureusement cette production importante d'huile d'olive implique la production des quantités énormes de sous-produits toxiques telles que la margine et les grignons. Les grignons sont les résidus solides issus de la centrifugation ou première pression. Ils sont formés principalement de la pulpe et des fragments de noyaux d'olives. Le poids des grignons représente environ un tiers du poids des olives fraîches triturées (Chouchene [7]). Si la production annuelle moyenne d'olive est

de 1050 milles tonnes, on peut estimer une génération de 350 milles tonnes de déchets solides [5]. Ce type de déchets est souvent rejeté dans l'environnement sans réel traitement préalable. Or ces déchets sont toxiques pour l'environnement et peuvent contaminer les sols, les nappes phréatiques et les cours d'eau (Benyahia et al, [8]). Le traitement et la valorisation des déchets de l'industrie oléicole sont ainsi nécessaires puisqu'ils répondraient à un problème environnemental actuel. La teneur relativement élevée en matières organiques et inorganiques comme le Ca, P, K, Na encourage l'application des grignons comme engrais pour le sol lorsqu'il est utilisé en petites quantités. On a également employé les grignons dans l'alimentation de bétail après tamisage et dénoyautage et plus largement les grignons sont utilisés comme biomasse et valorisé en tant qu'une source d'énergie thermique.

Parmi les procédés de valorisation énergétique des grignons d'olive, on trouve la pyrolyse, la gazéification et la combustion directe. Les deux premières techniques sont deux techniques principales pour le processus de conversion thermochimique et sa valorisation comme biocarburant. La pyrolyse se fait généralement dans une atmosphère pauvre en oxygène. Ses principaux produits sont un solide carboné et un gaz. La gazéification est une combustion indirecte de la biomasse en présence de l'oxygène libre. Le produit de la gazéification est un mélange gazeux combustible. La combustion directe consiste à utiliser les grignons d'olive comme combustible dans les gazéificateurs et les chaudières à biomasse.

La valorisation énergétique des grignons d'olive présente un intérêt particulier grâce à son faible coût (<30 Dinars Tunisiens/tonne (Gharbi et al. [9]) et son pouvoir calorifique relativement important (≈ 20 MJ/kg). En plus, les grignons d'olive se présente comme une énergie renouvelable qui peut contribuer à la diversification des sources d'énergie. Tous ces motifs ont incité la communauté scientifique à mener des recherches plus minutieuses dans le domaine de valorisation énergétique des grignons d'olive.

L'industrie tunisienne a connu l'utilisation de grignon d'olive en tant que combustible depuis longtemps (Fig1.1). Grâce à leur aptitude à la combustion, les grignons d'olive sont utilisés en tant que combustible par plusieurs secteurs industriels (centrales électriques et thermiques, cimenteries, briqueterie, chaudières des bains publics (Hammams), etc.). Plusieurs études tant au niveau local que régional ont été menées sur l'utilisation des grignons d'olive pour la production d'énergie. Beaucoup de chercheurs ont étudié la valorisation énergétique des grignons d'olive. Le traitement

des grignons d'olive a été bien étudié dans la littérature. Masghouni et Elhassayri [6] ont étudié l'importance de la valorisation des grignons d'olive à l'échelle économique et environnementale. Les auteurs ont examiné les gaz d'échappement lors de la combustion des grignons d'olive ($d < 5$ mm) dans un four dans une briqueterie en Tunisie. Il a été constaté que le remplacement du carburant par les grignons d'olive élimine à la fois le coût de la maintenance du système de pompage et des filtres et celui de préchauffage du carburant lourd. Sur le plan environnemental, la combustion est le moins polluante avec une réduction significative du monoxyde de carbone et des oxydes de soufre par rapport aux carburants lourds à forte teneur en soufre. Chouchene [7] a étudié la valorisation des sous-produits oléicoles (grignons d'olives et margines) par la voie thermique et la voie physicochimique. Les résultats montrent que le mélange de margine avec des biomasses tels que les grignons d'olives et de sciure (imprégnation) peut être une technique efficace pour la valorisation énergétique des margines. Bounouara [10] a étudié les mécanismes mis en jeu lors d'un écoulement diphasique turbulent régissant une flamme de grignons d'olive pulvérisés. L'étude expérimentale lui a permis de conclure que la combustion est améliorée en appliquant une flamme pilote annulaire au lieu d'une flamme pilote centrale. L'auteur a conclu que le diamètre des particules des grignons doit être inférieure à $200 \mu\text{m}$ pour garantir une combustion efficace ainsi qu'un préchauffage des particules améliore les conditions de la combustion des grignons d'olive pulvérisés dans l'air libre.



Figure 1.1 Photos d'un site de groupe exportateur tunisien de grignon d'olive [11]

2. Propriétés physicochimiques des grignons d'olives

Les grignons d'olives sont les résidus solides qui restent après la première pression ou centrifugation. Ils sont composés principalement par la pulpe, des résidus de la peau, des fragments de noyaux, d'eau et d'une quantité d'huile résiduelle.

Grâce à leurs teneurs élevées en matières grasses et azotés et en cellulose brute, les grignons d'olive sont utilisés dans des domaines variés : épandage comme fertilisant sur les terres agricoles après avoir subi un compostage ou une pré-décomposition pour éliminer ses effets phytotoxiques et faciliter sa dégradation (Nefzaoui [12]), alimentation de bétail, chauffage et combustion pour chaudières industrielles. Particulièrement pour la combustion, les grignons d'olives sont couramment utilisés en profitant de leur pouvoir calorifique élevé (2950 Kcal/kg) et de leur coût faible. Cette grande quantité d'énergie stockée est notamment apportée par la coque dont le pouvoir calorifique est assez élevé (4000 Kcal/kg). (Nefzaoui [13])

La composition chimique des grignons d'olive peut varier largement suivant le procédé d'extraction de l'huile, le stade de maturité, et l'épuisement par les solvants. Les teneurs en carbone fixe, humidité et matières volatiles présentent les variations les plus importantes [10]. La connaissance de ces paramètres est d'une importance fondamentale pour comprendre le comportement des grignons à travers les différents traitements thermiques.

La composition des grignons d'olive peut être déterminée par analyse immédiate (teneur en carbone fixe, matières volatiles, humidité, teneur en cendres), par analyse élémentaire (carbone, hydrogène, azote et oxygène) et par analyse chimique en termes de lignine, cellulose, hémicellulose et extractive (Yang, et al [14]).

2.1 Analyse approximative ou immédiate

L'analyse approximative est couramment utilisée pour caractériser les biocombustibles solides. L'analyse approximative est un moyen simple de déterminer le comportement d'un combustible à base de biomasse solide lorsqu'il est chauffé. Elle donne la composition brute de la biomasse en teneur en humidité, en matières volatiles, en cendres et en carbone fixe du carburant.

Une analyse approximative est donc relativement facile à réaliser sans installation sophistiquée ni équipement analytique coûteux. Celle-ci détermine dans un premier temps l'humidité en mesurant la perte de masse lors d'un chauffage à 108 °C de l'échantillon à analyser. Le taux de matières

volatiles est ensuite déterminé en pesant l'échantillon après chauffage à 900 °C en absence d'oxygène. Enfin, l'échantillon sec et privé de matières volatiles est de nouveau chauffé dans l'air jusqu'à combustion complète du carbone. La pesée finale permet de déterminer la teneur en cendres et le carbone fixe par différence. On présente dans les tableau 1.1 les résultats de Varol et Atimtay [15], Chouchene [7] et al. Elorf [16] qui ont réalisé des analyses sommaires et élémentaires sur les grignons de différentes origines.

Tableau 1.1. Composition sommaire des grignons d'olive

	Varol et Atimtay [15],Turquie	Chouchene et al. [7], Tunisie	Elorf et al. [16] Maroc
Matière volatile	71,17	67,6	64
Carbone fixe	17,91	23,4	23,2
Cendre	4,21	2	6,5
Humidité	6,71	7	6,3
PCS (MJ/kg ⁻¹)	20,729	21,00	20

➤ **Matières volatiles**

Les matières volatiles sont les produits gazeux formées lors de chauffage d'un matériau solide ou dévolatilisation. Elles peuvent être divisées en deux parties : les volatils légers et les matières plus lourdes et moins volatiles comme le goudron qui comprend les plus grosses molécules qui se condensent à la température ambiante. Les volatils légers sont composés généralement des différentes espèces chimiques tels que l'eau, des hydrocarbures légers, les oxydes de carbone, le dihydrogène. La teneur en matières volatiles est naturellement élevée pour de nombreux types de biomasse et elle est plus importante en biomasse que le charbon. La caractérisation de matières volatiles est une clé pour la combustion de la biomasse pulvérisée. Donc, il est intéressant de connaître les propriétés des matières volatiles telles que la nature, la quantité, la composition et le pouvoir calorifique des volatiles, ainsi que la température de dégagement des volatiles et leur

cinétique de dévolatilisation. Les quantités de goudron produites dépendent également de ces paramètres (Ping et al. [17]).

La composition en gaz volatils peut être identifiée par des essais de pyrolyse. Certains auteurs [18-21], ont analysé les gaz volatiles émis lors de la pyrolyse de la biomasse : les principaux composants sont les oxydes de carbone (CO et CO₂) et des hydrocarbures légers (H₂, CH₄, C₂H₄ et de H₂O..). Ces gaz sont les mêmes émis lors de la pyrolyse du bois [7]. Le pourcentage de matières volatiles peut être déterminée à partir de l'expression :

$$\%MV = \left(\frac{m_a - m_v}{m_0} \right) \times 100 \quad (1.1)$$

Avec :

m_a : masse de de la biomasse sèche

m_v : masse de biomasse dévolatilisée

m_0 : masse initiale de la biomasse

Le tableau 1.2 résume les résultats de certaines analyses des gaz produits par la pyrolyse des grignons d'olive.

Tableau 1.2. Composition des gaz émis lors de la pyrolyse des grignons à 500°C

Emissions	Uzun et al. [21] Pyrolyse rapide (300°C/min)	Chouchene [7], Pyrolyse lente (5°C/min)
CO ₂	59%	62,9%
CO	12,4%	22,1%
H ₂	17%	1,5%
CH ₄	5%	11,1%
C ₂ H ₆	3,8%	1,3%
C ₂ H ₄	2,8%	1,1%

➤ **Carbone fixe**

Le carbone fixe est la partie du carbone qui reste sous forme de résidu après la libération des matières volatiles, après soustraction de la somme de l'humidité et de la teneur en cendres de biomasse. Il s'agit essentiellement de carbone, mais contient également une quantité mineure d'hydrogène, d'oxygène, d'azote et de soufre, non chassée par les gaz. En général, le carbone fixe représente la partie du carbone qui doit être brûlée à l'état solide. Cependant, il ne s'agit ni de carbone fixe ni de carbone total, car les rendements déterminés en cendres et en matières volatiles sont empiriques et les résultats dépendent des procédures utilisées. Par exemple, les variations des vitesses de chauffe affecteront de manière significative les rendements en cendres et en matières volatiles et, par conséquent, le carbone fixe calculé. La contribution du carbone fixe dans la combustion dépend de temps de séjour de la particule dans le milieu et de sa température.

La connaissance du carbone fixe facilite la sélection des équipements de combustion, car sa forme et sa dureté sont une indication des propriétés de prise en masse d'un combustible. Le pourcentage du carbone fixe est donné par l'expression :

$$\% C. fixe = \left(\frac{m_v - m_c}{m_0} \right) \cdot 100 \quad (1.2)$$

m_v : masse de biomasse dévolatilisée

m_c : masse des cendres

m_0 : masse initiale de la biomasse

➤ **Cendres**

Les éléments non combustibles de la biomasse sont appelés les cendres. Ils représentent la matière restante d'un matériau solide après qu'il soit totalement brûlé. Malheureusement, les biocombustibles, tendent à renfermer une forte teneur de cendres ayant une teneur élevée en potassium. Des problèmes de corrosion ou d'encrassement peuvent se produire lorsque les cendres sont vaporisées puis se condensent dans la chaudière, résultant dans la production de résidus durs sur les surfaces d'échange thermique [22,23]. C'est pour cela que la quantité de cendres doit être prise en compte lors de la conception des fours et du système de post-traitement.

➤ **Humidité**

La teneur en humidité affecte considérablement la valeur énergétique du combustible solide. C'est le principal facteur qui permet de déterminer le contenu énergétique net de la biomasse. L'humidité du combustible conditionne la température requise de l'air de combustion et elle augmente considérablement la quantité et le volume des fumées. L'humidité sur brut, H_b est de la forme :

$$H_b = \frac{m_{humide} - m_{sec}}{m_{humide}} \quad (1.3)$$

Les grignons issus des systèmes de pression contiennent un taux d'humidité d'environ 30 %. Par contre, les grignons provenant des systèmes de la centrifugation ont un taux d'humidité compris entre 45 et 65 % [24]. Sa valorisation requiert au préalable l'abaissement de son humidité à des valeurs comprises entre 5 et 10%.

2.2 Analyse élémentaire

L'objectif principal de l'analyse élémentaire est de déterminer la composition atomique d'un combustible de biomasse solide. Le carbone C, l'oxygène O, l'hydrogène H, le soufre S et l'azote N sont les principaux éléments des biocombustibles solides. Dans le tableau 1.3, on donne les différentes compositions élémentaires des grignons d'olive dans la littérature.

Tableau 1.3. Composition élémentaire des grignons d'olive

Littérature Grignons d'olives	Varol et Atimtay [15], Turquie	Chouchene et al. [7] Tunisie	Bounouara et al. [10] Tunisie	Elorf et al. [16] Maroc
Carbone, C	51,38	52,11	47,15	59
Hydrogène, H	5,85	6,73	6,03	8,5
Oxygène, O	36,9	41,16	39,02	31
Azote, N	1,276	1,4	1,34	1,5
Soufre, S	0,086	<0,30	-	0
Cendre	4,51	2.36	2.36	-

2.3 Composition chimique de grignons d'olives

La composition chimique de grignons dépend des variétés d'olives [13]. Le tableau 1.4 indique les valeurs de cette composition selon Nefzaoui [13].

Tableau 1.4 Composition chimique de grignons d'olives (Nefzaoui [13]).

Matière Sèche	Cellulose brute	Matières Azotées Totales	Matières Minérales	Matières Grasses
75-80%	35-50%	5-10%	3-5%	8-15%

La connaissance de la composition chimique est nécessaire pour le calcul de pouvoir comburivore et de pouvoir calorifique de l'échantillon de grignons.

On peut considérer, plus simplement, que les grignons d'olive sont principalement composés de lignine et de glucides, tels que l'hémicellulose, la cellulose ainsi que des extraits organiques. La lignine est le biopolymère renouvelable le plus abondant sur la terre. La lignine, provenant principalement des fragments de noyau, est riche en carbone (environ 60% carbone et 30% d'oxygène), c'est le composé le plus stable thermiquement [13].

Le tableau 1.5 indique la composition selon Demirbas [25], et García et al [26].

Tableau 1.5 La composition de grignons d'olives en lignine, hémicellulose et cellulose

Lignine (%)	Hemicellulose (%)	Cellulose (%)
38-49%	21-24%	≈ 24%

2.4 Propriétés énergétiques des grignons d'olives

➤ Pouvoir calorifique

La pouvoir calorifique d'un carburant est une mesure directe de l'énergie chimique stockée dans le carburant. C'est la quantité de chaleur maximale dégagée lors d'une combustion complète d'un kilogramme de ce combustible dans les conditions normales de température et de pression ($T=0^{\circ}\text{C}$, $P=1.01325\text{bar}$). Le pouvoir calorifique inférieur présente l'énergie effectivement disponible et suppose que l'eau produite par la combustion est sous forme vapeur.

Le pouvoir calorifique inférieur d'un combustible dépend de sa composition et principalement de la proportion de stériles (cendres + eau) qu'il contient.

Le pouvoir calorifique supérieur d'un carburant à base de biomasse solide est généralement déterminé expérimentalement par un calorimètre à bombe.

La valeur de PCS peut être calculée par des corrélations empiriques et en se basant sur les résultats de l'analyse élémentaire et sommaire. Des dizaines de formules mathématiques existent dans la littérature pour calculer le pouvoir calorifique des différents types des biomasses (Vargas-Moreno et al. [27]). Pour le cas de grignon d'olive, on peut citer les formules les plus utilisés :

$$PCS (MJ.kg^{-1}) = 0.1905 * \%VM + 0.2521 * \%FC \quad (1.4)$$

$$PCS (MJ.kg^{-1}) = 0.2949 * \%C + 0.8250 * \%H \quad (1.5)$$

Ou %VM, %FC, %C, %H, représentent respectivement les pourcentages de matière volatile, carbone fixe, carbone et hydrogène dans l'échantillon.

On peut également calculer le pouvoir calorifique supérieur PCS à partir des valeurs la composition élémentaire selon la formule développée par Friedl et al. [28] :

$$PCS (MJ.kg^{-1}) = -1,3675 + 0.3137 * \%C + 0.7009 * \%H + 0.0318 * \%O \quad (1.6)$$

Alors que le pouvoir calorifique inférieur du carburant est généralement calculé à partir du pouvoir calorifique supérieur selon la formule (Chouchene [7]) :

$$PCI(MJ.kg^{-1}) = PCS - m_{H_2O} * L_{H_2O} \quad (1.7)$$

m_{H_2O} et L_{H_2O} sont respectivement la masse d'eau produite par la combustion de 1 kg de combustible et la chaleur latente de vaporisation de l'eau.

Dans le tableau 1.6, on cite quelques valeurs de pouvoirs calorifiques supérieurs calculés et expérimentales trouvés dans la littérature.

Tableau 1.6 Valeurs de pouvoirs calorifiques supérieurs calculés et expérimentales

Pouvoir calorifique		Grignon d'olive
PCS _{exp} (MJ.kg ⁻¹)	Wedyan et al. [29]	22,14
PCS _{exp} (MJ.kg ⁻¹)	Miranda et al. [30]	20,61
PCS _{exp} (MJ.kg ⁻¹)	Chouchene [7]	19,5
PCS _{calculé} (MJ.kg ⁻¹)	Bounouara [10]	18,88
PCS _{calculé} (MJ.kg ⁻¹)	Chouchene [7]	21,00

➤ **Pouvoir comburivore**

C'est le volume d'air sec nécessaire à la combustion d'un kg de combustible. L'unité de pouvoir comburivore est Nm³_{air}/kg_{combustible}. La quantité d'oxygène contenue initialement dans les combustibles solides doit être soustraite de la quantité demandée d'oxygène. Finalement, pour déterminer le pouvoir comburivore on se base sur la relation suivante :

$$V_a (Nm^3 d'air.kg^{-1}) = 4.76 * \left(\frac{22,4}{12} * \frac{\%C}{100} + \frac{22,4}{4} * \frac{\%H}{100} + \frac{22,4}{32} * \frac{\%S}{100} - \frac{22,4}{16} * \frac{\%O}{100} \right) \quad (1.8)$$

2.5 Propriétés physiques des grignons d'olive

➤ **Granulométrie**

La granulométrie représente la répartition en classe de la taille des particules composant un combustible.

Les biomasses passent souvent des opérations de broyage puis tamisage afin de diminuer leurs tailles. La plage et la largeur de distribution des tailles de particules sont souvent mesurés par la fonction DSP (Densité Spectrale de Puissance). La taille des particules est un paramètre important qui influe la cinétique de la combustion. En fait, de nombreux auteurs ont étudié l'impact de la taille des particules sur le comportement de l'écoulement.

Rassai et Al. [31] ont investigué l'effet de taille de particule de grignons d'olive pulvérisés sur le comportement de l'écoulement et les paramètres de combustion dans une chambre verticale 3D. Ils ont montré que la température diminue quand la taille de particule augmente et que la taille la plus petite assure une bonne distribution de chaleur. Les résultats trouvés montrent aussi que la fraction massique de CO et de CO₂ était faible pour la particule de petite taille en comparaison avec la plus grande c'est qui démontre que l'émission de CO et de CO₂ est influencée par la taille des particules dans les mêmes conditions de biomasse et de contenu. De plus, l'augmentation de la granulométrie a contribué à l'augmentation des émissions de char (polluant imbrulé) à cause de la basse température de combustion dans le four et du court temps de séjour du combustible dans la zone de combustion.

Chouchene et al. [32] ont mené des expériences de pyrolyse pour différents diamètres de particules de grignons d'olives ($d < 0,5 \cdot 10^{-3} \text{m}$, $1 < d < 1,5 \cdot 10^{-3} \text{m}$ et $2 < d < 2,8 \cdot 10^{-3} \text{m}$). Les résultats démontrent que les particules de petite taille sont les plus réactives. Ils ont trouvé que l'oxydation de résidu carboné du plus petit échantillon se produisait à une température plus basse que celles de plus grandes tailles de particules des grignons d'olive

Thunman et al. [33] ont étudié l'influence de la taille de particules sur la combustion d'un lit fixe d'un combustible solide. Ils ont montré que la vitesse de propagation du front de réaction à travers le lit est plus faible pour les grosses particules que pour les plus petites. Ils ont attribué ce comportement à la différence entre la température de gaz et celle de grosses particules dans le lit.

Chagras [34] a étudié l'impact de la taille des particules sur l'échange de chaleur dans une conduite et a trouvé que la présence des particules de petite taille influence considérablement le gradient de la température du fluide à la paroi. Ce gradient diminue lorsque la granulométrie est plus grande.

Cela est expliqué par le fait que les particules de petit diamètre ont une température plus proche de celle de fluide différemment aux plus grandes particules qui ont une température inférieure.

Bounouara [10] a étudié l'effet de taille de particules sur la longueur de flamme et a constaté que la flamme relative aux grosses particules est courte et limitée dans la zone de combustion la plus chaude. L'auteur a conclu que les particules ayant une taille dépassant 200 μm brûlent difficilement dans le brûleur car ces grosses particules ont une importante inertie dynamique et thermique et nécessitent donc un temps de séjour plus long dans la zone de réaction pour leur régime de combustion. Patro et al. [35] ont étudié l'effet de la taille des particules sur la turbulence dans un jet pulvérisé et ont trouvé que l'addition de particules solides au flux de gaz module

considérablement la turbulence des gaz dans la buse ainsi que le jet secondaire. Les fines particules atténuent la turbulence, alors que les grosses particules l'amplifient.

➤ **Masse volumique**

La masse volumique présente le rapport de la masse du solide à son volume total. La masse volumique globale dépend non seulement aux propriétés intrinsèques des grignons mais aussi à la forme et la taille des particules, la teneur en huile, l'humidité et le compactage. Il existe une grande différence entre la masse volumique apparente d'un combustible et sa masse volumique absolue. La masse volumique absolue correspond au rapport entre la masse de matière solide et le volume de matière sans tenir compte des pores existants entre les particules. La masse volumique apparente est le rapport entre la masse de l'ensemble des particules de la substance considérée et le volume global qu'elles occupent comprenant à la fois des vides de la particule. Sa valeur peut être différente selon le compactage de matériau. Quelques valeurs de masse volumiques des grignons ont été reporté dans la littérature (Tableau 1.7)

Tableau 1.7 Valeurs de masses volumiques des grignons selon la taille dans la littérature

	Masse volumique (kg/m ³)	Humidité (%)	Taille
Chouchene [7]	709	10,20	< 6 mm
Miranda [30]	780	6,86	< 3,15 mm
Varol et Atimtay [15]	591	6,71	< 1,57 mm
Abu-Qudais [36]	558	6.01	< 0.64 mm et >0.42 mm

➤ **Capacité thermique massique à pression constante**

La capacité thermique (aussi nommée chaleur massique ou capacité thermique massique) d'une substance, notée par la lettre Cp, est une propriété caractéristique. Elle exprime la quantité d'énergie capable d'augmenter d'un degré la température une unité de masse de ce matériau. Elle dépend notamment de la température de grignon ainsi que sa teneur en huile et en eau. Pour une température donnée, la capacité thermique d'un matériau humide diffère de celle du matériau sec.

La formule qui relie entre ces deux grandeurs caractéristiques et les capacités thermiques de l'eau et d'huile est la suivante :

$$Cp_{g, humide} = \frac{(100 - \%eau - \%huile) * Cp_{g, sec} + \%eau * Cp_{eau} + \%huile * Cp_{huile}}{100} \quad (1.9)$$

La chaleur massique du combustible est d'une grande importance pour la modélisation de comportement thermique de la particule dans un écoulement d'air. Hraiech [37] a déterminé la capacité calorifique pour un échantillon de grignons épuisés et séchés originaires de la région de Sahel Tunisienne. Elle a trouvé une valeur de 3379,88 J/Kg.K.

3. Technologies de combustion des solides

La biomasse en tant que combustible se présente sous formes et tailles diversifiées. Elle peut être hétérogène, secs ou humides. La technologie de combustion adoptée doit prendre en compte les particularités de chaque combustible (taux de volatiles, humidité, masse volumique, granulométrie) afin de garantir une bonne combustion de solide. En plus, la technologie choisie doit tenir compte de la taille de chambre de combustion de la biomasse afin d'éviter les problèmes de pollution [38].

En plus de type de combustible utilisé et la taille de l'installation, les technologies de combustion dépendent également de parcours des gaz au sein de la chambre de combustion. Pour la combustion de biomasse, les technologies de combustion principaux sont : les installations à lit fixe, les installations avec un foyer à lit fluidisé et les brûleurs à combustibles pulvérisés.

Les méthodes appliquées pour l'utilisation à grande échelle de la biomasse solide reposent souvent sur des technologies développées pour les combustibles classiques tels que le charbon et le lignite.

Ces méthodes sont décrites dans les manuels standard sur la technologie de combustion (Speight [39]; Spliethoff [40]).

3.1 Installations à lit fixe

Cette classe comporte quatre types de foyers : grilles fixes, grilles mobiles, volcans et biograte.

➤ **Foyers à grilles fixes**

Le principe de foyers à grilles fixes est montré dans la Figure 1.2. La biomasse est amenée à l'aide d'un système d'introduction vers des grilles horizontales ou inclinées. Un air primaire ascendant est injecté sous les grilles. L'air secondaire est au-dessus de lit directement dans le foyer pour permettre une combustion complète.

Cette technologie est la plus appliquée grâce à sa simplicité et sa grande puissance. En contrepartie, l'immobilité du combustible peut aboutir à la non homogénéité de lit en combustion et parfois à une combustion incomplète [41].

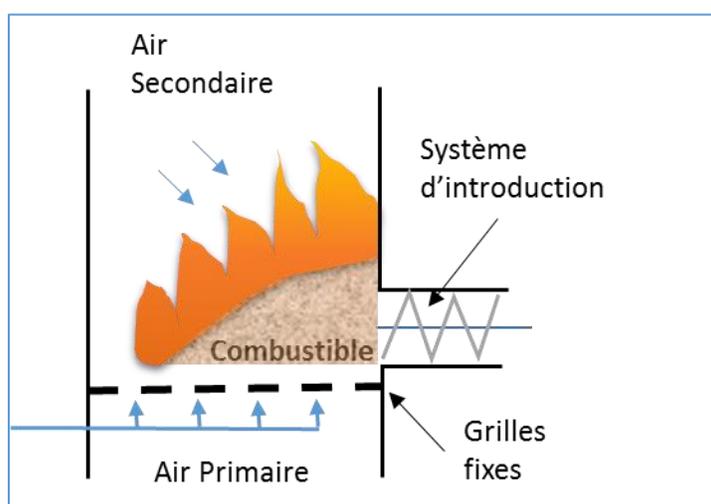


Figure 1.2. Schéma de principe d'un foyer à grilles fixes

➤ **Foyers à grilles mobiles**

Le système de combustion à grille mobile est une technologie développée pour travailler avec des combustibles présentant des valeurs importantes d'humidité ou de cendres et ayant la granulométrie variable. Elle est utilisée pour les moyennes et hautes puissances.

Il s'agit de la même technique de combustion que les systèmes à grilles fixes, mais avec un mécanisme de combustion mieux contrôlé grâce aux grilles mobiles (Figure 1.3). L'air primaire est injecté au-dessous du combustible et l'air secondaire est injecté au-dessus de la flamme. Un mouvement alternatif de grilles permet l'amélioration du distribution d'air primaire, le déplacement et la distribution homogène de combustible, et la combustion du résidu carboné [42].

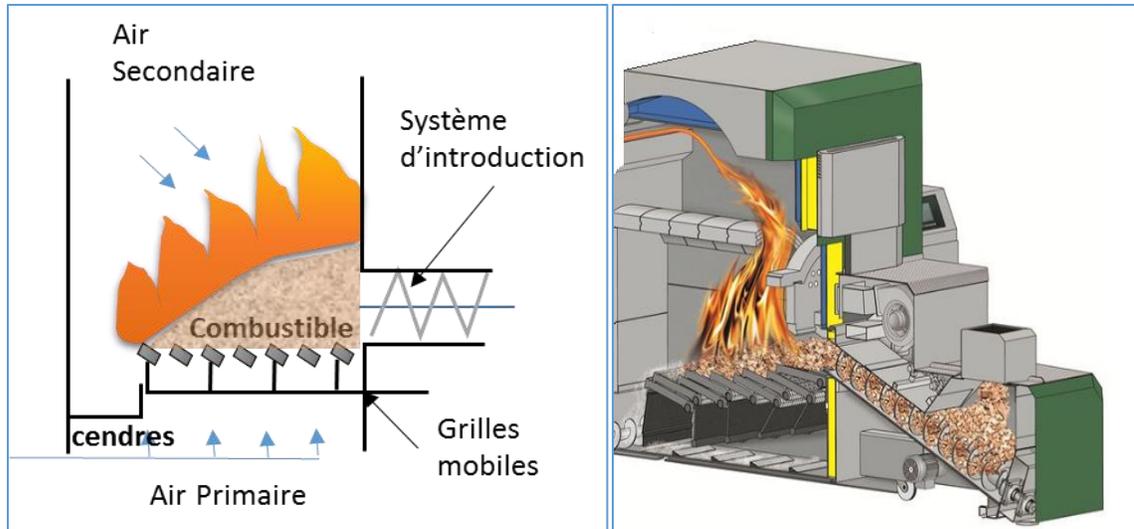


Figure 1.3. Schéma de principe d'un foyer à grilles mobiles

➤ Foyers volcan

Le foyer volcan est souvent lié à une alimentation par un système d'introduction à l'aide duquel le combustible est ramené vers l'enceinte évasée (Figure 1.4). Au niveau de cette l'enceinte, le solide brûle en surface. L'air primaire est injecté autour de lit combustible, alors que l'air secondaire est injecté au-dessus du lit. L'alimentation permet d'assurer le renouvellement du combustible brûlé si bien que la surface de solide en train de brûler reste approximativement constante au cours du temps. Cette technologie est limitée à des petites puissances (< 6 MW) à cause de problèmes liés à la circulation de l'air primaire (difficile au travers d'un tas de solide trop grand). Néanmoins, elle a l'avantage de permettre une maîtrise de la surface de combustible en contact avec les flammes et donc la puissance développée par la chaudière.

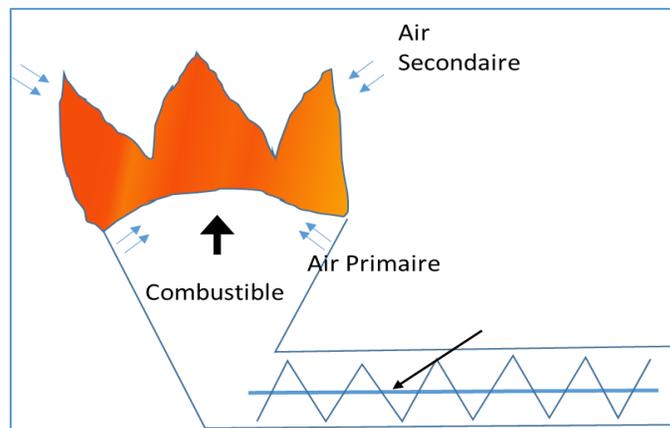


Figure 1.4. Schéma de principe d'un foyer volcan

➤ **Foyer à grilles coniques rotatives [43]**

Ce foyer (Figure 1.5), est une variante à grilles rotatives de forme conique. Le principe d'alimentation en combustible dans la zone de combustion est proche de celui de foyer volcan. Le combustible est transporté à l'aide un système d'introduction dans la chambre de combustion.

La grille formant un « plancher » du four, est une grille mobile. Le mouvement continue de la grille assure un bon mélange entre le combustible frais et celui en combustion, au fur et à mesure que les cendres tombent, au-dessous des grilles dans un bassin d'eau. L'air primaire est dirigé vers la grille et s'écoule à travers des buses situées au niveau de grille. L'air secondaire est injecté dans la zone de combustion à travers des rangées de buses. La figure 1.5 présente une installation à foyer volcan à grilles mobiles avec chambre de combustion verticale. Ce type de foyer peut recevoir des combustibles très humides (jusqu'à 65% d'humidité sur brut), mais de tailles des particules limitées à 5 cm.



Figure 1.5. Schéma d'une installation volcan à grille rotative [43]

3.2 Installations avec un foyer à lit fluidisé

L'idée lit fluidisé repose sur le principe de la fluidisation, qui consiste à mettre en suspension des particules solides sous l'effet d'un courant fluide ascendant ayant une vitesse suffisante pour garder les particules en état d'équilibre. Dans ce processus, la chaleur de combustion résultante est directement absorbée par le lit de particules. Cette énergie thermique stockée dans les particules conduit à une répartition homogène de la température dans tout le lit fluidisé et empêche la formation de pics de température à la surface du lit [42].

La combustion en lit fluidisé est l'un des principaux moyens d'utiliser la biomasse pour la production d'énergie. Les systèmes à lit fluidisé sont utilisés dans un large éventail d'applications industrielles, couvrant de nombreux secteurs, notamment les séchoirs, les fours de grillage, les calcinateurs et les réacteurs dans les industries métallurgiques, chimiques, pétrolières et gazières, et pharmaceutiques.

On peut distinguer deux types de conceptions, à savoir un lit fluidisé à bulles (LFB) et des chambres de combustion à lit fluidisé circulant (CLBC), qui fonctionnent tous deux à une température de lit d'environ 800 ° C.

3.2.1. Foyer à lit fluidisé à bulles (LFB) [15,44]

Dans le processus de combustion LFB, un matériau de grande capacité thermique, tel que le sable, est utilisé comme fluide intermédiaire. Cela permet la combustion stable d'une grande variété de carburants, des carburants riches en humidité aux combustibles peu combustibles. Le carburant est introduit dans un mélange de sable, placé dans la partie inférieure du foyer, qui coule à haute température, permettant une combustion efficace du carburant (figure 1.6. (a)). Ainsi, ce système présente l'avantage de pouvoir disposer de grosses tailles de particules et d'être moins favorable à l'agglomération en raison de la présence de métaux alcalins dans les cendres. Dans ce type de lit, la vitesse de fluidisation est faible et de l'ordre de 1-2 m/s. La taille des particules inertes est de 1 mm, alors que la taille des particules combustibles peut atteindre 80 mm. Dans ce processus, l'injection d'air secondaire au-dessous du foyer est recommandée pour limiter l'émission de NOx.

3.2.2. Foyer à lit fluidisé circulant (LFC) [45]

Les particules fines de combustible partiellement brûlé, de cendres et de matériaux de lit sont entraînées avec les gaz de combustion dans les zones supérieures du four, puis dans un cyclone.

Dans le cyclone, les particules les plus lourdes se séparent du gaz et tombent dans la trémie du cyclone. Ceci retourne au four pour la recirculation. D'où le nom de combustion à lit fluidisé circulant. Les gaz chauds du cyclone passent aux surfaces de transfert de chaleur et sortent de la chaudière (figure 1.6(b)). Pour maintenir la recirculation des particules, la vitesse d'air primaire doit être assez importante (5-10 m/s) et la taille des particules doit être réduite (0,1- 40 mm pour le combustible et 0,2-0,4 mm pour les inertes [46]). Cette technique garantit une turbulence intense et donc un meilleur transfert de chaleur, mais engendre des fumées plus importantes et un coût plus élevé par rapport au technique LFB.

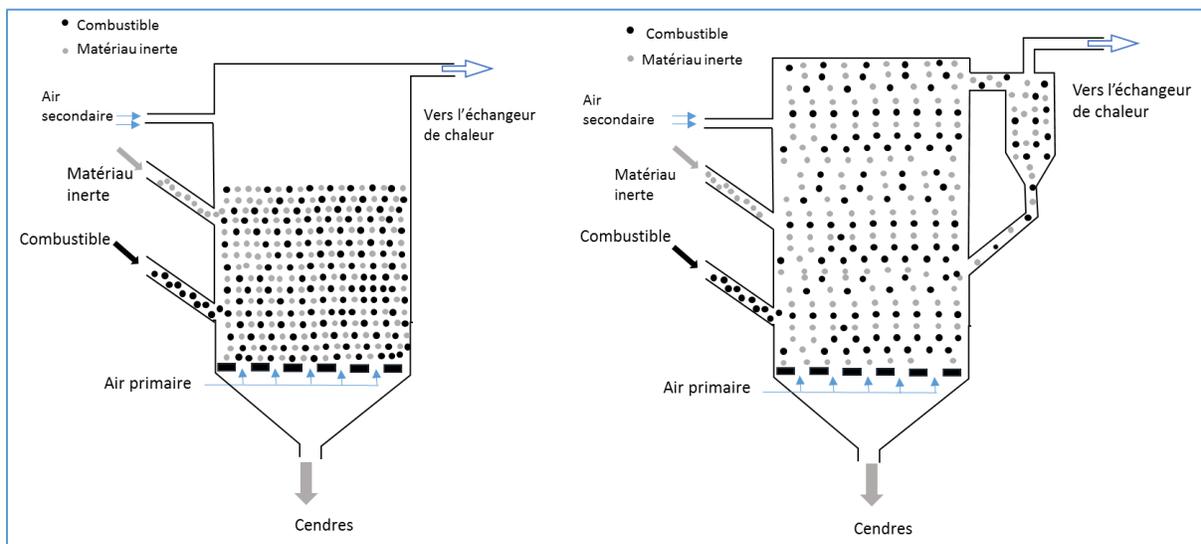


Figure 1.6. Schéma de principe de foyers à lit fluidisé [42] (a) lit fluidisé bouillant (b) lit fluidisé circulant

3.3 Les systèmes de combustion à combustibles pulvérisés [47,48]

Le principe de cette combustion consiste à injecter des particules en suspension fines et assez homogènes dans un écoulement d'air de combustion (air primaire). L'équipement d'une chaudière à biomasse pulvérisée comprend généralement une centrale de pulvérisation et une chambre de combustion (Figure 1.7). Le développement de la flamme se produit dans la chambre de combustion ou l'air secondaire coaxial au jet est injecté. La forme pulvérisée offre plusieurs

avantages, dont les plus importants comprennent une surface exposée beaucoup plus grande et une distribution air-carburant potentiellement plus uniforme (Alwidyan [49]).

Cette méthode garantit un rendement jusqu'à 45% et est capable de produire de grandes quantités d'énergie (>500MW).

De façon générale les combustibles peuvent être des milieux solides, liquides ou gazeux. Le comburant qui oxyde le carburant est généralement l'oxygène de l'air. Ainsi, l'écoulement peut faire intervenir une ou plusieurs phases.

Comme la combustion des gaz fait intervenir plusieurs phénomènes physiques et chimiques, les études qualitatives sont difficiles et compliquées à cause de la formation de plusieurs produits de combustion telle que les cendres et les gaz oxydés.

Il est important, aussi, de citer les travaux de Smoot et Hedman [47] qui ont porté sur l'étude expérimentale des caractéristiques de la combustion de charbon pulvérisé, et ont obtenu la composition du gaz, la vitesse du gaz et des profils de flux radiaux de la masse des particules.

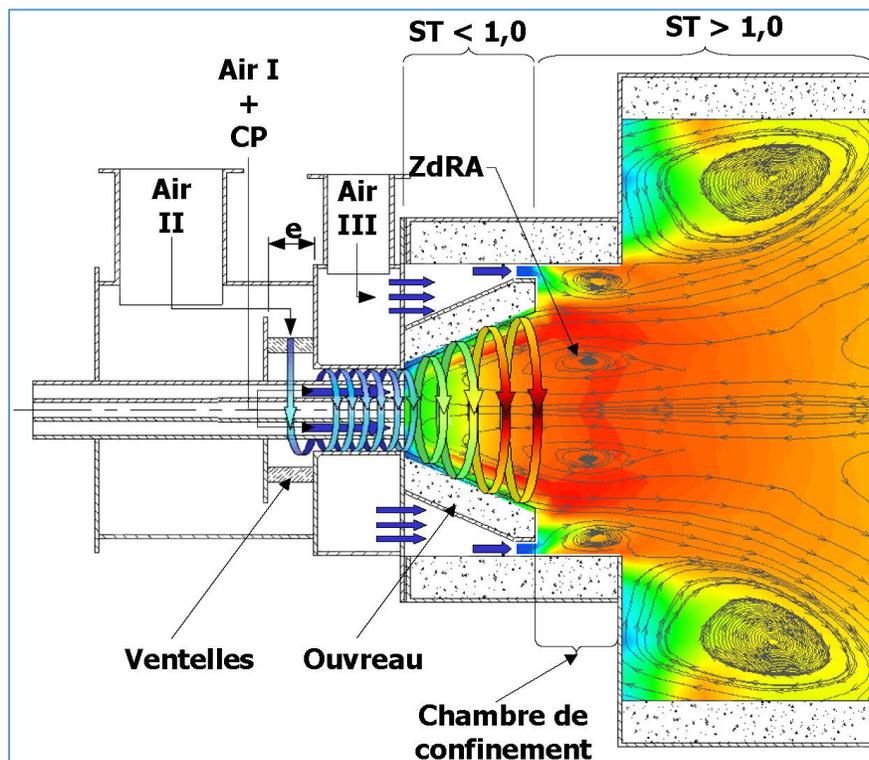


Figure 1.7 Schéma de fonctionnement du brûleur au charbon pulvérisé [47]

Conclusion

L'étude bibliographique que nous avons menée sur les grignons d'olive a montré que ce dernier apparait comme une réponse très intéressante à la demande croissante de protection de l'environnement et d'économies d'énergie grâce à son faible coût, son pouvoir calorifique important, à sa disponibilité et à la possibilité d'utilisation comme source d'énergie renouvelable propre.

L'étude bibliographique sur les technologies de combustion a confirmé que la technique de pulvérisation est privilégiée car elle permet l'amélioration des performances économiques et environnementales des installations thermiques en réduisant la consommation combustible, en augmentant la productivité et en minimisant les émissions de polluants. De plus, le problème de la combustion incomplète des combustibles solides qui entraîne des émissions nocives peut être résolu par l'utilisation de très petites particules.

Cette revue bibliographique permet de préparer l'étude numérique de la combustion des grignons d'olive en utilisant la technique de pulvérisation.

Dans ce chapitre, on a avancé les études bibliographiques liées à l'écoulement des particules solides dans un jet diphasique turbulent. On a explicité les différents processus et équations liées à ce phénomène de combustion.

Chapitre 2

*Traitement des écoulements
diphasiques turbulents réactifs*

Chapitre 2 : Traitement des écoulements diphasiques turbulents réactifs

Introduction

La valorisation des résidus d'olives nécessite la compréhension et l'optimisation des processus de combustion diphasique. La caractérisation des phénomènes de transport des réactifs et de la chaleur nécessite une modélisation des écoulements diphasiques.

Un écoulement diphasique est caractérisé par la présence simultanée d'une phase continue encore appelée phase porteuse (gaz, liquide) et d'une phase présente sous la forme d'inclusions (particules solides, bulles, gouttelettes), appelée phase dispersée. Pour comprendre l'écoulement dans ces domaines, il est primordial de prévoir analyser le comportement des deux phases ainsi que leur interaction. Nous nous intéressons dans notre étude aux écoulements turbulents diphasiques gaz-solide.

Plusieurs études numériques et expérimentales ont été menées afin d'améliorer la compréhension des écoulements diphasiques gaz-particules. Deux approches sont possibles : l'approche « Eulérienne – Eulérienne » et l'approche « Eulérienne – Lagrangienne ».

Dans l'approche « Eulérienne – Eulérienne », appelés encore modèle Eulérien à deux fluides, les phases particulaire et gazeuse sont considérées comme des fluides continus parfaitement interpénétrés, couplés par un terme d'interaction (Kuipers et al [50] ; Gidaspow [51] ; Kuipers& van Swaaij [52]). Les deux phases sont décrites par les équations de la mécanique des milieux continus. La résolution exacte des écoulements diphasiques consiste à résoudre ces équations pour les deux fluides et de coupler les différentes grandeurs par des relations de bilans aux interfaces

pour prendre en compte des échanges de masse, de quantité de mouvement et d'énergie entre les phases.

Dans l'approche « Eulérienne-Lagrangienne », la simulation de la phase gazeuse se fait par la résolution des équations de Naviers-stokes. L'effet de la phase particulaire sur les propriétés de la turbulence et sur l'écoulement moyen est prise en compte à travers des termes sources particulaires et des modèles de fermeture associées aux équations. La simulation de la phase dispersée se fait lorsqu'on suit les particules discrètes le long de leurs trajectoires dans le champ fluide.

Malgré sa capacité de mieux décrire le comportement des particules au cours de leur mouvements, l'approche lagrangienne présente des difficultés numériques et informatiques importantes. En effet, l'approche lagrangienne consiste à suivre chaque particule dans son mouvement et à calculer sa trajectoire par un bilan de forces. Même en regroupant statistiquement les particules en classe, cette méthode demande des énormes ressources calculatoires telles qu'elle reste pour l'instant peu applicable. Ces inconvénients de l'approche Lagrangienne ont motivé la modélisation des jets pulvérisés par des approches « Eulérienne – Eulérienne ». Cette dernière approche semble donc mieux adaptée au traitement de notre problématique.

Ce chapitre est consacré à l'étude de l'écoulement diphasique turbulent réactif par approche eulérienne. Dans une première partie, nous allons définir les grandeurs caractéristiques nécessaires à la simulation des écoulements diphasiques. La deuxième partie de ce chapitre introduire les équations de Navier Stokes moyennées, les modèles de fermeture de type $k-\epsilon$ non linéaire pour la partie dynamique et thermique ainsi que les termes sources. L'influence des particules sur la turbulence sera discutée dans la dernière partie de ce chapitre.

1. Paramètres caractérisant de l'écoulement diphasique

1.1 Temps caractéristiques

1.1.1. Temps de relaxation dynamique d'une particule

C'est le temps nécessaire pour qu'une particule en mouvement dans un fluide réponde aux perturbations du fluide. Le temps de relaxation de particule intervient dans l'équation de la trajectoire de particule lorsqu'on considère seulement l'effet de la force de traînée :

$$\frac{dU_p}{dt} = \frac{1}{\tau_p} (U_f - U_p) \quad (2.1)$$

Lorsque $\rho_p \gg \rho_f$, le temps de relaxation d'une particule sphérique de diamètre d_p s'écrit :

$$\tau_p = \frac{4}{3} \frac{d_p^2 \rho_p}{\mu_f C_D Re_p} \quad (2.2)$$

Le nombre de Reynolds de la particule s'exprime par :

$$Re_p = \frac{\rho_f \|\vec{U}_p - \vec{U}_f\| d_p}{\mu_f} \quad (2.3)$$

Dans le cas des écoulements à faibles nombre de Reynolds particulaire, le coefficient de traînée prend la forme :

$$C_D = \frac{24}{Re_p} \quad (2.4)$$

Ce qui nous amène à écrire le temps de relaxation sous la forme :

$$\tau_p = \frac{\rho_p d_p^2}{18 \mu_f} \quad (2.5)$$

1.1.2. Temps de relaxation thermique d'une particule

Le temps de relaxation thermique d'une particule peut être défini comme le temps nécessaire à la particule pour réagir aux perturbations thermiques du fluide. Si on suppose que le seul mode de transfert de chaleur entre le fluide et la particule est la convection et que la température au sein de la particule est uniforme, le temps de relaxation thermique d'une particule peut s'écrire comme :

$$\tau_{pT} = \frac{\rho_p C_{pp} d_p^2}{6 Nu_p \lambda_f} \quad (2.6)$$

Avec :

C_{pp} : la capacité thermique

Nu_p : le nombre de Nusselt de la particule.

λ_f : la conductivité thermique du fluide.

Dans le cas des écoulements à faibles nombre de Reynolds particulaire : le nombre de Nusselt particulaire prends la valeur 2 et on obtient l'expression suivante du temps de relaxation thermique:

$$\tau_{pT} = \frac{\rho_p C_{pp} d_p^2}{12\lambda_f} \quad (2.7)$$

L'équation traduisant la variation de la température d'une particule au cours de son déplacement est donné par:

$$\frac{dT_p}{dt} = \frac{1}{\tau_{pT}} (T_f - T_p) \quad (2.8)$$

1.2 Longueurs caractéristiques

1.2.1 Echelle de longueur de Kolmogorov

Cette grandeur caractéristique η caractérise la taille des plus petits tourbillons du flux turbulent. Elle s'écrit sous la forme (Chagras [34]):

$$\eta = \left(\frac{v_f^3}{\varepsilon_f} \right)^{\frac{1}{4}} \quad (2.9)$$

L'échelle de temps de Kolmogorov correspondante est (Chagras [34]): :

$$\tau_K = \left(\frac{v_f}{\varepsilon_f} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (2.10)$$

v_f est la viscosité cinématique turbulente de fluide, ε_f est le taux de dissipation turbulente d'énergie.

1.2.2 Micro-échelle de longueur de Taylor

La micro-échelle de Taylor notée λ permet de caractériser le comportement à l'origine des fluctuations de vitesses du fluide. C'est l'échelle de longueur intermédiaire à laquelle la viscosité du fluide a un effet significatif sur la dynamique des structures turbulentes dans l'écoulement. Dans le cas de turbulence isotrope et homogène, la micro-échelle de Taylor peut être exprimée par la relation (2.11)

$$\lambda = \left(\frac{10 v_f \kappa_f}{\varepsilon_f} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (2.11)$$

1.2.3 Paramètres de corrélations entre phases

➤ Nombre de Stokes

Le nombre de Stokes caractérise l'aptitude d'une particule à suivre les fluctuations de l'écoulement fluide ou plus précisément, l'effet de la turbulence sur le mouvement des particules. Il est défini comme le rapport entre le temps de relaxation dynamique des particules et un temps caractéristique des petites tourbillons τ_k ou un temps caractéristique des grandes tourbillons τ_e . Il existe plusieurs définitions pour exprimer ce nombre. Son expression est donnée par la relation (2.12).

$$S_t = \beta \frac{\tau_p}{T_L} \quad (2.12)$$

L'échelle de temps intégrale lagrangienne, notée T_L , représente le temps moyen des fluctuations de particules fluides.

β est fonction de l'intensité de la turbulence et de type de l'écoulement et de. Sa valeur usuelle est de 0,6 (Rambaud et al [53]).

➤ Coefficient de traînée

Dans un cas général d'un écoulement fluide/particules, la vitesse varie entre zéro sur la surface de la particule et sa valeur de vitesse loin de celui-ci. On observe donc des variations de vitesse qui tendent à être atténuées par la viscosité du fluide. La force de traînée traduit les effets de viscosité dans le cas où la vitesse relative entre le fluide et la particule est constante.

$$F_D = \frac{3}{4} \frac{\rho_f}{\rho_p} \frac{m_p}{d_p} C_D (\overline{U}_p - \overline{U}_f) \quad (2.13)$$

Le coefficient de trainée est introduit dans l'expression de la force de trainée par la formule :

$$C_D = \frac{F_D}{\frac{\rho_f}{2} V_R^2 S} \quad (2.14)$$

$V_R = \|\overline{U}_f - \overline{U}_p\|$ étant la norme de vitesse relative entre la particule et le fluide.

$S = \pi d_p^2/4$ désigne le maître couple.

Le coefficient de trainée est calculé à partir de la corrélation empirique standard pour une particule sphérique appuyé sur les résultats expérimentaux reportés par Schlichting [54] comme le montre la figure 2.1.

Pour les Reynolds de particules faibles ($Re_p < 0.5$), les effets visqueux sont dominants et le coefficient de trainée est exprimé par une solution analytique développée par Stokes [55] :

$$C_D = \frac{24}{Re_p} \quad (2.15)$$

Pour les Reynolds de particules plus importants ($0.5 < Re_p < 1000$), les effets inertiels de particules deviennent prépondérants. Clift et al. [56] ont proposé une extension semi-empirique estimée à partir des résultats expérimentaux. Les expressions les plus connues dans ce marge de valeurs de Reynolds sont données par :

Pour $Re_p < 700$, l'expression de Schiller et Naumann [57] :

$$C_D = \frac{24}{Re_p} (1 + 0.15 Re_p^{0.0687}) \quad (2.16)$$

pour $Re_p < 50000$, l'expression de Morsi et Alexander [58] :

$$C_D = \frac{\kappa_1}{Re_p} + \frac{\kappa_2}{Re_p^2} + \kappa_3 \quad (2.17)$$

Pour $Re_p \gg 1000$, le coefficient de trainée devient constant:

$$C_D = 0.44 \quad (2.18)$$

Ce régime est désigné comme un régime newtonien.

Les constantes k_1 , k_2 et k_3 sont données par le tableau 2.1

Tableau 2. 1 : Valeurs des constantes selon la corrélation de Morsi et Alexander [58]

Re_p	K_1	K_2	K_3
<0.1	24	0	0
0.1-1	22,73	0,0903	3,69
1-10	29,167	-3,889	1,122
10-100	46,5	-116,67	0,6167
10^2-10^3	98,33	-2778	0,3644
$10^3-5 \cdot 10^3$	148,62	$-4,75 \cdot 10^4$	0,357
$5 \cdot 10^3-10^4$	-490,546	$57,87 \cdot 10^4$	0,46
$10^4-5 \cdot 10^4$	-1662,5	$5,4167 \cdot 10^6$	0,5191

Les variations de coefficient de trainée C_D en fonction de Re_p selon les différentes corrélations sont représentées sur la figure 2.1.

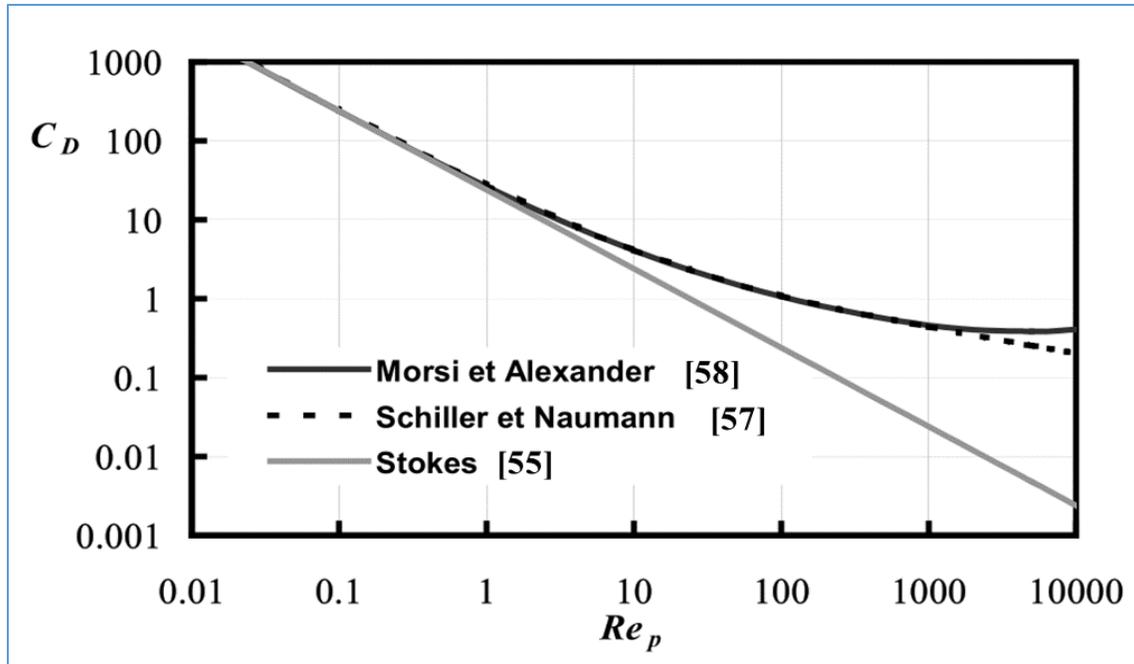


Figure 2. 1 : Coefficient de traînée en fonction de Re_p selon les différentes corrélations

➤ **Fraction volumique de solide**

La fraction volumique α_p de la phase particulaire caractérise le volume de particules dans une unité de volume de fluide, elle s'exprime par :

$$\alpha_p = \vartheta_p n_p = \frac{\pi D_p^3}{6} n_p \quad (2.19)$$

n_p est le nombre de particules présentes dans une unité de volume. Cette fraction est introduite pour caractériser l'interaction entre les phases.

➤ **Taux de chargement**

Le taux de chargement indique le rapport de débit massique des particules q_{mp} et celui de fluide q_{mf} . Il s'exprime par (Moissette [59]):

$$\phi = \frac{q_{mp}}{q_{mf}} = \frac{\int_S \alpha_p \rho_p U_p dS}{\int_S (1 - \alpha_p) \rho_f U_f dS} \quad (2.20)$$

2. Modélisation

La résolution numérique des équations de l'écoulement en modélisation Euler-Euler (équations 2.21-2.43) est effectuée par la méthode des volumes finis, dans laquelle le couplage et la correction de la vitesse et de la pression sont appliqués pour ces jets diphasiques. La discrétisation des termes convectifs a été réalisée avec un schéma Upwind de deuxième ordre. Selon Simonin et Viollet [60], tout mélange diphasique peut être considéré comme l'union de deux phases continues, séparées par une interface très fine représentant le siège d'interaction entre les deux phases. Le code développé permet la présence de deux phases dans un volume de contrôle de la grille numérique, en introduisant la fraction volumique de chaque phase. Les équations de conservation de masse et de quantité de mouvement sont résolues séparément pour chaque phase. Les équations basées sur le modèle de force de traînée pour l'interaction entre phases ont été incluses. Des sous-programmes appropriés ont été écrits et associés au code pour prendre en compte les réactions chimiques (dévolatilisation et oxydation de la biomasse) dans le cas de l'écoulement réactif.

2.1 Modélisation de la phase fluide

2.1.1 Équation de conservation de la masse

Considérons un fluide de masse volumique ρ_f , de vitesse U_{fi} et de fraction volumique dans le mélange α_f on écrit l'équation de conservation de la masse :

$$\frac{\partial}{\partial x_i}(\alpha_f \rho_f U_{fi}) = 0 \quad (2.21)$$

2.1.2 Equation Conservation des espèces chimiques gazeuses

L'équation de conservation des espèces chimiques gazeuses est donnée par la relation suivante :

$$\frac{\partial}{\partial x_i}(\alpha_f \rho_f u_{fi} Y_{ik}) = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\alpha_f \rho_f D_f \frac{\partial Y_{ik}}{\partial x_i} \right) + \dot{\omega}_k \quad (2.22)$$

Y_{if} est la fraction massique de la phase gazeuse et D_{Yn} et $\dot{\omega}_k$ sont la diffusivité et le taux de réaction de l'espèce k.

2.1.3 Équations de conservation de la quantité de mouvement

L'équation de conservation de la quantité de mouvement est donnée par la relation suivante :

$$\frac{\partial}{\partial x_i} (\alpha_f \rho_f \bar{U}_{fi} U_{fj}) = -\alpha_f \frac{\partial \bar{P}}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\alpha_f \mu_f \left(\frac{\partial U_{fi}}{\partial x_j} + \frac{\partial U_{fj}}{\partial x_i} \right) \right) + \frac{\partial}{\partial x_i} (\alpha_f \mu_f (U_{fi} U_{fj})) + \alpha_f \rho_f g_i + S_{ui} \quad (2.23)$$

Avec la viscosité turbulente est déterminée par l'expression suivante :

$$\nu_{tf} = C_\mu \frac{\kappa_f^2}{\varepsilon_f} \quad (2.24)$$

2.1.4 Équation de l'énergie cinétique turbulente et le taux de dissipation

Le modèle standard k-ε peut être utilisé pour modéliser la turbulence de la phase continue quand l'espacement moyen et la taille des particules sont plus petits que les échelles caractéristiques des structures porteuses d'énergie (Viollet [61], Rodi [62]). Ce modèle peut être appliqué aux écoulements diphasiques en utilisant des termes sources additionnels qui prennent en considération les échanges de quantité de mouvement entre les différentes fluctuations (Simonin et Viollet [60] ; Elghobashi et Abou-Arab [63]). Les équations de transport de l'énergie cinétique et de taux de dissipation s'expriment alors :

$$\alpha_f \rho_f U_{fj} \frac{\partial \kappa_f}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\alpha_f \rho_f \left(\nu_f + \frac{\nu_{tf}}{\sigma_\kappa} \right) \frac{\partial \kappa_f}{\partial x_j} \right) + \alpha_f \rho_f \langle u_{fi} u_{fj} \rangle \frac{\partial U_{fj}}{\partial x_j} - \alpha_f \rho_f \varepsilon_f + S_{pk} \quad (2.25)$$

$$\alpha_f \rho_f U_{fj} \frac{\partial \varepsilon_f}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\alpha_f \rho_f \left(\nu_f + \frac{\nu_{tf}}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon_f}{\partial x_j} \right) + \alpha_f \rho_f \frac{\varepsilon_f}{\kappa_f} \left(C_{\varepsilon 1} f_1 \langle u_{fi} u_{fj} \rangle \frac{\partial U_{fj}}{\partial x_j} - C_{\varepsilon 2} f_2 \varepsilon_f \right) + S_{p\varepsilon} \quad (2.26)$$

$$\langle u_{fi} u_{fj} \rangle = \frac{2}{3} \kappa_f \delta_{ij} - \nu_{tf} \left(\frac{\partial U_{fi}}{\partial x_j} + \frac{\partial U_{fj}}{\partial x_i} \right) \quad (2.27)$$

Les constantes du modèle κ-ε sont dressées dans le tableau.2.2 :

Tableau 2.2 : constantes du modèle κ-ε

C_μ	$C_{\varepsilon 1}$	$C_{\varepsilon 2}$	σ_κ	σ_ε
0.09	1.44	1.92	1.00	1.33

2.1.5 L'équation d'énergie de la phase gazeuse

L'équation d'énergie en termes de température T_f de la phase gazeuse est :

$$\rho_f C_{pf} \left(u_{fj} \frac{\partial T_f}{\partial x_j} \right) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\kappa_f \frac{\partial T_f}{\partial x_j} \right) - \varphi_{conv} + \Delta H_f \quad (2.28)$$

Où C_{pf} , λ_f , φ_{conv} et ΔH_f sont, respectivement, la chaleur spécifique, conductivité thermique, le terme source de chaleur due à la convection et la chaleur de la réaction chimique du fluide.

2.2 Modélisation de la phase solide

2.2.1 Equation de conservation de nombre de particules

L'équation de conservation de nombre de particules est donnée par la relation suivante :

$$\frac{\partial}{\partial x_i} (n_p U_{pi}) = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\frac{v_p}{\sigma_p} \frac{\partial n_p}{\partial x_i} \right) \quad (2.29)$$

2.2.2 Équations de conservation de la quantité de mouvement

L'équation de conservation de la quantité de mouvement est donnée par la relation suivante :

$$\frac{\partial}{\partial x_i} (n_p U_{pj} U_{pi}) = n_p g_i + \frac{\partial}{\partial x_j} \left(n_p v_p \left(\frac{\partial U_{fi}}{\partial x_j} + \frac{\partial U_{fj}}{\partial x_i} \right) \right) + \frac{\partial}{\partial x_i} \left[\frac{v_p}{\sigma_p} \left(U_{pj} \frac{\partial n_p}{\partial x_i} + U_{pi} \frac{\partial n_p}{\partial x_j} \right) \right] + S_{upi} \quad (2.30)$$

Les quantités de turbulence pour la phase solide ont été obtenues à l'aide du modèle algébrique de Hinze-Tchen [64] de dispersion de particules par turbulence homogène.

$$\kappa_p = \kappa_f \left(1 + \frac{\tau_p}{\tau_T} \right)^{-2} \quad (2.31)$$

La phase solide est supposé une phase continue dans la méthode eulerienne-eulerienne, le coefficient de la viscosité de la phase dispersée est rapprochée par la formule[63]:

$$\nu_p = \nu_{tf} \left(\frac{\kappa_p}{\kappa_T} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (2.32)$$

2.2.3 Equation de conservation d'énergie de la phase solide

L'équation de conservation de l'Equation de conservation d'énergie de la phase solide est donnée par la relation suivante :

$$\rho_p C_{pp} \left(u_{pj} \frac{\partial T_{pi}}{\partial x_j} \right) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\frac{\lambda_p}{C_{pp}} \frac{\partial T_{pi}}{\partial x_j} \right) + \varphi_{conv} \quad (2.33)$$

Où C_{pp} et ΔH_p sont, respectivement la chaleur spécifique solide et la chaleur de réaction chimique.

2.2.4 Equation de conservation des espèces solides

L'équation de conservation des espèces solides est donnée par la relation suivante :

$$\frac{\partial}{\partial x_j} (\rho_p U_{pi} Y_{ip}) = S_{ip}^Y \quad (2.34)$$

Où S_{ip}^Y est un terme source dû aux réactions chimiques. Ce terme explique le transfert de masse des espèces dû à des réactions à la fois homogènes et hétérogènes.

3. Termes sources

3.1. Termes sources dans les équations de conservation de la quantité de Mouvement

Le terme traditionnel S_{pui} introduit dans l'équation de conservation de quantité de mouvement de la phase gaz traduit les échanges de quantité de mouvement entre la phase particulaire et la phase continue dans les interfaces. Pour des intégrations sans changement des phases, le terme source devient :

$$S_{ui} = \frac{\alpha_f \rho_p}{\tau_p} (U_{pi} - U_{fi}) \quad (2.35)$$

$$S_{up_i} = \frac{n_p}{\tau_p} (U_{fi} - U_{pi}) \quad (2.36)$$

3.2. Termes sources relatifs à la modélisation de la turbulence

La formulation standard des termes sources repose sur l'hypothèse d'équilibre local qui suppose que l'énergie cinétique turbulente produite dans le sillage des particules est immédiatement dissipée. Dans l'équation de l'énergie cinétique turbulente du fluide k , cette hypothèse aboutit à la formulation classique rencontrée dans la littérature (Berlemont et al.[65]) :

$$S_{pk} = \frac{\alpha_p \rho_p}{\tau_p} \left(|U_{pi} - U_{fi}|^2 + |\kappa_p - \kappa_f| \right) \quad (2.37)$$

$$S_{p\varepsilon} = \frac{\varepsilon}{\kappa} C_3 S_{pk} = C_3 \frac{\varepsilon}{\kappa} \frac{\alpha_p \rho_p}{\tau_p} \left(|U_{pi} - U_{fi}|^2 + |\kappa_p - \kappa_f| \right) \quad (2.38)$$

3.3. Termes sources de l'équation d'énergie

Le terme source de chaleur dû à la réaction chimique s'écrit :

$$\Delta H_f = - \sum_{k=1}^r \Delta h_{f,k}^0 \dot{\omega}_k \quad (2.39)$$

Le terme source de chaleur due aux échanges convectifs gaz-particules

$$\varphi_{con} = -h_{con} (T_p - T_f) \quad (2.40)$$

Les coefficients de transferts thermiques gaz-solide h_{conv} est donné par Ranz et Marshall [66].

$$h_{conv} = \frac{Nu_p \lambda}{d_p} = \frac{(2 + 0.6 Re_p^{0.5} Pr^{0.33}) \lambda}{d_p} \quad (2.41)$$

Le nombre de Nusselt particulaire s'écrit :

$$Nu_p = \frac{h d_p}{\lambda} = 2 + 0.6 Re_p^{1/2} Pr^{1/3} \quad (2.42)$$

3.4 Termes sources dans l'équation de conservation de la masse des espèces chimiques

Le taux net des r réactions $\dot{\omega}_k$ est la somme des taux $\dot{\omega}_{kj}$ de chaque réaction j pondérés par les coefficients stoechiométriques ν_{kj} :

$$\dot{\omega}_k = \sum_{j=1}^r \nu_{kj} R_j \quad (2.43)$$

Où R_j est le taux net d'avancement de la réaction j .

4. Modèle des écoulements turbulents réactifs

4.1. Modélisation de la turbulence

Le modèle de turbulence standard κ - ε est un modèle généralement recommandé pour la modélisation de la turbulence et a été appliqué pour des applications industrielles. Ce modèle est disponible dans la plupart des codes CFD [66]. Malgré diverses limitations qui ont été trouvées au cours de la dernière décennie, il est communément admis que le modèle k - ε donne généralement des calculs réalistes dans la plupart des situations CFD.

4.2. Modélisation de la cinétique chimique

4.2.1. Processus de combustion des particules solides

Les processus impliqués dans la combustion des particules sont complexes. Selon le type de combustible, la taille des particules, les vitesses relatives de chauffage, de décomposition et de transfert d'oxygène, le dégagement de volatiles et la combustion du solide peuvent se produire à des étapes distinctes ou simultanément [67]. Il existe de nombreux modèles mathématiques de divers types de systèmes de combustion de particules. Beaucoup d'auteurs se sont intéressés par la combustion des particules de biomasse [68-70] et des revues spécifiques sur les mécanismes impliqués dans la combustion de charbon et les réactions associées ont été données par Ranzi [71], Debiagi [72], Larfeldt [73] et Galgano [74].

La combustion de la plupart des combustibles solides implique deux grandes étapes :

- i. La décomposition thermique (pyrolyse, dévolatilisation) qui se produit au cours de premier chauffage: quand une particule solide est injectée dans un écoulement des gaz chauds, sa température augmente jusqu'à une valeur où commence la libération des gaz volatiles. La libération rapide de la matière volatile se produit parallèlement à un changement drastique de la morphologie ainsi que la structure moléculaire de la matière solide restant, appelé résidu ou coke. Ainsi, la particule subit une décomposition thermique qui donne lieu à la formation de produits gazeux (CO , CO_2 , H_2 , H_2O), liquides (hydrocarbures et goudrons) et solides (charbon actif, charbon brut et cendres).
- ii. L'oxydation homogène commence quand les gaz volatiles s'oxydent aux contact des gaz libérés par la particule. Une réaction hétérogène suit et implique l'attaque directe de l'oxygène sur le carbone à la surface de la particule. La cinétique de combustion du solide dépend en partie de la taille de la particule de la biomasse et la nature de sa structure de pores.

Donc, on peut résumer la combustion de biomasse pulvérisé en ces trois phénomènes qui se déroulent lors de la combustion de solides : la dévolatilisation, l'oxydation des gaz volatiles et l'oxydation hétérogène du résidu carbone (Figure 2.2).

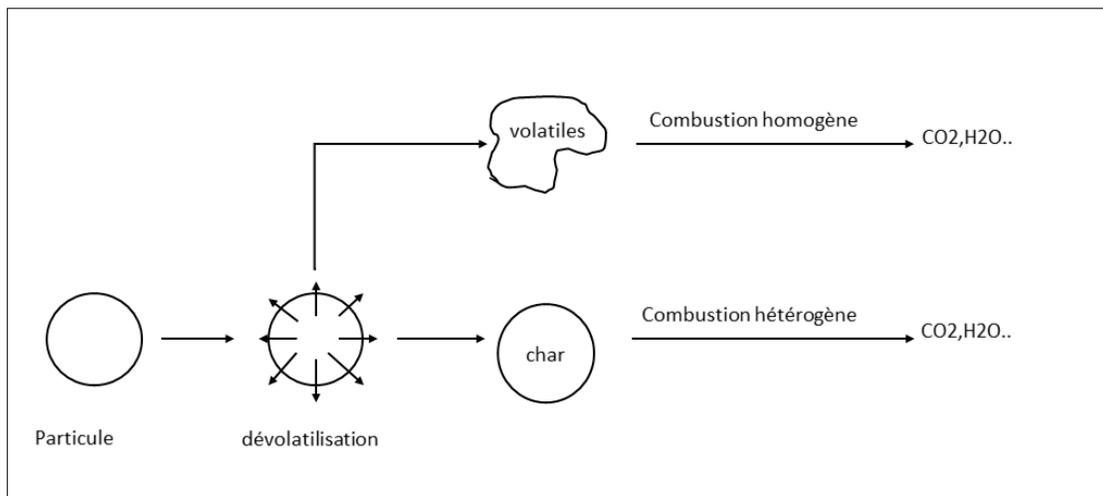


Figure 2.2: processus de combustion des particules solides

Des auteurs tels que Elfasakhany[75] ont étudié la structure de la flamme de combustion des particules de la biomasse et quatre zones de flamme ont été considéré:

- **Zone de préchauffage** Initialement, la flamme chauffe les particules dans une zone de gaz frais. Dans cette zone, l'évolution des compositions gazeuses environnantes (principalement l'air) est assez faible.
- **Zone de séchage et de dévolatilisation endothermique** Au début de cette zone, la particule perd son humidité et bientôt devient si chaude que sa structure commence à changer, c'est-à-dire que la dévolatilisation commence et, à son tour, la composition du gaz environnant et changement de température, avec des gaz combustibles (tels que goudron, CO et H₂) et des gaz inertes (tels que vapeur d'eau et CO₂) dans le mélange gaz/air. Dans cette zone, la température du mélange gazeux augmente le long de la direction aval du four en raison du transfert de chaleur notamment la conduction de la zone de réaction et de la zone post-flamme en aval.
- **Zone de réaction** La température du mélange de gaz combustible et d'air atteint la température d'inflammation et des réactions d'oxydation volatiles exothermiques se produisent avec un dégagement de chaleur rapide. La température de la flamme est la plus élevée dans cette zone. Les gaz volatils sont consommés dans cette zone. La combustion des volatiles se produit, laissant un solide poreux composé principalement de carbone. Le résidu carboné restant après le processus de dévolatilisation est consommé par des réactions hétérogènes de combustion et de gazéification. Elle est régie par la diffusion des oxydants (O₂, CO₂, H₂O) à la surface du carbone et par la cinétique de réaction de surface. Elle a généralement lieu après la fin du processus de dévolatilisation. La combustion du résidu carboné n'a lieu que lorsque l'oxygène est disponible, à condition que la température dans la zone de combustion soit suffisamment élevée pour l'inflammation. La combustion du résidu carboné produit du monoxyde de carbone (CO) et du dioxyde de carbone (CO₂) (Alganash [76]). Le temps de réaction de la combustion du résidu carboné est de l'ordre de quelques secondes, supérieur à environ 50 millisecondes du temps de réaction de dévolatilisation, ce qui indique que c'est la combustion du résidu carboné qui domine la combustion solide en aval d'un four de chaudière.
- **Zone « post-flamme »** dans laquelle tous les volatils et le résidu carboné ont été oxydés. Étant donné que la quantité d'oxygène est limitée à un volume spécifié, la concentration en oxygène diminuera jusqu'à zéro au fur et à mesure que la combustion des particules se

poursuivra. La température du gaz diminue dans cette zone, en raison de la perte de chaleur par transfert thermique.

4.3. Modèle Eddy Dissipation

Pour modéliser les réactions homogènes (combustion de CO et d'hydrocarbures), nous avons utilisé le modèle de combustion contrôlée par la turbulence, le modèle Eddy Dissipation (Magnussen et Hjertager [77]), qui modélise l'interaction turbulence-chimie. Selon ce modèle, le taux de production de l'espèce i est donné par :

$$R_i = \min \left[v'_i M_{w,i} A \rho \frac{\varepsilon}{\kappa} \min \left(\frac{Y_R}{v'_R M_{w,R}} \right), v'_i M_{w,i} A B \rho \frac{\varepsilon}{\kappa} \frac{\sum P Y_P}{\sum_J^N v''_j M_{w,j}} \right] \quad (2.44)$$

où A et B sont les constantes du modèle ($A = 4$ et $B = 0,5$) et représentent le coefficient stœchiométrique du réactif i et du produit j en réaction, M_w est le poids moléculaire, Y_R et Y_P sont les fractions massiques des espèces de réactifs et de produits, respectivement.

5. Interaction particule-turbulence

La turbulence est un phénomène qui se produit lorsque les gradients de vitesse sont importants. Elle est caractérisée par la présence des structures de tailles différentes qui interagissent entre elles. Elle présente un caractère dissipatif (présence de la viscosité), un caractère diffusif et une irrégularité dans le temps et dans l'espace. La turbulence a fait l'objet de plusieurs études du fait de leur très importante persistance et de leur distribution caractéristique dans l'écoulement.

Lors des premières études sur des jets turbulents chargés de particules, il a été découvert que la présence de particules solides conduisait à la modulation de la turbulence du fluide porteur (Hetsroni et Sokolov [78]; Laats et Frishman [79]). Cet effet se manifeste non seulement dans la modulation de l'intensité de la turbulence, mais aussi dans la modification des spectres d'énergie, on a distingué principalement une diminution des composantes spectrales à haute fréquence et une modification correspondante de la distribution de l'énergie des fluctuations.

Hetsroni [80] a étudié l'interaction entre les particules solides et la turbulence du fluide porteur. Un examen des données expérimentales a confirmé les considérations théoriques suggérant que

les particules à faible nombre de Reynolds entraînent la suppression de la turbulence, tandis que les particules à nombre de Reynolds élevé entraînent une augmentation de la turbulence due à la perte de sillage.

Gore et Crowe[81] ont récapitulé les travaux de divers chercheurs et proposé un modèle physique simple pour expliquer l'augmentation ou la diminution de l'intensité turbulente causée par l'ajout de particules. (fig2.3)

Dans le but de proposer une classification de l'effet des particules sur le fluide, ces auteurs ont résumé plusieurs résultats expérimentaux et ont défini un paramètre critique qui est le rapport du diamètre des particules à une longueur caractéristique de fluide porteur turbulent , d_p / L_e , comme le montre le figure 2.3. L'échelle de longueur associée à la phase fluide, L_e , est l'échelle de longueur intégrale ou la longueur caractéristique du tourbillon le plus énergétique en présence d'une seule phase.

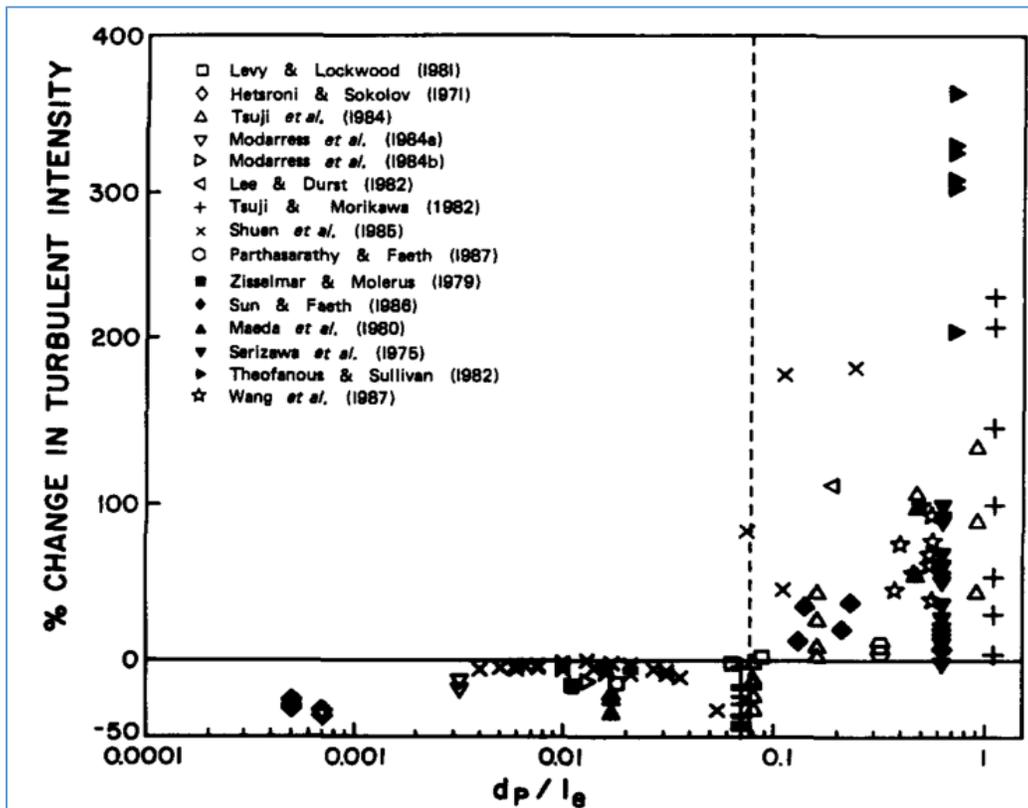


Figure2.3. Taux de changement de l'intensité turbulente selon l'échelle d_p / L_e (Gore & Crowe, [70])

Il ont trouvé que pour le rapport $d_p / L_e < 0.08$, la turbulence a diminué, alors qu'au contraire, pour un rapport $d_p / L_e > 0.08$, il y a eu une augmentation de la turbulence. Ce résultat montre que la turbulence est réduite par les particules de petite taille et augmentée par les particules de taille plus ou moins importante.

Récemment Alpatro [35] a étudié un écoulement diphasique turbulent dans un jet coaxial. De même, il a trouvé que la présence de particules de petites tailles diminue la turbulence. Du fait que les plus petites inclusions sont plus petites que les tourbillons énergétiques turbulents, ils suivent donc les tourbillons. Une partie de l'énergie du tourbillon est transmise aux particules, par le biais de la force de traînée, pour les déplacer. Par conséquent, l'énergie turbulente des tourbillons se réduit et une atténuation turbulente se produit.

Conclusion

Ce chapitre permet de faire le point sur les paramètres caractéristiques de l'écoulement gaz-particules turbulents réactifs. Les différents travaux menés à ce sujet mettent en évidence la diversité des paramètres qui peuvent influencer le comportement de la phase fluide et de la phase particulaire en écoulements diphasiques. Dans le cas d'un écoulement gaz-solide, l'ajout de particules au sein du champ fluide modifie à la fois le comportement dynamique (profils de vitesses, énergie cinétique turbulente) et la thermique de l'écoulement. La mise en équations de modèle diphasique par le modèle eulérien et l'exposition détaillée de modèle cinétique est d'une grande importance pour la modélisation des écoulements diphasiques.

Chapitre 3

*Simulation numérique d'un jet
chargé de particules solides*

Chapitre 3 : Simulation numérique d'un jet chargé de particules solides

Introduction

Les écoulements turbulents gaz-particules ont de nombreuses applications allant des systèmes de transport pneumatique aux gazéificateurs de biomasse. Ces écoulements sont très complexes et influencés par divers phénomènes physiques, tels que les interactions particule-turbulence, les forces de traînée, les forces gravitationnelles, visqueuses et de portance, etc. Une compréhension fondamentale de l'interaction des particules avec l'écoulement turbulent est nécessaire pour l'optimisation des processus et l'amélioration des performances.

Plusieurs autres travaux expérimentaux et théoriques se sont intéressés aux écoulements de particules dans les jets turbulents.

Kartushinsky et al. [82] ont étudié expérimentalement et numériquement les écoulements turbulents chargés de particules dans les conduites. Les auteurs ont appliqué le modèle eulérien-eulérien pour étudier le comportement dynamique des fluides et ont constaté que la différence entre les vitesses moyennes des particules et des fluides eulériens diminuait vers zéro près de la paroi, à la fois en amont et en aval.

Lin et al. [83] ont étudié les effets des particules sur les écoulements turbulents dans une conduite carrée et ont trouvé que, sous un gradient de pression prescrit, la présence de particules atténue la vitesse apparente ainsi que l'intensité de la turbulence, et que tous les effets induits par les particules s'intensifient avec l'augmentation de la fraction volumique du volume de particules et la diminution de la taille des particules.

Ofei et al. [84] ont utilisé le modèle à deux fluides eulérien-eulérien pour étudier l'influence de la taille des particules et de la fraction volumique sur la distribution radiale de la concentration et la vitesse des particules. Le modèle k-epsilon a été adopté pour modéliser la turbulence. Ils ont constaté que les profils de concentration de grosses particules dépendaient principalement de la

fraction volumique de particules et que les fines particules se déplaçaient plus rapidement que les grosses.

Kabeel A.E. et al. [85] ont étudié le comportement de l'écoulement turbulent de gaz chargé de particules solides et ont examiné l'effet de paramètres significatifs qui influencent les interactions entre les deux phases, tels que la taille des particules, le taux de chargement. Ils ont conclu que l'intensité de turbulence est proportionnelle à la taille des particules et ont constaté que la forme, la densité et la taille des particules altéraient considérablement les caractéristiques de la turbulence.

Les travaux antérieurs portaient sur l'effet de la présence de particules sur la turbulence des fluides. Patro et al. [35] ont étudié les modulations des structures d'écoulement et les caractéristiques turbulentes de l'écoulement gazeux dues aux particules solides dans un écoulement diphasique confiné. Les tailles de particules étaient de l'ordre de 30 μm à 2 mm, ils ont trouvé que les petites particules atténuent la turbulence, tandis que les plus grosses augmentent la turbulence dans le jet.

Hishida et al. [86] ont étudié les jets diphasiques turbulents tridimensionnels chargés de particules et ont constaté que la présence de particules réduit les fluctuations de la vitesse du gaz et la contrainte de cisaillement de Reynolds d'un écoulement diphasique turbulent d'air et de particules solides dans un jet rond.

Gore et Crowe [81] ont étudié l'impact de taille des particules sur un écoulement diphasique dans une conduite et ont donné une classification des jets selon le rapport entre le diamètre des particules dp et une échelle de longueur caractéristique de la turbulence. Ils ont conclu que l'énergie cinétique de l'écoulement peut être augmentée avec un chargement de grosses particules et diminue avec les petites. D'après d'autres études, le comportement des écoulements gaz solide dans les conduites est fortement lié aux formes géométriques et aux paramètres caractéristiques des particules telles que la taille, la masse volumique et le taux de chargement massique. (Levy et al. [87], Aroussi et Al. [88], Borsuk et Al [89], Dobrowolski et Al [90], Aissa et Al. [91], Ahmed et Elghobashi [92])

Récemment, Ardekani et al. [93] ont réalisé des simulations d'écoulement dans des canaux turbulents avec des particules allant jusqu'à une fraction volumique de 15%. Ils ont démontré que la présence de la suspension de particules sphériques augmente l'activité de turbulence pour des fractions volumiques inférieures à 20%.

Zade et al. [94] ont examiné l'écoulement turbulent d'une suspension de particules dans une conduite carrée et ont conclu que les profils de vitesse moyenne semblaient plus larges pour les grosses particules et que les fluctuations étaient plus intenses pour les plus petites.

Boivin et al. [95] ont étudié la modulation de la turbulence isotrope par les particules par la méthode de simulation numérique directe (DNS) en utilisant des taux de chargement ϕ compris entre 0 et 1. Ils ont constaté que les particules dissipaient de plus en plus l'énergie cinétique du fluide et que, lorsque le taux de chargement augmentait, la turbulence diminuait par la suite.

Les écoulements coaxiaux et symétriques chargés de particules ont également été étudiés de manière expérimentale et numérique [96-97]. Dans ce chapitre, il est proposé d'étudier numériquement le comportement dynamique d'un écoulement diphasique et d'analyser l'effet du taux de chargement et la taille des particules sur les écoulements de gaz et la turbulence. On a adopté l'approche eulérienne-eulérienne pour modéliser la phase solide et le modèle k- ϵ pour la turbulence. Les équations de Naviers-Stokes ont été appliquées et discrétisées avec la méthode des volumes finis et calculées avec le code FORTRAN. Les modulations des structures d'écoulement et les caractéristiques turbulentes de l'écoulement de gaz dues aux particules solides avec différentes tailles et taux de chargement de particules sont étudiées.

1. Modèle mathématique

1.1 Procédure numérique

Le domaine de calcul est cylindrique. La résolution numérique est faite par la Méthode de Volume Fini (MVF) décrite par Pathankar [98]. Elle exige tout d'abord la discrétisation des équations aux dérivées partielles et les conditions aux limites. Ainsi, le domaine est divisé en un nombre fini de volumes de contrôle indépendants entre eux. Le couplage vitesse-pression est résolu grâce à l'algorithme SIMPLE (Semi-implicite-Method for Pressure-Linked-Equations). Le maillage non uniforme et s'étendant progressivement selon les directions longitudinale et transversale a été adopté en simulation numérique. Le maillage le plus compatible dans notre cas correspond à $N_i \times N_j = 120 \times 80$ nœuds de discrétisation.

1.2 Équations gouvernantes

Le modèle numérique résout les équations standards de conservation de la masse, de quantité de mouvement dans la géométrie d'un brûleur coaxial. Le modèle κ - ε présenté par Launder et Spalding [100] est utilisé pour modéliser l'énergie cinétique turbulente κ et le taux de dissipation de l'énergie cinétique ε .

Les équations qui régissent la description eulérienne d'écoulements gaz-solide dilués et turbulents suivent celles données par Bolio [101].

2. Résultats & interprétations

2.1 Validation

2.1.1 Validation jet monophasique

2.1.1.1 Configuration de jet

Pour tester la fiabilité de notre outil de simulation les résultats obtenus sont comparés avec les résultats de l'étude expérimentale de Khodadadi et Vlachos [102] dans une chambre de combustion à deux jets coaxiaux. Ces auteurs ont effectué une étude numérique et expérimentale des variations de vitesse et fluctuations d'un mélange turbulent d'un jet coaxial dans une conduite avec des conditions d'entrée bien définis. Le jet central, de rayon R_1 consiste à l'air injecté à une vitesse V_1 et à la température T_1 . Le jet annulaire, de rayon R_2 , est un jet d'air injecté à la vitesse V_2 et à la température T_2 , dans une chambre de combustion avec des parois isothermes (Figure 3.1.). Les conditions d'entrée sont récapitulées dans le Tableau 3.2.

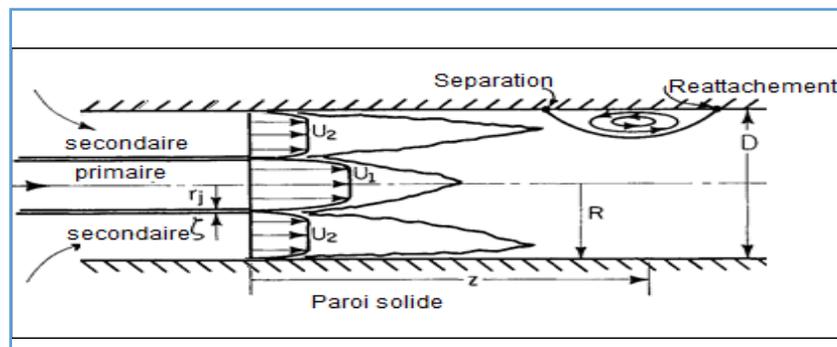


Figure 3.1. Configuration de jet [102]

Tableau 3.1 : Conditions d'entrée [101]

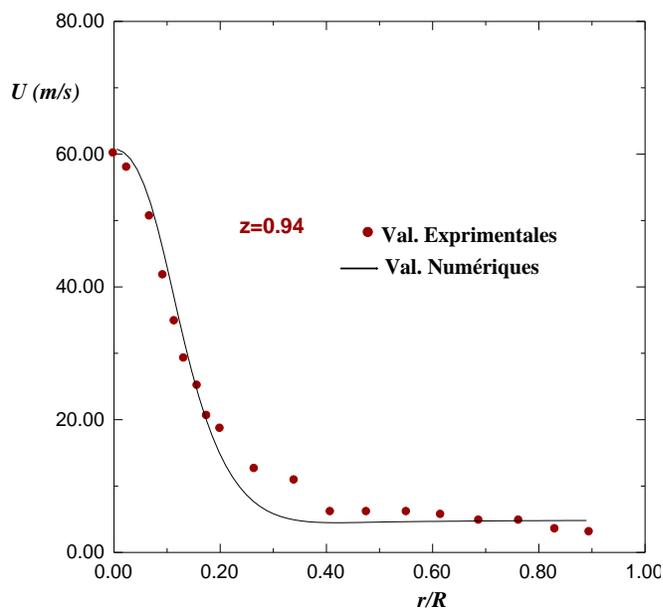
Jet primaire	Vitesse primaire U_1 en m/s	62.2
	Diamètre interne D_1 en cm	1.27
	Température primaire T_1 en K	300
Jet secondaire	Vitesse secondaire U_2 en m/s	5.1
	Diamètre externe D_2 en cm	10.795
	Température secondaire T_2 en K	300

2.1.1.2 Résultats de validation

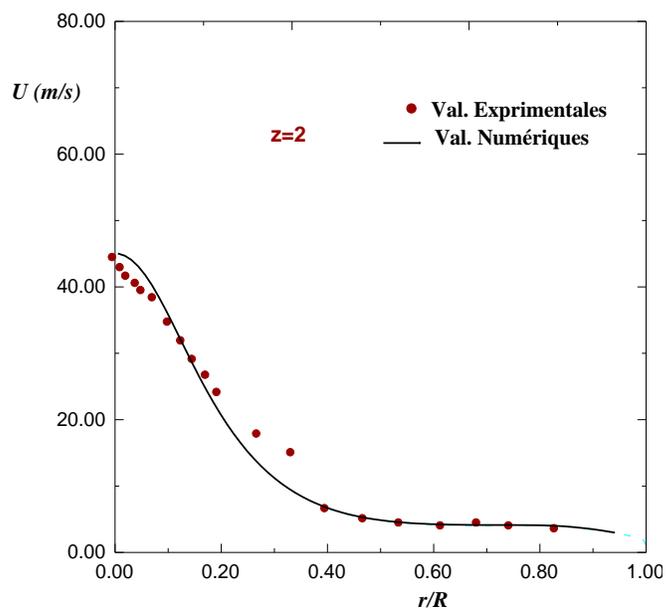
▪ Vitesse radiale

Pour la configuration du jet coaxial l'évolution du profil de vitesse radiale est représentée sur la Figure 3.2 pour différentes distances axiales en aval de la sortie du jet d'air.

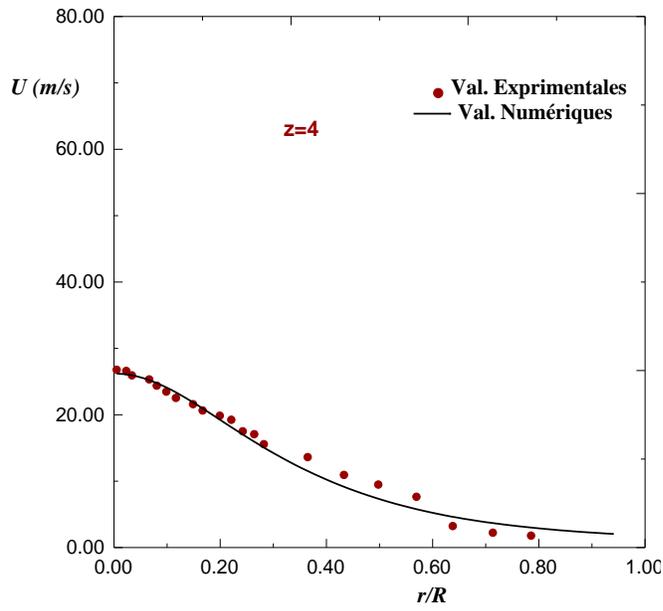
On note qu'il y a un bon accord entre les résultats de l'expérience et ceux du calcul numérique. La vitesse est maximale à l'entrée de jet ($r=0$) puis elle s'annule ensuite sur les parois ($r=R$).



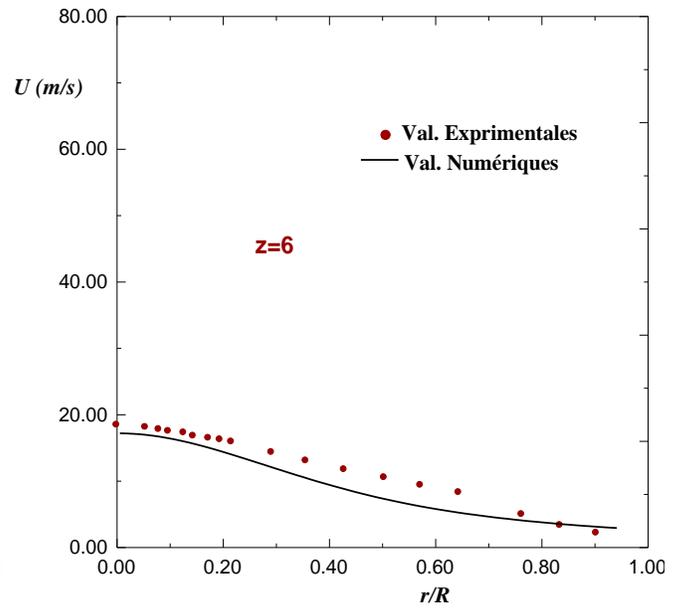
(a) $z=0.94$ m



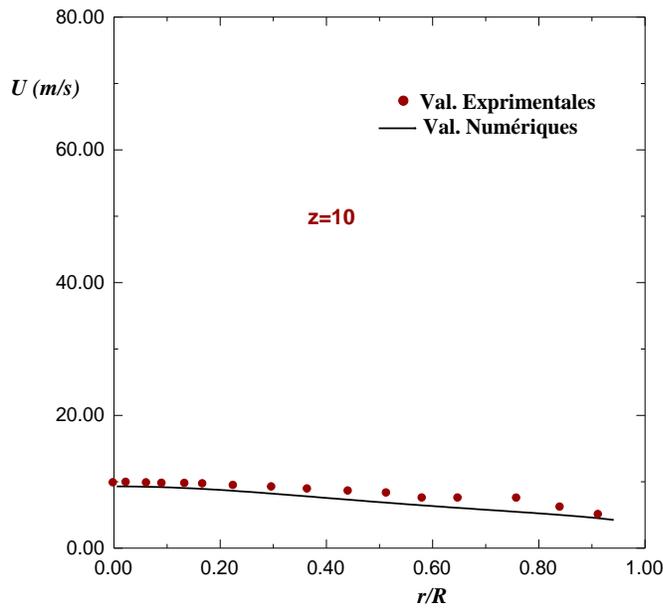
(b) $z=2$ m



(c) $z=4m$



(d) $z=6m$



(e) $z=10m$

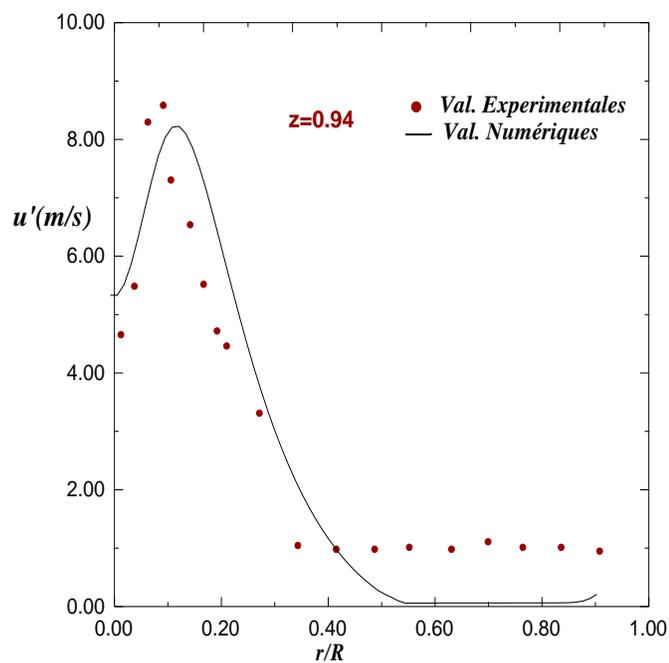
Figure 3.2. Évolution de la Vitesse radiale pour différentes sections le long de four

▪ **Fluctuation de vitesse $\sqrt{u'^2}$**

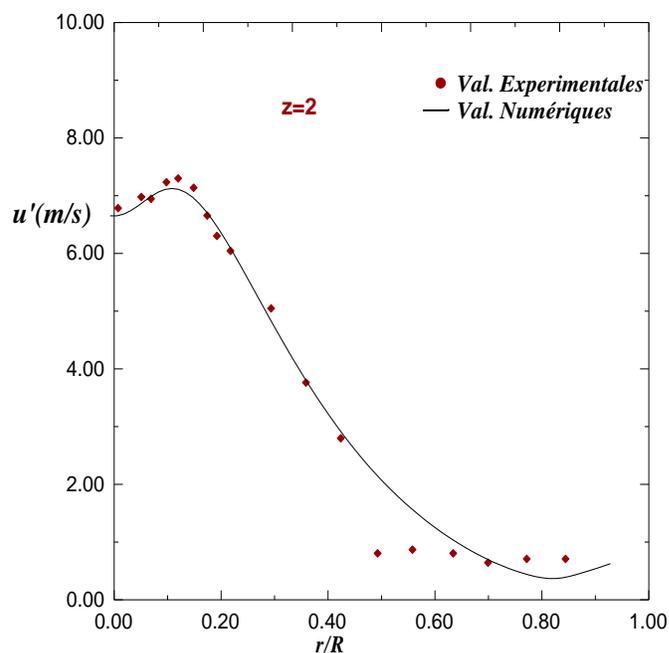
Sur la Figure 3.3 sont représentés les différents profils de la fluctuation de vitesse. Les résultats présentent une bonne concordance avec ceux des données expérimentales. Des écarts sont présents aux parois peuvent être dues aux effets de paroi. On remarque un pic de fluctuation à l'entrée du jet ($z=0.94$ cm), ce pic va diminuer jusqu'à disparaître à la sortie ($z=10$ cm). Les structures de turbulence sont plus importantes à l'entrée de jet puis diminuent jusqu'à disparaître à la sortie.

Les fluctuations de la vitesse sont déduites à partir de l'énergie cinétique turbulente en considérant que la vitesse est isotrope et en se basant sur la formule :

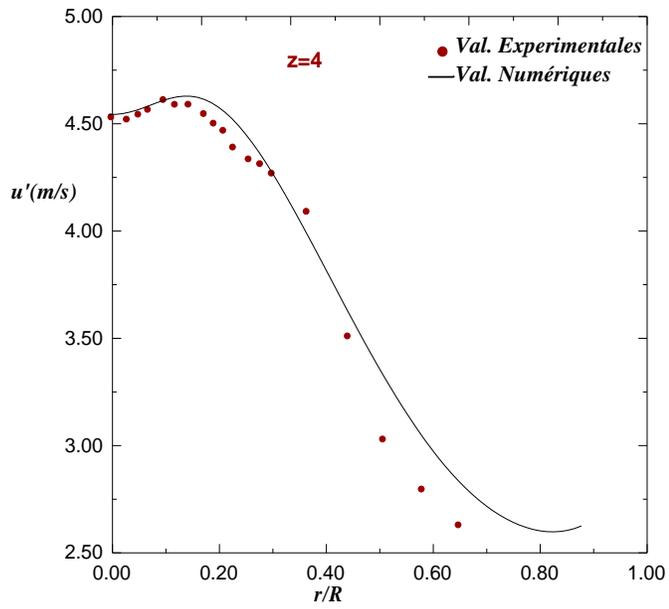
$$\overline{u'^2} = \frac{2}{3} k \tag{3.1}$$



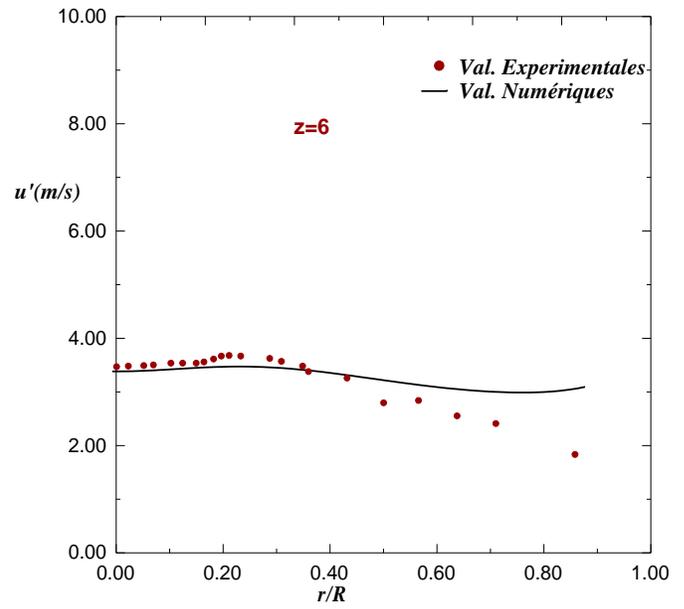
(a) $z=0.94$ m



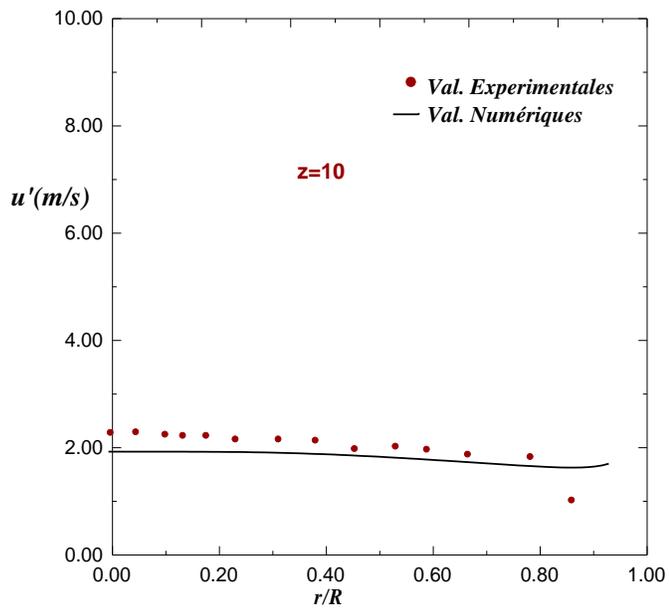
(b) $z=2$ m



(c) $z=4$ m



(d) $z=6$ m



(e) $z=10$ m

Figure 3.3. Fluctuation de la vitesse radiale pour les différentes sections le long de four

2.1.2 Jet diphasique

2.1.2.1 Configuration de jet

Le jet principale composé d'un mélange air-particules émerge d'une buse primaire (diamètre de 20 mm), avec une vitesse d'entrée de 12,6 m / s entouré d'un écoulement secondaire dont la vitesse est de 0,05 m / s, faible par rapport à la vitesse de jet principal. La longueur du tube est égale à 90 fois son diamètre, de sorte que la turbulence se développe pleinement à la sortie du tube. Des billes de verre sphériques de taille et de densité uniformes de 2990 kg / m³ ont été introduites dans le jet (Figure 3.4). La vitesse des billes est proche de celle de l'air selon les mesures de Modarres et al. [103].

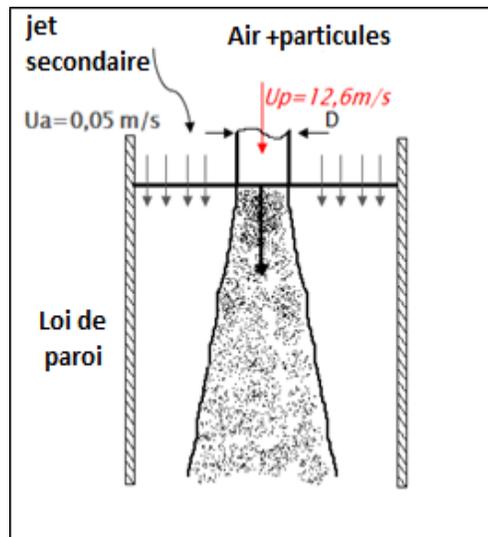


Figure 3.4. Champ d'écoulement autour de jet

2.1.2.2 Conditions aux limites

Les conditions limites suivantes ont été utilisées (Figure 3.5.):

-A l'entrée du jet, les profils de vitesse axiale pour la phase gazeuse et la phase solide devaient être [103]:

$$U_f(r) = U_{in} \left(1 - \frac{2r}{D}\right)^{0.15} \quad (3.2)$$

$$U_p(r) = U_{in} \left(1 - \frac{2r}{D}\right)^{0.035} \quad (3.3)$$

Ce sont les profils de vitesse entièrement développés à partir de la simulation de l'écoulement gaz-solide dans la buse. Les exposants pour la vitesse du gaz et du solide ont été obtenus à partir des expériences Modarres [103], et la valeur a été utilisée pour différents diamètres de particules.

- Pour le débit final, on a considéré une vitesse de gaz uniforme, proche de la vitesse moyenne d'écoulement à l'entrée de la buse.

-L'énergie cinétique de turbulence (κ_f) et le taux de dissipation (ε_f) à l'entrée ont été calculés à partir des corrélations empiriques pour des écoulements pleinement développés dans les conduites.

$$\kappa_f(r) = (0.04 + 0.1 \frac{r}{D})(U_f(r))^2 \quad (3.4)$$

$$\varepsilon_f(r) = 0.09(\kappa_f(r))^{1.5} / 0.05D \quad (3.5)$$

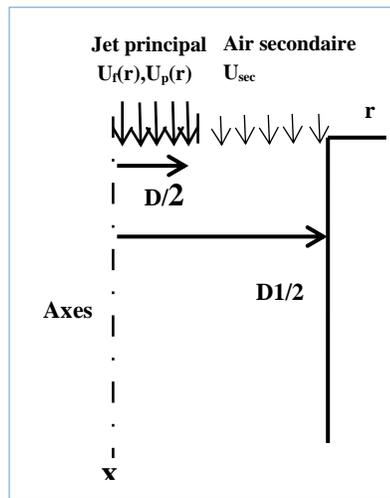


Figure 3.5. Domaine de calcul pour le jet diphasique

Des conditions aux limites de symétrie ont été utilisées sur l'axe des jets.

$$\frac{\partial U_f}{\partial r} = \frac{\partial \kappa_f}{\partial r} = \frac{\partial \varepsilon_f}{\partial r} = \frac{\partial U_p}{\partial r} = \frac{\partial \alpha_f}{\partial r} = 0 \quad (3.6)$$

-Les limites de sortie à l'avant et sur le côté ont été définies en fonction des conditions aux limites de sortie de pression.

La pression a été fixée à la pression atmosphérique (c'est-à-dire 101 325 Pa) à ces limites.

2.1.2.3 Résultats de validation

Pour les positions axiales $X / D = 20$ (Figure 3.6.a.) et $X / D = 30$ (Figure 3.6.b.), les courbes de vitesse radiale ainsi que l'intensité turbulente trouvée sont rapportées dans les Figure 3.6. et 3.7., pour confirmer que les simulations de vitesse moyenne et de turbulence concordent bien avec les expériences.

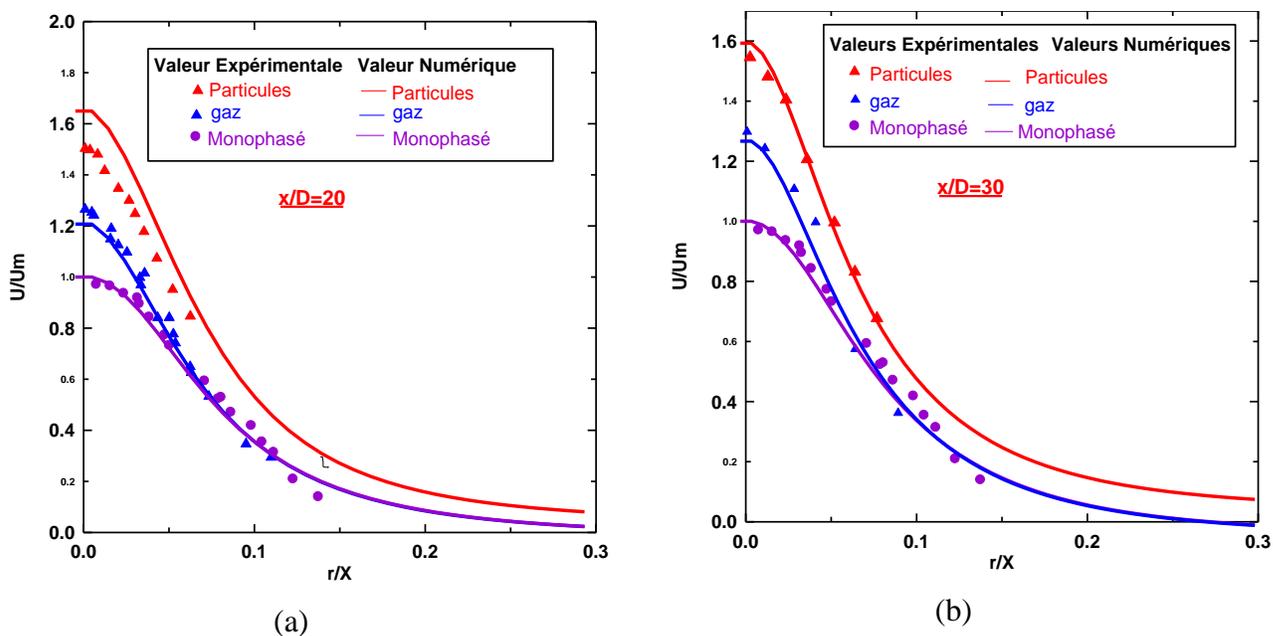


Figure 3.6. profils de vitesse radiale (a) pour la section $x/D=20$ et (b) pour la section $x/D=30$, $\phi=0.32$

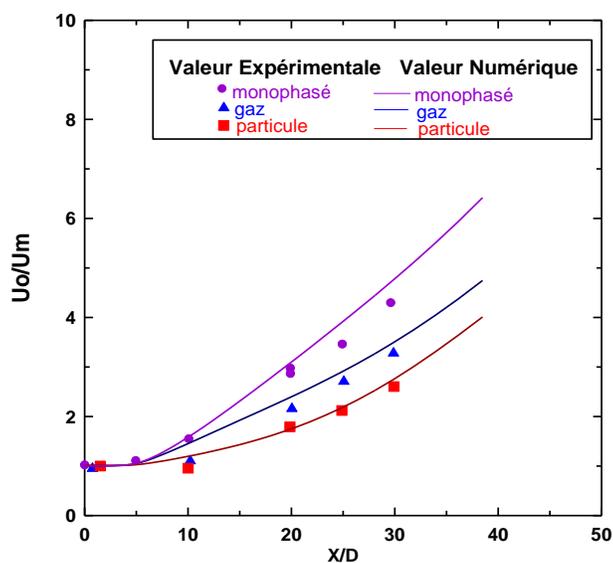


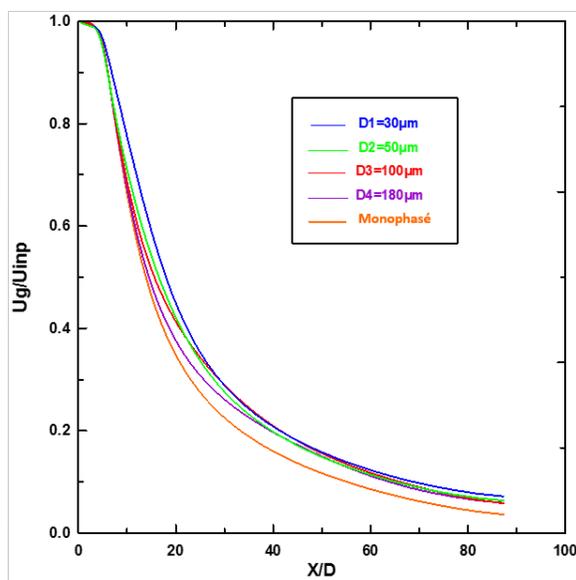
Figure 3.7. Vitesse axiale pour $\phi=0.32$

3. Etude paramétrique

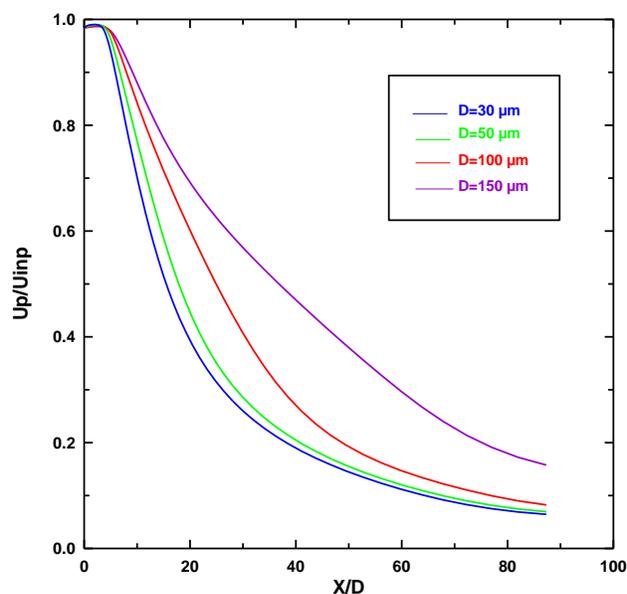
3.1 Effet de la variation de diamètre de la particule

Les profils de vitesse axiale de la ligne centrale pour les deux phases sont illustrés sur les figures 3.8. et 3.9. pour différentes tailles et taux de chargement de particules.

A partir de la Figure 3.8.(a). on peut remarquer que la présence des particules réduit la décroissance de la vitesse centrale de la phase gazeuse en raison de la modulation de la turbulence par les particules. Une fois sorti de l'orifice, la quantité de mouvement de l'air est transmise aux particules et à l'air environnant. Par conséquent, la vitesse de l'air diminue rapidement. Pendant ce temps, les particules sont accélérées en recevant de la quantité de mouvement jusqu'à la fin d'une région de développement de particules, où la vitesse de la particule dépasse la vitesse de la phase gazeuse ce qui conduit à la transmission de la quantité de mouvement des particules au gaz (Figure 3.8.(b).). Ainsi, la décroissance de la vitesse axiale moyenne du gaz diminue le long de la ligne axiale.



(a)



(b)

Figure 3.8. Variation de la vitesse axiale pour différentes tailles de particules : (a) phase gazeuse et (b) phase solide $\rho_s = 1000 \text{ kg / m}^3$, taux de chargement= 0,4

3.2 Effet de la variation du taux de chargement

La Figure 3.9. montre l'influence du taux de chargement sur la décroissance axiale de la vitesse moyenne. On peut voir que le taux de décroissance de la vitesse axiale devient lent à mesure que le taux de chargement augmente. En augmentant la charge en particules pour la même taille de particules, les plus grands tourbillons produits par l'air entraîné peuvent être facilement divisés en plus petits tourbillons [104]. Ainsi, l'énergie turbulente associée à ces tourbillons est atténuée. Par conséquent, avec une charge de particules importante, l'échange de quantité de mouvement entre les phases devient minimal. En conséquence, le taux de décroissance de la vitesse diminue.

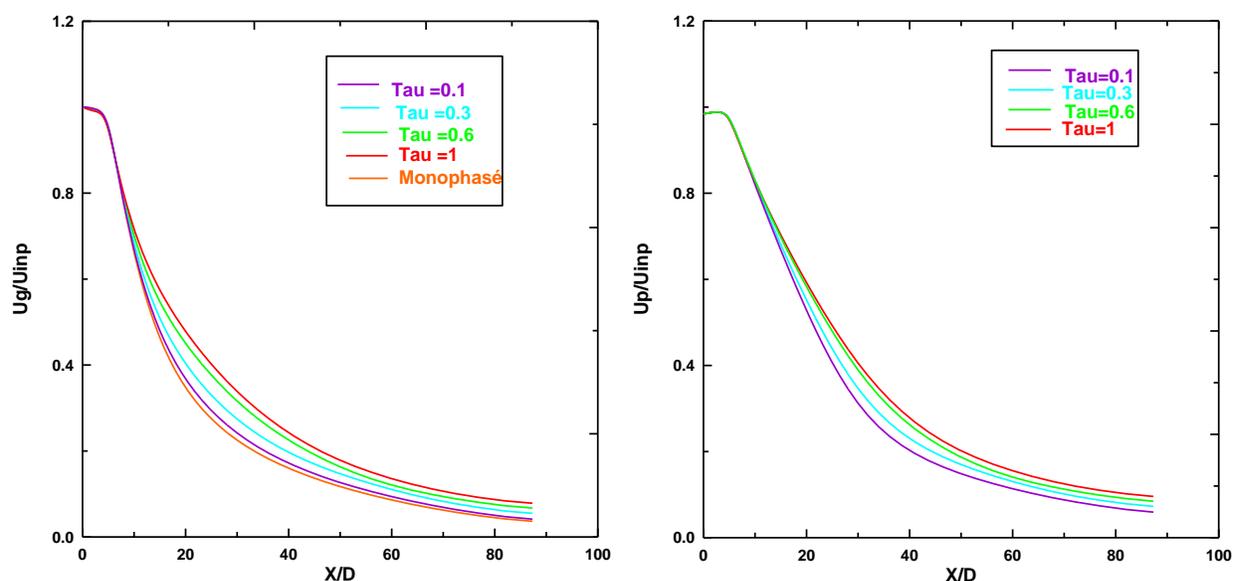


Figure 3.9. Variation de la vitesse de la ligne centrale pour différents taux de chargement en particules :
 (a) phase gazeuse et (b) phase solide $\rho_s = 1000 \text{ kg / m}^3$, $dp = 50 \mu\text{m}$

3.3 Distribution radiale des profils de vitesse

3.2.1 Effet du taux de chargement

Sur la Figure 3.10., les profils radiaux de la vitesse de jet monophasique ainsi que celui de gaz et de particules sont tracés radialement à $X / D = 20$ pour des particules de $50 \mu\text{m}$ pour différentes positions axiales 10, 20 et 30 à partir de la sortie de l'orifice.

Avec l'augmentation de la charge en particules, la vitesse radiale des deux phases augmente, et le taux d'augmentation est plus important pour la phase gazeuse. Il en résulte un jet plus étroit qu'au jet monophasique. La vitesse de la phase solide est supérieure à la vitesse de la phase gazeuse le long de la ligne axiale, où la concentration locale en solides est élevée, ce qui ralentit la vitesse du gaz.

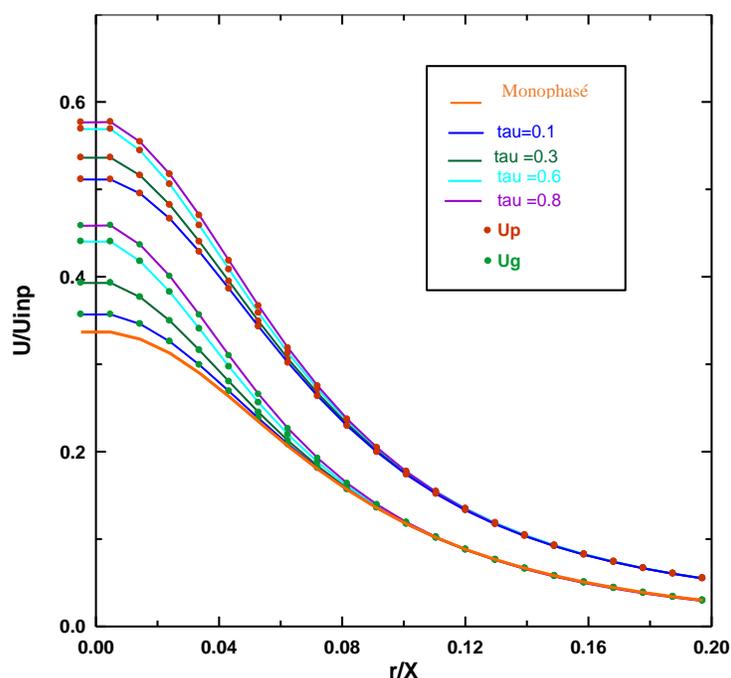


Figure 3.10. Effet du taux de chargement sur les profils de vitesse radiale à $X / D = 20$, $d_p = 50 \mu\text{m}$ et $U_m = 10 \text{ m / s}$ $\rho_p = 1020 \text{ kg / m}^3$

3.2.2 Effet du nombre de Stokes

Le mouvement des particules et leur distribution dans les jets diphasiques sont fortement contrôlés par leur taille et, par la suite, le temps de réponse des particules, mesuré par le nombre de Stokes (St), est également affecté. Le nombre de Stokes est défini comme le rapport entre le temps de réponse des particules et l'échelle de temps caractéristique de l'écoulement de fluide. Le nombre de Stokes peut être calculé comme :

$$St = \frac{\tau_p}{\tau_f} = \frac{\rho_s d_p^2 U_g}{18 \mu_g D} \quad (3.7)$$

Le diamètre des particules et la densité de particules sont les deux paramètres principaux du nombre de Stokes. Nous avons varié ces paramètres pour obtenir un nombre de Stokes faible (tel que 2 et 5), moyen (63) et élevé (200) dans les simulations.

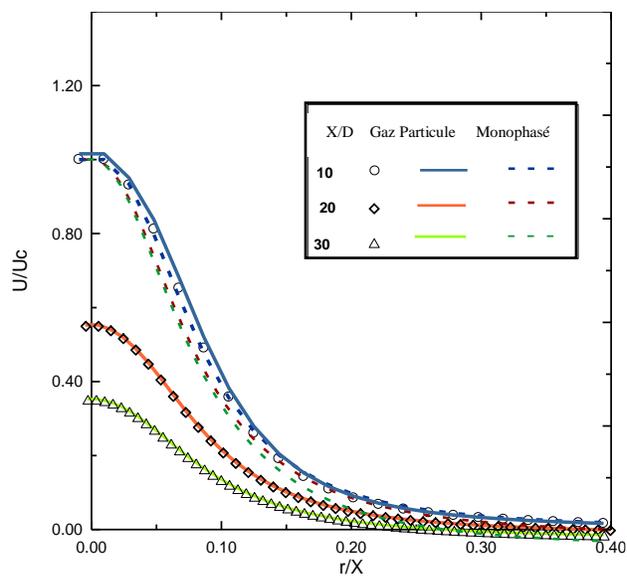
La fraction volumique solide a été maintenue constante à $\alpha = 1,75 \times 10^{-3}$. Toutes les vitesses diphasiques sont normalisées par la vitesse de la ligne axiale du gaz de jet diphasique à $X / D = 10$, la vitesse du gaz de jet monophasique est normalisée par la vitesse de la ligne axiale correspondante.

Les profils de vitesse moyenne sont montrés avec le profil monophasique à différentes positions axiales sur la Figure 3.11. On remarque que les profils de vitesse monophasiques présentent un comportement d'auto-similarité (c'est-à-dire qu'ils tombent l'un sur l'autre).

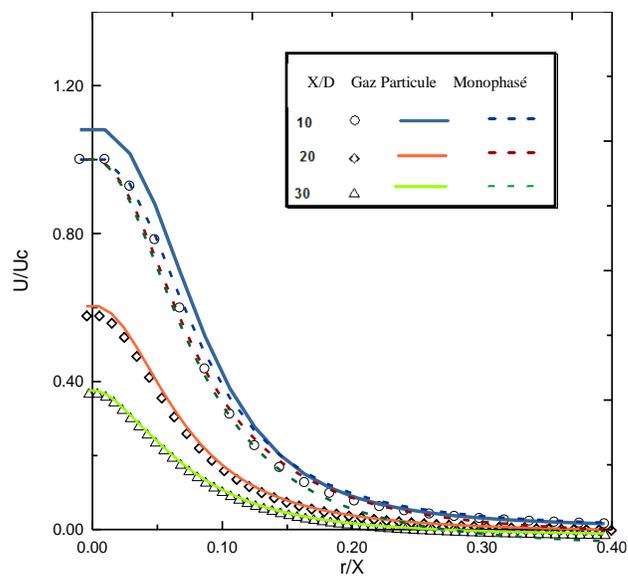
Les profils de vitesse des gaz dans le cas diphasique deviennent plus distincts que le profil de vitesse monophasique dans les mêmes conditions. Cela est dû à l'amortissement de la turbulence avec l'ajout des particules. Les particules plus légères et petites ($St=2$) suivent le mouvement de l'air turbulent à petite échelle. Les particules changent rapidement de direction dans l'écoulement à cause de faible temps de réponse des particules.

Comme les particules réagissent rapidement aux changements de mouvements de fluide, elles peuvent suivre le fluide de près, ce qui conduit à des structures de dispersion des particules ressemblant beaucoup aux profils de vitesse de fluide.

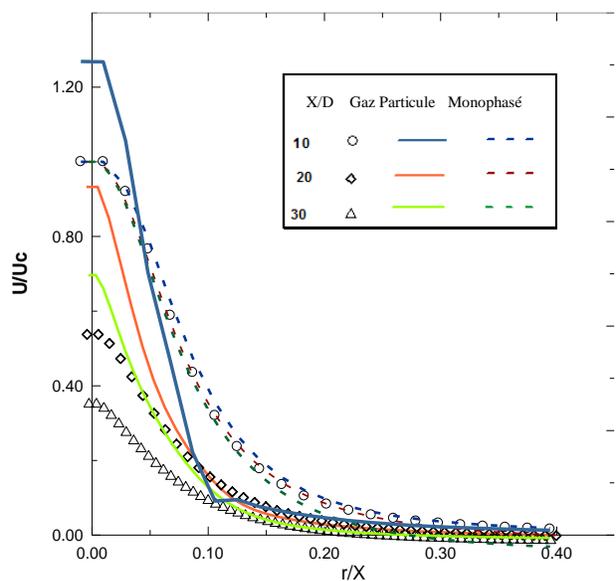
En d'autres termes, les particules avec de petits nombres de Stokes sont dans un état de quasi équilibre avec le fluide. De même, sur les figures.3. 11.(c) 3. 11. (d). la vitesse des particules avec un grand nombre de Stokes ($St=200$) marque un décalage par rapport au celui de gaz (Figures.3. 11.(c) 3. 11. (d)).



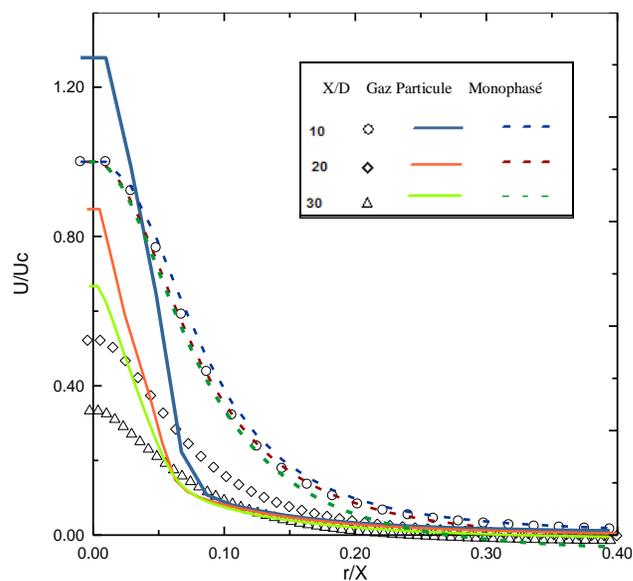
(a) $St = 2$



(b) $St = 5$



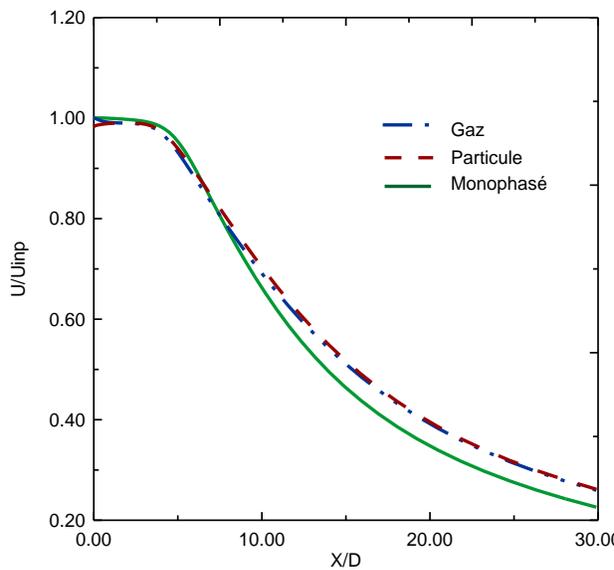
(c) $St = 63$



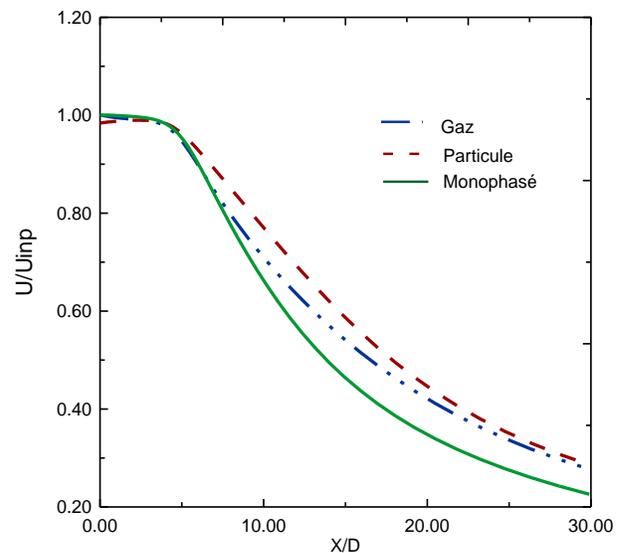
(d) $St = 200$

Figure 3.11. Profils de vitesse moyens en fonction de la distance radiale à différentes positions axiales ($x/D = 10, 20, 30$) pour différents nombres de Stokes (St)

La Figure 3.12. montre que la décroissance de la vitesse centrale de la phase solide diminue et que la vitesse de glissement (c'est-à-dire, $U_g - U_s$) augmente avec l'augmentation du nombre de Stokes. Pour un nombre de Stokes élevé (St 200), le temps de relaxation des particules est suffisamment grand pour que les particules ne soient pas affectées de manière significative par le champ d'écoulement du fluide. Au lieu de cela, ils ont tendance à suivre un chemin rectiligne. Comme les particules sont si lentes à suivre le mouvement du fluide, la rotation régulière de grandes structures à tourbillon ne perturbe pas beaucoup de particules. La vitesse en phase solide augmente légèrement le long de la ligne centrale pour un nombre de Stokes élevé (Figure 3. 12.(c) 3. 12.(d)). La diminution de la turbulence entraîne une diminution du mélange et l'étalement du jet se rétrécit. On observe que la vitesse des petites particules (St 2) décline beaucoup plus rapidement en raison de la quantité importante d'impulsion transmise des particules au gaz.



(a) St= 2



(b) St= 5

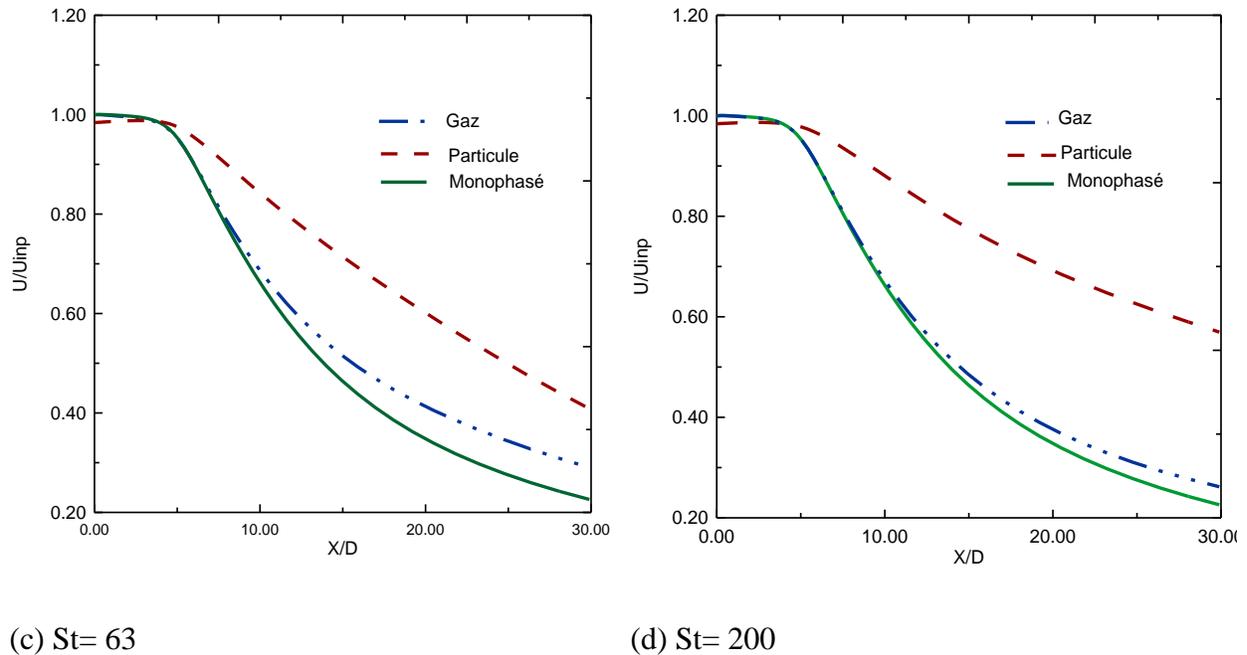


Figure 3.12. Déclin de la vitesse moyenne le long de la ligne axiale pour différents nombres de Stokes (St)

3.4 Modulation de la turbulence

Intensité turbulente

La fluctuation de la turbulence est supposée être isotrope dans le modèle k- ϵ . Pour quantifier le changement de turbulence dû à l'addition de particules, le pourcentage de modulation de turbulence (TM) est calculé comme suit:

$$\text{Pourcentage TM} \quad TM = \frac{k_{g,DP} - k_{g,MP}}{k_{g,MP}} \times 100 \quad (3.8)$$

Les indices TP et MP se rapportent respectivement aux écoulements diphasique et monophasique. Une valeur positive pour le pourcentage TM indique une augmentation de la turbulence, tandis qu'une valeur négative indique une atténuation de la turbulence.

La répartition axiale de l'énergie cinétique turbulente, normalisée par sa valeur initiale, est présentée aux Figure 3.13. (a) et 3.14. (a) pour différentes tailles de particules et taux de chargement. On observe que, après une diminution initiale due au développement du jet, l'énergie cinétique turbulente augmente fortement puis diminue.

Les résultats monophasiques sont également représentés sur la Figure 3.13. (a). Les petites particules dissipent davantage la turbulence que les grosses particules et, avec l'augmentation du diamètre des particules, l'énergie turbulente augmente. Ceci est lié à une augmentation significative de l'échelle de longueur intégrale turbulente avec le diamètre de la particule [105–106]. Comme les plus petites particules sont plus petites que les tourbillons énergétiques turbulents, elles suivent les tourbillons. Une partie de l'énergie du tourbillon est transférée aux particules, par le biais de la force de traînée, pour les déplacer. En conséquence, l'énergie turbulente des tourbillons est réduite et la turbulence est atténuée.

Sur la Figure 3.13. (a), on peut constater que lorsque le taux de chargement augmente, l'énergie cinétique turbulente diminue dans la région de développement du flux, puis augmente le long de la ligne axiale. Les Figures 3.13. (b) et 3.14. (b) montrent le pourcentage de modulation de la turbulence (TM) dans le jet diphasique le long de la ligne axiale. On observe que les particules fines (30 μm) réduisent la turbulence sur toute la ligne centrale. De même, l'augmentation de taux de chargement accentue le taux de turbulence.

Les autres particules grossières provoquent une atténuation dans la région en développement (jusqu'à $X / D = 15$) et une augmentation dans la région où l'échelle de turbulence sur toute la longueur (L_0) est plus importante. Les plus grosses particules brisent plus efficacement les tourbillons cohérents dans le flux et réduisent les contraintes turbulentes [95]. Une tendance similaire se produit pour les différents taux de chargement.

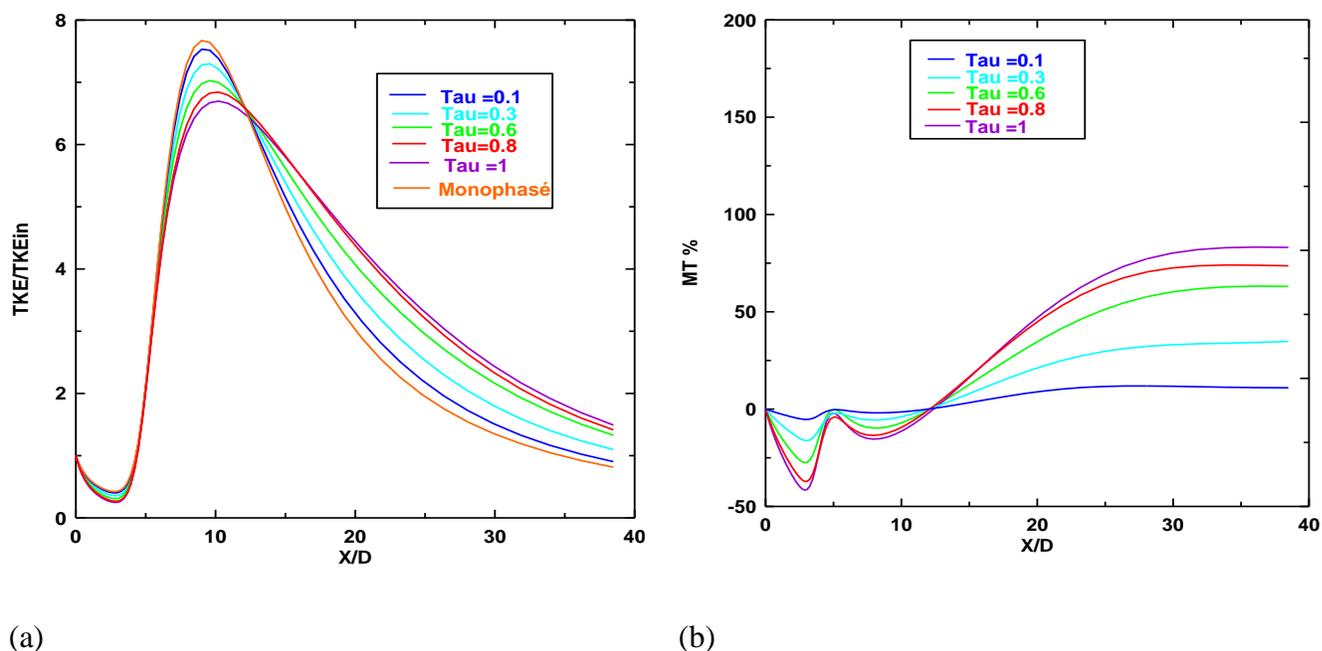


Figure 3.13. (a) énergie cinétique turbulente et (b) modulations turbulentes sur la ligne axiale en fonction de la distance axiale, $\rho_s = 3000 \text{ kg / m}^3$, $d_p = 50 \mu\text{m}$

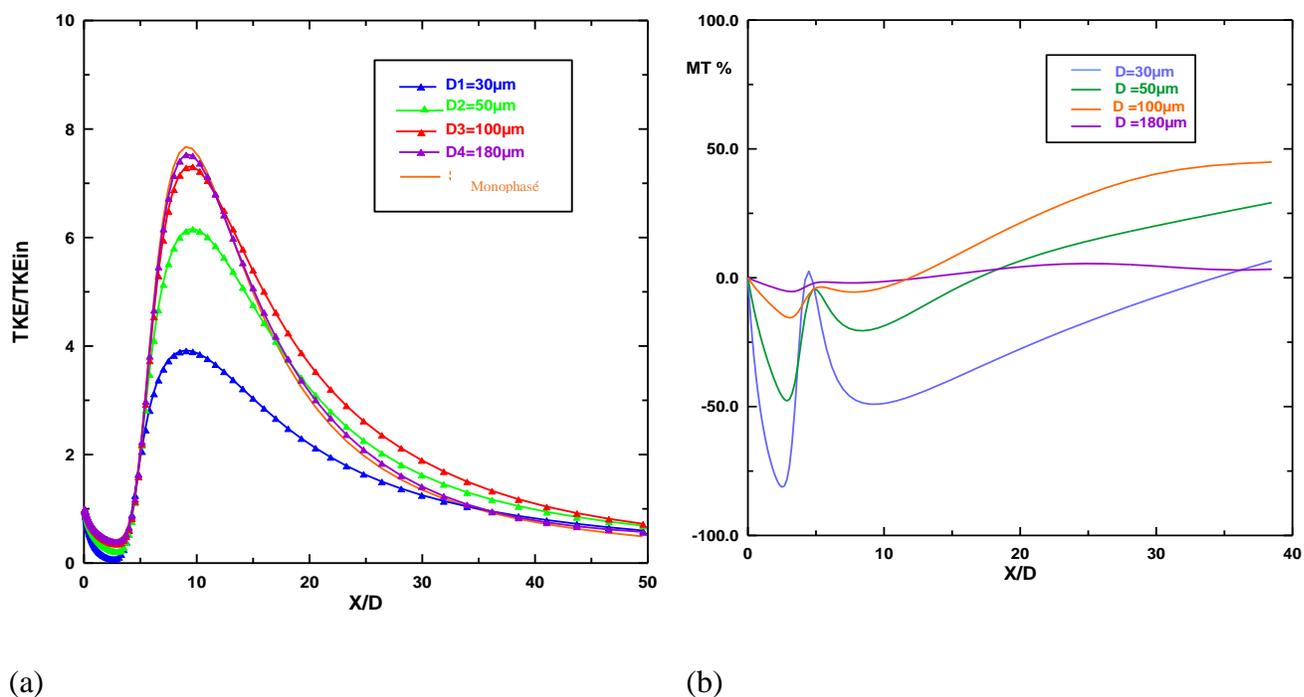


Figure 3.14. (a) énergie cinétique turbulente et (b) modulations turbulentes le long de la ligne axiale, $\rho_s = 1000 \text{ kg / m}^3$, taux de chargement = 0,4

Conclusion

La simulation CFD a été réalisée pour un écoulement de gaz turbulent contenant des particules solides dispersées diluées dans une buse agissant dans la direction verticale vers le bas.

Le modèle Euler-Euler a été développé pour les écoulements de gaz solides pour différentes tailles et taux de chargement de particules. Le modèle de turbulence k- ϵ est appliqué avec des termes sources supplémentaires représentant l'effet des particules solides.

Cette étude a montré que la taille des particules et le taux de chargement sont les deux paramètres qui influencent de manière significative l'écoulement diphasique.

Les particules solides ont considérablement affecté la structure de turbulence de la phase gazeuse dans la buse. Les petites particules réduisent la turbulence, tandis que les plus grosses augmentent la turbulence dans le jet. De même, l'augmentation de taux de chargement de particules intensifie le phénomène de turbulence dans l'écoulement.

Chapitre 4

*Simulation de la combustion
des résidus d'olive dans un four
vertical*

Chapitre 4 : Simulation de la combustion des résidus d'olive dans un four vertical

Introduction

En plus des grignons d'olive, l'industrie oléicole produit des grandes quantités de déchet liquide nommée la margine. Ce déchet liquide est rejeté dans la nature sans préalable traitement. Ce rejet pose un vrai problème environnemental en raison de son teneur en composés phénoliques solubles dans l'eau. Dans cette perspective, certains auteurs ont affirmé que la margine peut-être utilisé entant que combustible (Vitolo *et al.* [107]; Caputo *et al.* [108] et Miranda *et al.* [30]).

D'autres auteurs ont étudié la possibilité de mélanger la margine avec une autre biomasse pour constituer un combustible (Chouchene [7]). Des mélanges margine/grignons et margine/sciure ont été étudié et prouvé l'efficacité de la méthode.

Dans ce chapitre, on se propose d'exposer une revue sur la valorisation de la margine et d'étudier numériquement la combustion de mélange grignons/margine en forme pulvérisé dans un four vertical.

1. Différentes filières de valorisation de la margine

Si les déchets solides ont diverses méthodes de valorisation, l'élimination de la margine reste un problème environnemental. Ce résidu liquide peut être une source potentielle de pollution des eaux souterraines en raison de sa teneur élevée en phénols, en composés organiques, en demande chimique en oxygène (DCO), en demande biologique en oxygène (DBO), en micro-organismes, en nutriments et en composés toxiques (Caputo *et al.* [108]).

Une margine typique est composée essentiellement d'eau (83% –94%), de composés organiques qui représentent 4% –16% et de composés inorganiques qui composent les 0,4% –2,5% restants (Davies et al. [109]). La teneur relativement élevée en matières organiques et inorganiques comme le Ca, P, K, Na encourage son application comme engrais pour le sol lorsqu'il est utilisé en petites quantités. Dans cette optique, plusieurs études ont trouvé un effet positif de la margine sur la fertilité des sols et la croissance des cultures. Mekki et al. [110] ont investigué la possibilité d'utiliser la margine comme fertilisant après l'avoir traitées avec des moisissures ligninolytiques suivies d'une digestion anaérobique. L'effluent obtenu contient une très faible quantité de composés phénoliques et une quantité importante d'éléments fertilisants tels que P, K, Mg et Fe. Son application dans l'irrigation des cultures a montré des résultats très encourageants qui pourraient faire de son utilisation en agriculture une solution potentielle pour la gestion et la valorisation des eaux usées des oléiculteurs. Galliou et al. [111] ont étudié une technique de production de l'engrais organique à partir de la margine séchée et composté. Le résultat obtenu a prouvé un bon pouvoir fertilisant de produit.

La pyrolyse et la gazéification sont deux autres techniques principales pour le processus de conversion thermo-chimique qui visait à produire des gaz de biocarburant, des produits chimiques et de l'énergie. De nombreuses études ont prouvé l'efficacité de la pyrolyse et de la gazéification des grignons d'olive et de sa forme imprégnée et que le processus d'imprégnation est bénéfique pour les rendements de gazéification (Jeguirim et al., [112]; Lajili et al. [113]; Zribi et al. [114]).

Toutefois, la valorisation thermique de la margine pourrait être une méthode prometteuse pour la production d'énergie renouvelable en raison de son contenu énergétique élevé [pouvoir calorifique élevé jusqu'à 18 MJ / kg sur sa base sèche (Miranda et al. [30]; Arvanitoyannis et al. [115]). Les procédés thermiques restent la principale option pour traiter de grandes quantités de la margine bien que la teneur élevée en eau rend son traitement thermique direct non économiquement viable.

Certaines études ont montré que la stratégie de valorisation de la margine basée sur l'absorption par les déchets d'olive suivie de la combustion donne des résultats intéressants (Caputo et al., [108]; Vitolo et al. [107]). En effet, par rapport à d'autres formes d'élimination non thermique, l'utilisation thermique des grignons d'olive imprégné avec de la margine présente de nombreux avantages environnementaux. Ces avantages comprennent la réduction de la masse et du volume des déchets solides, la réduction des polluants et le potentiel de valorisation énergétique qui peut partiellement

répondre aux besoins des huileries ou pour la production d'électricité (Caputo et al., [108]). Chouchene et al. [116] ont proposé un procédé combiné pour le traitement des déchets d'huile d'olive. Le processus consistait en l'imprégnation de la margine sur une autre biomasse comme les grignons d'olive ou la sciure de bois. Ensuite, une oxydation thermique est appliquée aux échantillons imprégnés dans un four de laboratoire. Elle a été constaté que l'ajout de la margine aux adsorbants pourrait présenter une solution prometteuse pour réduire leur impact environnemental (Chouchene et al. [116]; Jeguirim et al. [117]). Pourtant, en raison de l'absence d'injection d'air secondaire dans leur four de laboratoire, les échantillons imprégnés avaient des émissions de monoxyde de carbone et de composés organiques volatils plus élevées (Chouchene et al. [116]). Plus tard, Kraiem et al. [118] ont évalué la SI (sciure imprégnée) et les grignons imprégnés en se basant sur la caractérisation physico-chimique et l'analyse thermogravimétrique des échantillons. Les auteurs ont évalué l'efficacité de la combustion, les émissions de gaz et de particules (PM) et la teneur en cendres résultant de la combustion dans une chambre de combustion domestique. Les performances de combustion ont montré que l'ajout de la margine n'a aucun impact négatif sur la qualité de la combustion. De plus, des effets avantageux sur les émissions polluantes ont été observés avec les grignons d'olive imprégnés.

Caputo et al. [108] ont mené une étude économique sur le traitement combiné des grignons d'olive et la margine. Les résultats ont été comparés en appliquant des mesures de performance économique, en tenant compte des revenus de l'énergie produite et des frais d'élimination évités pour évaluer la rentabilité des solutions proposées. Dans tous les cas, les indices de valorisation économique obtenus ont prouvé la valorisation énergétique et la rentabilité économique de l'approche combinée proposée.

Dans ce contexte, une compréhension complète du processus de combustion des grignons d'olive, grignons d'olive imprégnés de la margine et des émissions de CO₂-CO correspondantes est nécessaire. La dynamique des fluides computationnelle peut aider à fournir une compréhension raisonnable du processus de combustion des grignons d'olive à un coût nettement inférieur à celui des expériences physiques. Un examen de la combustion des particules des grignons d'olive pulvérisées dans le four vertical à jets coaxiaux est appliqué. La simulation numérique est effectuée pour trois types de déchets solides pulvérisés, c'est-à-dire les grignons d'olive et les échantillons imprégnés. Les réactions en quatre étapes suivantes sont envisagées pour la combustion des

grignons d'olive : dévolatilisation, oxydation des matières volatiles, oxydation du résidu carboné et oxydation du CO. L'approche eulérienne-eulérienne (EE) a été appliquée pour la formulation mathématique de l'écoulement diphasique. Par rapport à l'approche eulérienne lagrangienne, l'avantage de l'approche EE réside dans le temps de calcul réaliste, ce qui a été apprécié par de nombreux auteurs (Zhou [119]; Cai et al. [120]; Epple et Benim [121]; Benim et al. [122]). A cet effet, un code fortran est développé.

2. Equations gouvernantes

Les équations gouvernantes sont résolues numériquement par un code CFD fortran développé au laboratoire LESTE. La discrétisation numérique des équations est réalisée par la méthode des volumes finis (Moukalled et al. [123]). Le couplage vitesse-pression est traité par l'algorithme SIMPLE (Patankar et Spalding [124]). Un schéma Up-wind du second ordre est appliqué aux termes convectifs (Shyy et al. [125]).

Les fluides diphasiques sont supposés turbulents et incompressibles. Le modèle k- ϵ standard est utilisé pour la turbulence. L'écoulement diphasique est formulé par la méthode EE où la phase particulaire est traitée comme une phase continue et chaque phase possède l'équation de continuité et la conservation de l'impulsion. Ce modèle permet la présence de deux phases au sein d'un même volume de contrôle de la grille numérique, en introduisant la fraction volumique de chaque phase. Les équations de conservation de masse et de quantité de mouvement sont résolues pour chaque phase séparément. Les équations du modèle de force de traînée d'interaction inter-phase ainsi que les équations des constantes de vitesse de réaction pour la dévolatilisation des particules, la combustion des matières volatiles et l'oxydation du résidu carboné sont incluses (Tsuge et al. [126]). La forme générale de l'équation est (Ettouati et al. [127]):

$$\frac{\partial}{\partial x}(\rho U \phi) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r}(r \rho V \phi) = \frac{\partial}{\partial x} \left(\Gamma_{\phi} \frac{\partial \phi}{\partial x} \right) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \Gamma_{\phi} \frac{\partial \phi}{\partial r} \right) + S_{\phi} + S_{p\phi} \quad (4.1)$$

Γ et S_{ϕ} sont le coefficient de diffusion et le terme source par unité de volume pour ϕ .

Dans l'équation de conservation de la masse, le mélange gazeux est supposé se comporter comme un gaz parfait, puis calculé sur la base de l'équation d'état thermique du gaz parfait comme:

$$\rho_f(T) = \frac{P \sum_i y_i M_i}{RT} \quad (4.2)$$

La capacité calorifique molaire du mélange gazeux des gaz est donnée par:

$$C_p(T) = \sum_{i=1} y_i C_{pi}(T) \quad (4.3)$$

où y_i et C_{pi} sont la fraction molaire et la capacité calorifique molaire du i ème composant.

Pour chaque phase, α_f et α_p , représentant respectivement la fraction volumique du gaz et des particules, sont introduits dans les équations et liés comme:

$$\alpha_f + \alpha_p = 1 \quad (4.4)$$

Le modèle k- ϵ standard proposé par Launder et Spalding [100] est utilisé, modifié par l'approche des fonctions de paroi pour modéliser la turbulence proche de la paroi.

La viscosité cinématique du gaz ν_{tf} est calculée comme suit:

$$\nu_{tf} = C_\mu \frac{k_f^2}{\epsilon_f} \quad (4.5)$$

Pour l'équation d'énergie, le terme source représente la génération de chaleur par le taux de transfert de chaleur convectif des particules au gaz $h_{conv} (T_{pi} - T_{fi})$ et la chaleur due aux réactions chimiques $\sum \Delta H_{f,i}$. Le rayonnement a été négligé étant donné que la température atteinte dans ce cas est relativement moins élevée pour générer un transfert de chaleur radiatif important.

Le coefficient de transfert thermique des particules de gaz h_{conv} a été donnée par Ranz et Marshall [66]

$$h_{conv} = \frac{Nu_p \lambda}{d_p} = \frac{(2 + 0.6 Re_p^{0.5} Pr^{0.33}) \lambda}{d_p} \quad (4.6)$$

Et le nombre de particules Nusselt Nu_p est donné par

$$Nu_p = \frac{h_{conv} d_p}{\lambda} = 2 + 0.6Re_p^{1/2} Pr^{1/3} \quad (4.7)$$

Les quantités de turbulence pour la phase solide ont été obtenues à l'aide du modèle algébrique de Hinze-Tchen de dispersion de particules par turbulence homogène (Hinze-Tchen [64]).

$$k_p = k_f \left(1 + \frac{\tau_p}{\tau_T} \right)^{-1} \quad (4.8)$$

Avec τ_T et τ_p sont respectivement l'échelle de temps de turbulence du gaz et le temps de relaxation des particules.

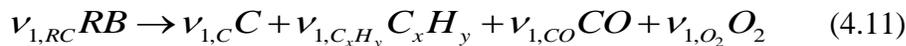
$$\tau_T = \frac{\kappa_f}{\varepsilon_f} \quad (4.9)$$

$$\tau_p = \frac{\rho_p d_p^2}{18\mu_f} \quad (4.10)$$

3. Mécanisme réactionnel

Lorsque la particule de biomasse est introduite dans le four, l'humidité est rapidement évaporée au début, puis commence le processus de dévolatilisation qui consiste à la libération des matières volatiles. Ces volatiles s'oxydent dans le four selon un processus d'oxydation homogène, tandis que le résidu carboné restant subit une oxydation hétérogène. Dans notre modèle on considère cinq espèces sont dominantes dans la combustion turbulente des gaz, à savoir CH_4 , O_2 , CO , CO_2 et H_2O et le mécanisme global en quatre étapes suivant est considéré :

- Dévolatilisation



Oxydation du résidu carboné



- Oxydation des hydrocarbures



- Oxydation du CO



où RB et C désignent la biomasse brute et le résidu carboné (Char), v_{ij} les coefficients stœchiométriques.

Comme modèle de combustion, l'EDC (Magnussen et Hjertager [78]) est adopté pour les réactions en phase gazeuse (4.14) et (4.15).

3.1 Modèle de dévolatilisation

La dévolatilisation des grignons d'olive a été modélisée, dans cette étude, en utilisant un mécanisme réactionnel de premier ordre de Badzioch et Hawksley [128]. La vitesse de production de la matière volatile est donnée par la réaction du premier ordre comme suit:

$$\frac{dm_v}{dt} = k_v(m_v^* - m_v) \quad (4.16)$$

$$k_v = A_v \exp(-E_v / RT) \quad (4.17)$$

Avec :

- m_v : la production de volatils à l'instant t
- m_v^* : le produit maximum de volatils
- A_v et E_v : sont respectivement les constantes du facteur pré-exponentiel (s^{-1}) et de l'énergie ($J \text{ kmol}^{-1} \text{ K}^{-1}$),

3.2 Modèle de combustion du résidu carboné (char)

En raison de la complexité du mécanisme réactionnel carbone-oxygène, dans cette étude, la combustion du résidu carboné est modélisée par une réaction globale d'ordre unité (loi de puissance globale), qui a été proposée par Baum et Street [129]. La cinétique globale de l'oxydation du résidu carboné peut s'écrire:

$$\frac{dm_{char}}{dt} = -\pi d_p^2 \frac{k_{diff} \cdot k_{kin}}{k_{diff} + k_{kin}} \cdot P_{O_2} \quad (4.18)$$

$$k_{diff} = \frac{5,06 \cdot 10^{-12}}{d_p} \left(\frac{T_p + T}{2} \right)^{0.75} \quad (4.19)$$

$$k_{kin} = A_c \exp\left(\frac{-E_c}{RT_p}\right) \quad (4.20)$$

Avec :

- A_c et E_c : respectivement le facteur pré-exponentiel et l'énergie d'activation ($J \cdot mol^{-1}$), R est la constante universelle des gaz ($J \cdot mol^{-1} \cdot K^{-1}$).
- P_{O_2} : la pression partielle d'oxygène à la surface des particules (Pa).

3.3 Le modèle « Eddy Dissipation Concept » (EDC)

Pour la simulation des réactions homogènes (CO et combustion d'hydrocarbures), nous avons utilisé le modèle « Eddy dissipation concept », EDC réalisé par Magnussen et Hjertager [77] qui met en jeu l'interaction chimique de la turbulence.

$$\omega_i = \min \left[\begin{array}{l} \nu'_i M_{w,i} A \rho \frac{\varepsilon}{\kappa} \min \left(\frac{Y_R}{\nu'_R M_{w,R}} \right), \\ \nu'_i M_{w,i} A B \rho \frac{\varepsilon}{\kappa} \frac{\sum P Y_P}{\sum_J^N \nu''_j M_{w,j}} \end{array} \right] \quad (4.21)$$

Avec :

- A et B : les constantes du modèle ($A = 4$ et $B = 0,5$),
- ν'_i et ν''_j : sont respectivement le coefficient stœchiométrique pour le réactif i et le produit j en réaction,

- M_w : le poids moléculaire, Y_R et Y_P sont la fraction molaire de tout réactif et les espèces de produits, respectivement.

4. Configuration du four

Pour la validation de la simulation nous avons effectué une comparaison avec les données expérimentales d'Elfasakhany et al. [75]. Les auteurs ont étudié la combustion du bois pulvérisé dans un four vertical de laboratoire. Le diamètre intérieur du four est de 0,25 m et la hauteur est de 4 m. Un mélange de particules de bois et d'air (air porteur) est injecté par l'entrée centrale du brûleur tandis qu'un air secondaire est injecté par l'espace annulaire du brûleur (Figure 4.1). La paroi extérieure du four est isolée. Les paramètres cinétiques utilisés pour la dévolatilisation et la combustion du résidu carboné sont tirés des travaux d'Elfasakhany et al. [75]. Dans ce travail, une valeur moyenne de 430 μm est considérée pour la taille des particules. Les conditions expérimentales d'entrée sont résumées dans le Tableau 4.1.

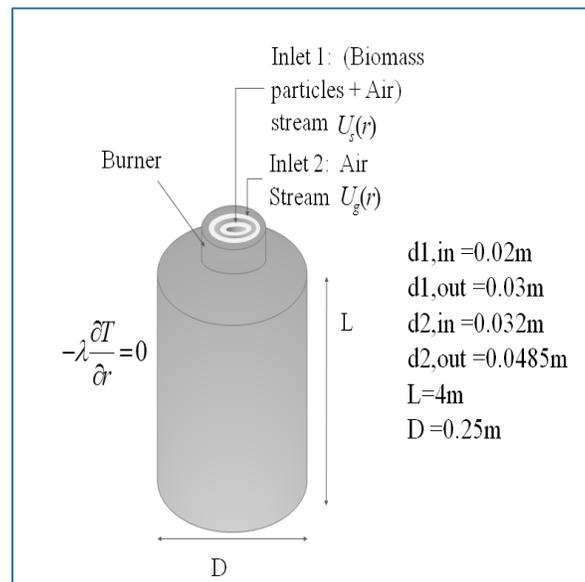


Figure 4.1. Configuration adoptée par Elfasakhany et al. [75]

Tableau 4.1. Valeurs des paramètres utilisés dans ce modèle (Elfasakhany et al.) [75]

Paramètres	Valeur
Taux de chargement des particules (kg/h)	6.0
Débit d'air primaire (Nm ³ /h)	12
Débit d'air secondaire (Nm ³ /h)	18
Température de particules de bois (°C)	25
Température d'air primaire (°C)	25
Température d'air secondaire (°C)	25
Masse volumique des particules	550
Vitesse des particules à l'entrée (m/s)	8.5
Taille des particules (mm)	0.430

➤ **Géométrie et conditions aux limites**

• **Condition aux limites d'entrée**

Le domaine de calcul est axisymétrique de rayon 3 cm de rayon et 25 cm de hauteur à partir de la sortie du jet. Aux entrées, le gaz et la phase solide sont introduits dans le four avec une vitesse radiale.

Pour vérifier l'absence de l'effet du nombre des nœuds sur les résultats de la simulation, des tests numériques ont été effectués pour trois nombres de nœuds 80-100 et 120 dans la direction x. Il a été constaté que les résultats ne varient pas de manière significative dès que nous avons dépassé un nombre de nœuds égale à 100×80 . comme le montre la Figure 4.2. Donc, un système de maillage orthogonal non uniforme de 100 (axial) \times 80 (radial) a été appliqué, avec mailles serrées près de la paroi de la chambre et de l'axe de symétrie pour obtenir une bonne résolution d'écoulement.

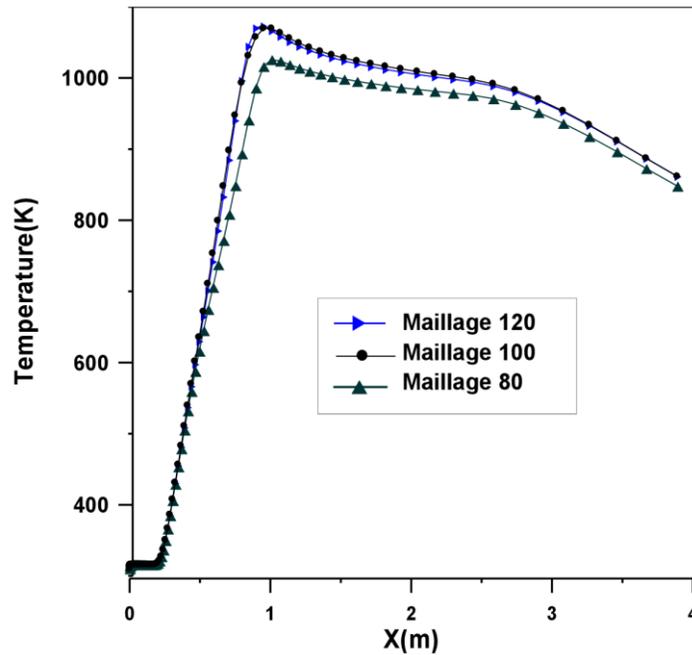


Figure 4.2. Test de sensibilité de la simulation aux nombres de nœuds

A l'entrée, le gaz et les particules ont la même vitesse dont le profil prend la forme (Patro et Dash [35]).

$$U_f(r) = U_{in} \left(1 - \frac{2r}{D}\right)^{0.15} \quad (4.22)$$

$$U_p(r) = U_{in} \left(1 - \frac{2r}{D}\right)^{0.035} \quad (4.23)$$

L'intensité de la turbulence a été estimée à 10% pour la phase gazeuse. La fraction volumique de la phase solide α_p a également été spécifiée à l'entrée de la buse. La fraction volumique solide a été calculée à partir de la charge particulaire τ qui est définie comme le rapport du débit massique de la phase solide et du débit massique de la phase gazeuse.

$$\tau = \frac{\alpha \rho_p}{(1 - \alpha) \rho_f} \quad (4.24)$$

Les parois du four sont isolées, donc les conditions aux limites adiabatiques sont considérées :

$$q_p = -\lambda \frac{\partial T}{\partial r} = 0 \quad (4.25)$$

où q_p est la densité du flux thermique à la surface (W/m^2).

5. Résultats et discussion

3.1. Validation

La Figure 4.3 illustre la topologie de l'écoulement le long de l'axe du four.

Les lignes de courant montrent une zone de recirculation située dans le coin supérieur du four et marquée par une vitesse inverse assez grande générée en raison des interactions des jets.

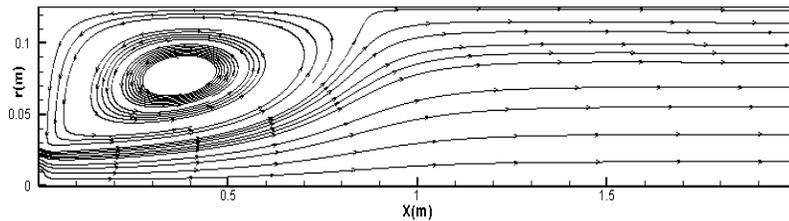


Figure 4.3. Topologie de l'écoulement : contours de vitesse et lignes de courant

La Figure 4.4 montre les profils axiaux prédits de la température comparés aux résultats expérimentaux et numériques d'Elfasakhany et al. [75]. Comme le montre cette figure, il existe une concordance acceptable entre les deux profils malgré le petit écart présenté jusqu'à $x = 2$ m près de la sortie du four. Cela pourrait être dû au modèle cinétique EDC appliqué qui surestime les vitesses de réaction et affecte la précision des valeurs de température calculées, en particulier dans cette région finale du four.

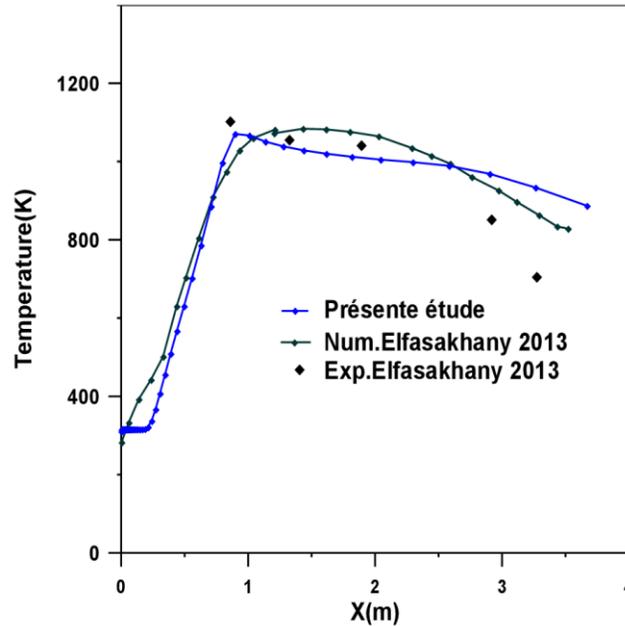


Figure 4.4. Profil de température le long de l'axe du four

La comparaison entre les valeurs expérimentales et les prévisions des concentrations d'oxygène est rapportée dans la Figure 4.5. Certaines différences entre les mesures et les prévisions existent principalement dans la région précoce où la température atteint sa valeur maximale. L'oxygène consommé par la combustion rapide des volatiles près de l'entrée du brûleur est sous-estimé par le modèle cinétique. Néanmoins, l'accord global entre les valeurs calculées et les mesures peut être considéré comme suffisant.

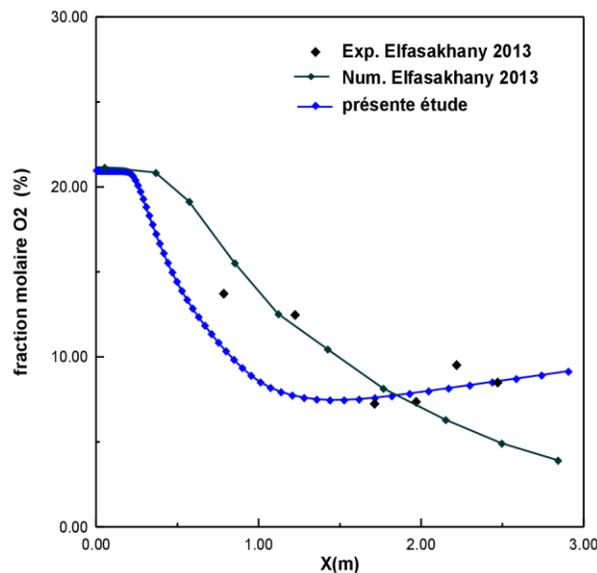


Figure 4.5. Profil de O2 le long de l'axe du four

La Figure 4.6 montre une comparaison entre les concentrations de monoxyde de carbone mesurées et calculées le long de la ligne médiane du four. Une concordance qualitative acceptable est constatée entre les expériences et les prédictions : le profil de CO obtenu par nos résultats numériques a la même forme que celui calculé par Elfasakhany et al. [75]. Pourtant, la fraction molaire de CO calculée réelle a un profil plus élevé. Une raison possible de cette différence est que le modèle de réaction global surestime la quantité de CO produite par la réaction de dévolatilisation dans cette région où les gaz volatils sont principalement produits.

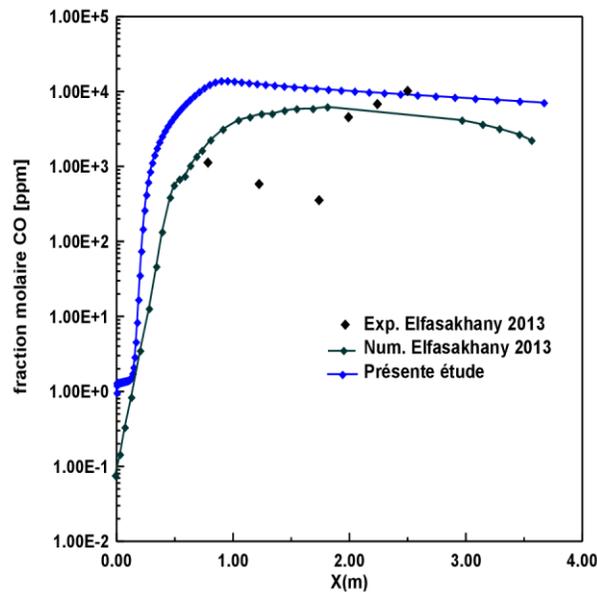


Figure 4.6. Profil de CO de l'axe du four

En général, un accord satisfaisant entre les résultats de la simulation et les expériences peut être signalé. Toutefois, certains écarts observés sont principalement liés aux fluctuations de turbulence des particules calculées par le modèle de Hinze-Tchen. Le modèle de combustion de gaz EDC peut également affecter la précision des résultats numériques car il surestime les vitesses de réaction. Par ailleurs, il convient de mentionner que le modèle numérique est basé sur des hypothèses qui semblent moins appropriées loin des conditions de turbulence et la nature diphasique de l'écoulement.

3.2. Structure des flammes de biomasse pulvérisée

À partir des simulations numériques, la structure de la flamme de bois pulvérisé dans le présent four vertical peut être divisée en :

5.2.1. La région de séchage et de dévolatilisation ($X / D < 4$)

Dans la région de séchage et la région de dévolatilisation antérieure, la distribution de l'oxygène est assez uniforme (Figure 4.7). Cela indique que dans la région proche de l'entrée du brûleur, aucune oxydation significative du combustible ne se produit. Dans cette région, les particules sont chauffées par le transfert de chaleur de la flamme en aval. L'O₂ commence à diminuer une fois que les substances volatiles sont libérées des particules et oxydées par l'air. En aval, la concentration en oxygène dépend fortement des facteurs suivants : la fraction d'air secondaire et le taux de dévolatilisation.

5.2.2. La région d'oxydation ($X / D > 3$)

Dans cette région, le mélange gazeux atteint la température d'inflammation et par la suite les produits volatils subissent une chimie d'oxydation exothermique entraînant un dégagement de chaleur rapide. La température de la flamme est la température maximale dans cette région. L'oxygène est consommé produisant une fraction molaire significative des espèces oxyde de carbone (CO, CO₂) dans cette région. Ensuite, ces espèces volatiles sont consommées comme le montre la désintégration des oxydes de carbone le long du four. L'épuisement des résidu carboné ou coke est consécutif à la dévolatilisation et se produit dans cette région.

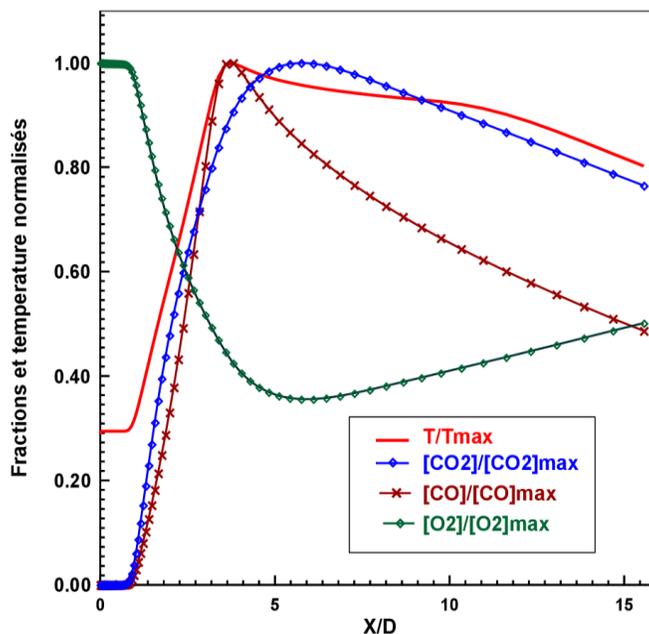
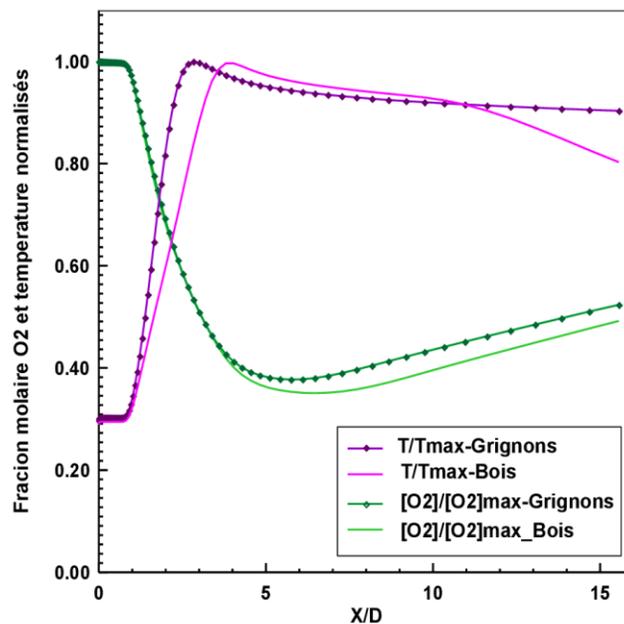


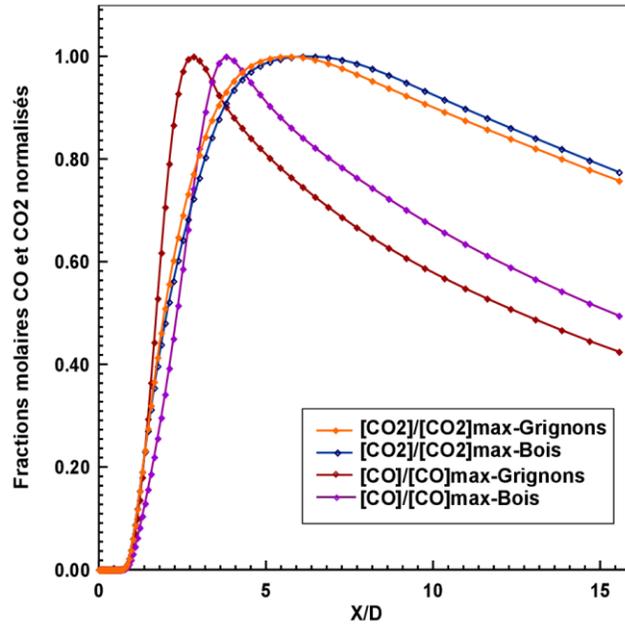
Figure 4.7. Evolution de la température et des espèces sur l'axe de la flamme de bois pulvérisé

3.3. Comparaison de la fraction molaire normalisée et de la température des grignons d'olive avec le bois

Sur les Figure 4.8-a, on a comparé les profils normalisés de la fraction molaire de O_2 et température dans un four à combustion des grignons d'olive et ceux dans un four à bois. Par rapport à la combustion du bois, une distribution plus uniforme de la température est obtenue avec les grignons d'olive dans la partie inférieure de la chambre de combustion car elle a une teneur en humidité significativement plus élevée, ces particules nécessitent un temps plus long pour sécher et pour se dévolatiliser, d'autre part la capacité thermique élevée de l'eau ralentit la variation de température. En comparant les courbes de concentration de CO_2 , CO et O_2 correspondant aux deux biomasses sur la Figure 4.8-b, le bois émet plus de CO_2 et de CO que les grignons dans des conditions de combustion comparables.



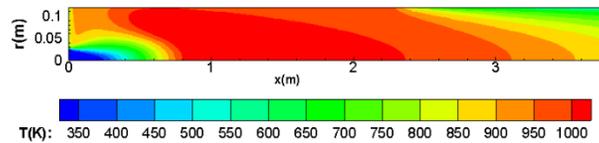
(a)



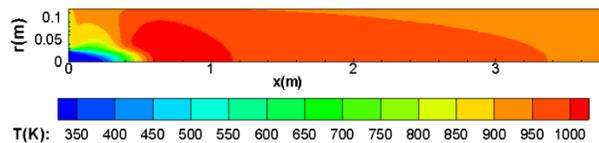
(b)

Figure 4.8. Profil normalisé de (a) fraction molaire de O₂ et température (b) CO₂ et fractions molaires de CO

La distribution de la température de la flamme le long de l'axe du four qui nous indique la forme de la flamme à l'intérieur du four axisymétrique pour les quatre biomasses est présentée sur la Figure 4.9. Pour les quatre biomasses, on observe que la flamme est située dans la région centrale de la chambre de combustion où la combustion des volatiles a lieu. Cependant, la longueur de la flamme diffère de la biomasse aux autres combustibles. Le bois a la plus grande longueur de flamme et atteint une température plus élevée aux alentours de 1069 K.



(a)



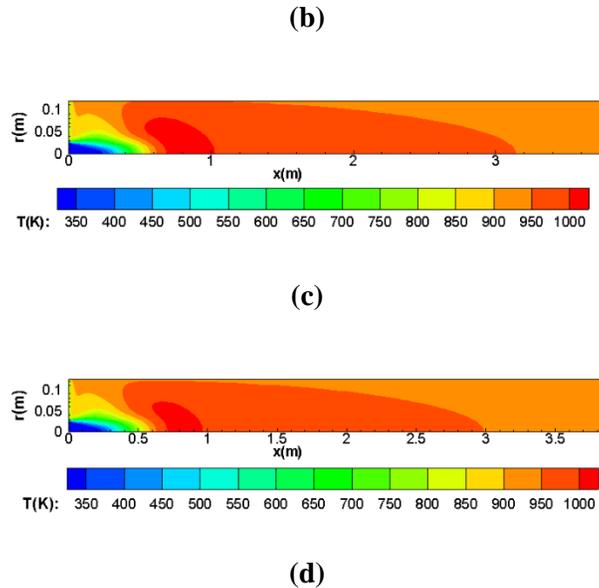


Figure 4.9. Répartition de la température de la flamme le long de l'axe du four pour les quatre biomasses, (a) bois, (b) grignons d'olive, (c) GOI-28 et (d) GOI-40

3.4. Etude paramétrique de la combustion des grignons d'olive

Dans cette section, nous présentons une étude numérique de l'utilisation du biocarburant obtenu à partir de l'imprégnation des grignons d'olive par la margine

Trois types de biomasses ont été étudiés : les grignons d'olive d'origine, le GOI-28 et le GOI-40. Le GOI-28 est obtenu à partir de l'imprégnation des grignons d'olive avec 28% de la margine et 40% pour le GOI-40. Les paramètres cinétiques de chaque type et leurs caractérisations sont résumés dans les Tableaux 2 et 3, respectivement. (Tirés des mesures expérimentales de Chouchene [7])

3.4.1. Comparaison entre différents types des grignons d'olive

La répartition de la température pour chaque type des grignons d'olive est illustrée dans la figure 4.10. En général, une fraction molaire volatile plus élevée conduit à des températures de flamme plus élevées à l'intérieur de la chaudière. Les valeurs maximales de température, d' O_2 , de CO et du CO_2 pour les différentes biomasses sont résumées dans le Tableau 4.

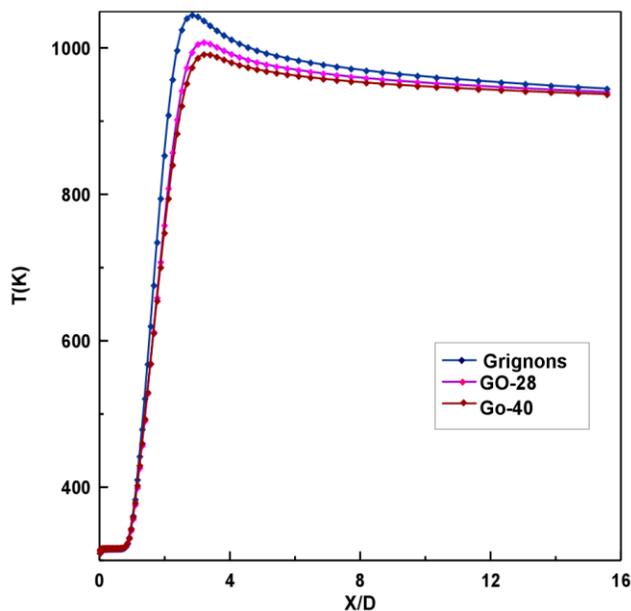


Figure 4.10. Profil de température pour trois types des grignons d'olive

Dans le Tableau 3, on peut observer que les grignons d'olive ont une teneur en matière volatile plus élevée et une teneur en humidité inférieure par rapport au GOI-28 et au GOI-40. Dans cette condition, la dévolatilisation des particules des grignons d'olive serait plus rapide et plus précoce. Le pic de la température de l'échantillon des grignons d'olive a lieu avant les deux autres imprégnés. Il en résulte une température de combustion plus élevée et plus uniforme. Du fait que l'eau a une capacité thermique relativement élevée, l'augmentation de l'humidité conduit également à la diminution de la température de combustion des échantillons imprégnés.

Les figures 4.11 et 4.12 montrent les évolutions du CO et du CO₂ sur l'axe du four.

En ce qui concerne la concentration du CO produite, une fraction molaire d'humidité plus élevée entraîne une diminution de la fraction molaire de CO lors de la réaction initiale de combustion. La matière volatile des grignons d'olive est oxydée sous une température de combustion élevée, formant plus de CO que l'échantillon imprégné. Ce CO réagira avec l'O₂ le long de la chambre de combustion pour former du CO₂. La diminution de la fraction molaire de matière volatile entraîne une diminution de la concentration de CO₂ dans la combustion des échantillons imprégnés.

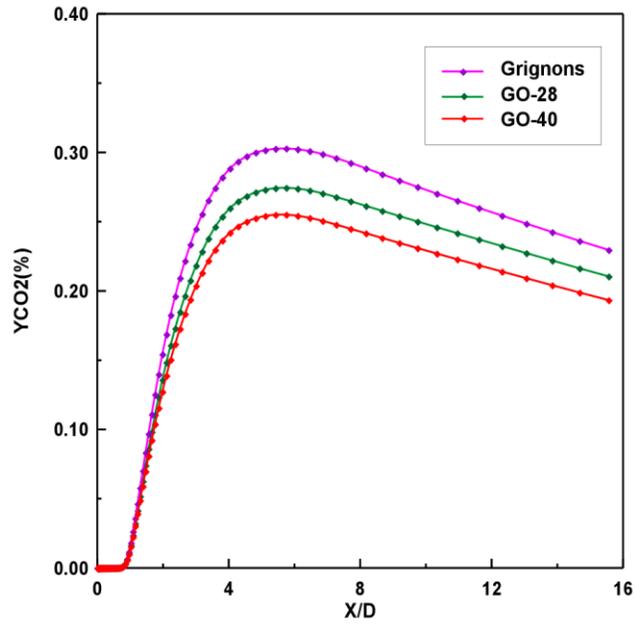


Figure 4.11. Profil de CO2 pour trois types des grignons d'olive

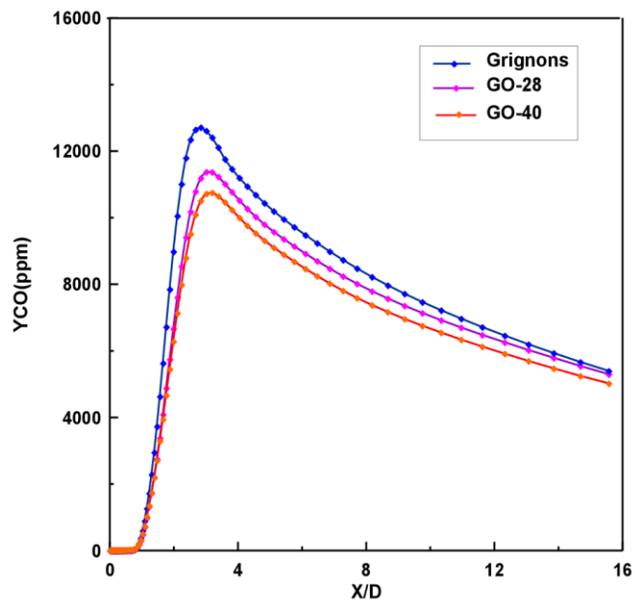


Figure 4.12 Profil de CO pour trois types des grignons d'olive

Tableau 4.2. Paramètres cinétiques des différents types des grignons d'olive (Chouchene [7])

Type		Grignons	GOI-28	GOI-40
Devolatilisation	E(kJ/mol)	39.7	35.9	25.2
	Ln A(s ⁻¹)	2.3	1.1	-1.3
Oxidation	E(kJ/mol)	96.2	92.2	45.3
	Ln A(s ⁻¹)	10.9	9.4	1.27

Tableau 4.3. Caractérisation des différents échantillons étudiés (Chouchene [7])

Type	Grignons	GOI-28	GOI-40
Humidité	7	10.5	11
Cendre	2	4.75	5.6
Volatil	67.2	60.5	59.6
Carbone fixe	23.4	24.25	23.8

Tableau 4.4. Valeurs maximales de la température et des fractions massiques d'O₂, CO et CO₂ pour différents combustibles issus de la biomasse.

	Tmax (K)	YCO,max (ppm)	YCO₂,max (%)	YO₂,max (%)
Bois	1069	13708.5	31.9	20.9
Grignons	1045	12719	30.3	20.9
GOI-28	1008	11380	27.45	20.9
GOI-40	991	10758	25.5	20.9

Conclusions et perspectives

Dans le cadre de la valorisation des sous-produits de l'olive en tant que source renouvelable d'énergie, une étude numérique des flammes des grignons d'olive pulvérisées dans un four vertical est réalisée. Dans cette étude, un modèle mathématique a été construit pour représenter le modèle physique du processus de combustion d'une biomasse sèche (grignons d'olive). Ce modèle implique un grand nombre de processus tels que la turbulence des gaz, le transfert de chaleur et de masse, la dévolatilisation et la combustion de particules pulvérisées en écoulement turbulent. Le modèle de simulation a été validé en comparant les prévisions numériques et les données expérimentales de la combustion du bois pulvérisé. Une analyse de la combustion d'une biomasse sèche (grignons d'olive) imprégnée de la margine a été envisagée. La simulation montre que l'utilisation de la biomasse imprégnée conduit à des résultats prometteurs. La comparaison entre les températures des flammes produites à partir de la biomasse brute et celles obtenues lors de la combustion des particules, montre que l'ajout de la margine n'a pas affecté la qualité de la combustion. De plus, l'imprégnation permet de réduire les émissions gazeuses du monoxyde de carbone.

Le principal résultat confirme que le procédé d'imprégnation avec la margine peut-être un enjeu prometteur pour la valorisation de son contenu organique et peut être en même temps une solution qui réduit son impact environnemental.

Conclusion générale

Conclusion générale

Cette thèse contribue à améliorer la compréhension des processus de combustion de résidus de grignons d'olive. Pour analyser divers phénomènes thermiques et chimiques qui se produisent à l'intérieur d'un four chauffé par la combustion des grignons d'olives sous forme des jets pulvérisés, les équations pour de quantité de mouvement, des espèces en phase gazeuse et en phase solide, le transport de chaleur sont résolues simultanément en utilisant la méthode de volumes finis. Ce modèle développé en deux dimensions devrait être utile pour prédire le transport, les courbes de températures et les émissions de CO₂ et CO lors de la combustion de grignons et ses imprégnés dans four à jet pulvérisé coaxial.

Dans la première partie des résultats élaborés dans cette thèse, la méthode Euler-Euler a été développée pour l'étude dynamique des écoulements gaz-solides. Le modèle de turbulence k- ϵ est appliqué avec des termes sources supplémentaires représentant l'effet d'interaction particules-solides. Le modèle numérique a été validé par des résultats expérimentaux de la littérature.

Des études paramétriques ont également été menées pour examiner l'effet des paramètres tailles et taux de chargement de particules sur la turbulence et la vitesse de l'écoulement.

La simulation CFD a été réalisée pour un écoulement de gaz turbulent contenant des particules solides dispersées diluées dans une buse agissant dans la direction verticale vers le bas.

Cette étude a montré que la taille des particules et le taux de chargement sont les deux paramètres qui influencent de manière significative l'écoulement diphasique.

Les particules solides ont considérablement affecté la structure de turbulence de la phase gazeuse dans la buse. Les petites particules réduisent la turbulence, tandis que les plus grosses augmentent la turbulence dans le jet. De même, l'augmentation de taux de chargement de particules intensifie le phénomène de turbulence dans l'écoulement.

Dans la deuxième partie, une étude numérique des flammes des grignons d'olive pulvérisées dans un four vertical est réalisée. Dans cette étude, un modèle mathématique a été construit pour

représenter le modèle physique du processus de combustion d'une biomasse sèche (grignons d'olive). Le modèle de simulation a été validé en comparant les prévisions numériques et les données expérimentales de la combustion du bois pulvérisé. Une analyse de la combustion d'une biomasse sèche (grignons d'olive) imprégnée de la margine a été envisagée. La simulation montre que l'utilisation de biomasse imprégnée conduit à des résultats prometteurs. La comparaison entre les températures des flammes produites à partir de la biomasse brute et celles obtenues lors de la combustion de particules, montre que l'ajout de la margine n'a pas affecté la qualité de la combustion. De plus, l'imprégnation a permis de réduire les émissions gazeuses de monoxyde de carbone.

Le principal résultat confirme que le procédé d'imprégnation avec la margine peut-être un enjeu prometteur pour la valorisation de son contenu organique et peut être en même temps une solution à son mauvais impact environnemental.

Références

- [1] **INS**, L'Institut National de la Statistique dans <http://ins.tn/ar/statistiques/52> (dernier accès 30 Mai 2021), Ministère De Développement De L'investissement et de la Coopération International
- [2] **A. Trigui**, Etude en vue de l'Elaboration d'un Plan d'Action pour l'utilisation énergétique des sous-produits de l'oliveraie en Tunisie. Consultation auprès du PNUD-Tunisie/ANME (33/2008), Projet 00058135. p121, 2008.
- [3] **H.J. Mellouli, R. Hartmann, D. Gabriels, W.M. Cornelis**, The use of olive mill effluents (“marginés”) as soil conditioner mulch to reduce evaporation losses. Soil and Tillage Research 49 , 85-91, 1998.
- [4] **H. Mekki, E. Ammar, M. Anderson, M. Ben Zina** Recyclage des déchets de la trituration des olives dans les briques de construction. Les Annales de Chimie-Science des Matériaux 28 (1), 109–127, 2003.
- [5] **DGEDA**, Patrimoine Oléicole Tunisien, dans <http://www.agridata.tn/dataset/c996e219-c45e-4f4f-a337-1a488697f9bf/resource/88e04bd6-9269-4367-9fbc-0780c4c98b06/download/production-nationale-de-lhuile-dolive-en-1000-tonne.xlsx> (dernier accès 30 Mai 2021), Direction Générale des Etudes et du Développement Agricole (DGEDA), Ministère de l'Agriculture, République Tunisienne, 2021
- [6] **M. Masghouni and M. Elhassayri**, Energy applications of olive-oil industry byproducts: The exhaust foot cake, Biomass and Bioenergy, 18, p. 257-262, 2000
- [7] **A. Chouchene**, Etude expérimentale et théorique de procédés de valorisation de sous- produits oléicoles par voies thermique et physico-chimique, Thèse de doctorat à l'école nationale d'ingénieurs de Monastir (Tunisie) et l'université de Haute-alsace (France), 2010

Références

- [8] **N. Benyahia et K. Zein**, Analyse des problèmes de l'industrie de l'huile d'olive et solutions récemment développées. Contribution spéciale de Sustainable Business Associates (Suisse), 2003
- [9] **F. R. Gharbi T. Benarif**, Opportunité économique de l'introduction de grignons d'olive dans l'alimentation des animaux en Tunisie, *Biotechnol. Agron. Soc. Environ.* 15(2), 259-270, 2011
- [10] **H. Bounouara**, Etude d'un jet axisymétrique diphasique turbulent : Faisabilité d'un brûleur à grignons pulvérisés, Thèse de doctorat à l'école nationale d'ingénieurs de Monastir (Tunisie) et l'université de Rouen (France), 2013
- [11] <http://www.abouwalid-group.com/biomas.php?br=1>
- [12] **A. Nefzaoui et M. Vanbelle**, publication de laboratoire de Biochimie de la Nutrition (U.C.L.), 1984
- [13] **A. Nefzaoui**, Contribution à la rentabilité de l'oléiculture par une valorisation optimale des sous-produits. In : Allaya M. (ed.). *L'économie de l'olivier*. Paris : CIHEAM, 1988. p. 153-173 (Options Méditerranéennes : Série Etudes ; n. 1988-V)
- [14] **H. Yang , R. Yan , H. Chen, C. Zheng, D. H. Lee and D. T. Liang**, In-depth investigation of biomass pyrolysis based on three major components: hemicellulose, cellulose and lignin, *Energy & Fuels*, 20(1), 388–393, 2006.
- [15] **M. Varol, A. T. Atimtay**, Combustion of olive cake and coal in a bubbling fluidized bed with secondary air injection, *Fuel* 86 1430–1438, 2007
- [16] **A. Elorf , B.Sarh , S. Bonnamy , M. Asbik and J. Chaoufi**, Injection Type Effects on Pulverized Biomass (solid olive waste) Combustion in a 50 kW Combustor, *International Journal Of Renewable Energy Research* Vol.9, No.2, June, 2019
- [17] **L. Ping, X. Shengrong, and Z. Xiuming**, Pyrolysis property of pulverized coal in an entrained flow reactor during coal reburning, *Chemical Engineering and Processing* 48, p.333-338, 2009

- [18] **M.C. Blanco Lopez, C.G. Blanco, A. Martinez-Alonso and J.M.D. Tascon**, Composition of gases released during olive stones pyrolysis, *Journal of Analytical and Applied Pyrolysis* 65, p. 313–322, 2002
- [19] **P. Bartoccia, M. D'Amico, N. Moriconi, G. Bidini, F. Fantozia** Pyrolysis of olive stone for energy purposes *Energy Procedia* 82, 374 – 380, 2015
- [20] **A. Chouchene, M. Jeguirim, B. Khiari, G. Trouvé and F. Zagrouba**, Study on the emission mechanism during devolatilization/char oxidation and direct oxidation of olive solid waste in a fixed bed reactor, *J. Anal. Appl. Pyrolysis* 87, p.168-174, 2010
- [21] **B.B. Uzun, A. E. Putun and E. Putun**, Composition of products obtained via fast pyrolysis of olive-oil residue Effect: of pyrolysis temperature, *J. Anal. Appl. Pyrolysis* 79 ,p. 147-153, 2007
- [22] **L. L. Baxter, T. R. Miles, B. M. Jenkins, T. Milne, D. Dayton & R. W. Bryers & L. L. Oden**, The behavior of inorganic material in biomass-fired power boilers: field and laboratory experiences. *Fuel Processing Technology* 1998, 54, (1-3), 47-78.
- [23] **F. J. Frandsen**, Utilizing biomass and waste for power production - a decade of contributing to the understanding, interpretation and analysis of deposits and corrosion products. *Fuel* 2005, 84, (10), 1277-1294.
- [24] **L. Di Giovacchino**. L'extraction de l'huile des olives par les systèmes de la pression, de la centrifugation et de la percolation : incidence des techniques d'extraction sur les rendements en huile. *Olivae*, 36, 14-41, 1991.
- [25] **A. Demirbas** , Combustion characteristics of different biomass fuels. *Progress Energy Combust. Sci.* 30:219–230, 2004.
- [26] **G.B. García, M. Calero de H. Carmen, M. García, M. Teresa C. Palomino, A. R.Gálvez and M.Á. Martín-Lara**, Characterization and modeling of pyrolysis of the two-phase olive mill solid waste. *Fuel Processing Technology* *Fuel Processing Technology*, Volume 126, PP104-111 October 2014.

- [27] **J.M. Vargas-Moreno, A.J. Callejon-Ferre, J. Perez-Alonso and B. Velazquez-Marti**, A review of the mathematical models for predicting the heating value of biomass materials, *Renewable and Sustainable Energy Reviews* 16, p. 3065– 3083, 2012
- [28] **A. Friedl, E. Padouvas, H. Rotter & K. Varmuza**, Prediction of Heating Values of Biomass Fuel from Elemental Composition. *Analytica Chimica Acta*, 544, 191-198, 2005.
- [29] **M. Wedyan, B. Abu Hanieh, A. Al Harasheh and A.A. M. al Tawaha**, Chemical characterization of olive pomace in the northern region of Jordan” *Bulgarian Journal of Agricultural Science* 23(5):866–872, October 2017
- [30] **T. Miranda, A. Esteban, S. Rojas, I. Montero, A. Ruiz**, Combustion Analysis of Different Olive Residues. *International Journal of Molecular Sciences* 9, 512-525,2008.
- [31] **N. Rassai, N. Boutammachte, H. El hassani, A. Al Mers, El Mostapha Boudi, A. Bekraoui**, Effect of the particle size of pulverized olive cake on combustion parameters in Stirling engine in Morocco, *Case Studies in Thermal Engineering*, Volume 12, 2018, Pages 433-444,
- [32] **A. Chouchene, M. Jeguirim, B. Khiari, F. Zagrouba and G. Trouvé**, Thermal degradation of olive solid waste: Influence of particle size and oxygen concentration, *Resources, Conservation and Recycling*, 2009
- [33] **H. Thunman, B. Leckner** Influence of size and density of fuel on combustion in a packed bed. *Proceedings of the Combustion Institute*;30:2939e46, 2005.
- [34] **V. Chagras**, Simulation Eulérienne-lagrangienne d'écoulement gaz-solide non isothermes:interaction particules-turbulence, application aux écoulements en conduite. Thèse de doctorat, UHP, Nancy I. . (2004).
- [35] **P. Patro and S. Dash**, Computations of Particle-Laden Turbulent Jet Flows Based on Eulerian Model. *Journal of Fluids Engineering* Vol. 136 / 011301-1, 2014
- [36] **M. Abu-Qudais**, **Fluidized-bed combustion for energy production from olive cake**, *Energy* 21, p. 173–181, 1996

Références

- [37] **I. Hraiech**, Etude énergétique et expérimentale d'une installation de séchage des grignons d'olives. Projet de fin d'étude, Ecole Nationale d'Ingénieurs de Monastir, Tunisie, 2009
- [38] **A. Williams, J. M. Jones, L. Ma and M. Pourkashanian**, Pollutants from the combustion of solid biomass fuels, *Progress in Energy and Combustion Science*, 38, 113-137, 2012.
- [39] **J.G. Speight**, *The Chemistry and Technology of Coal*, 3 edition, Taylor& Francis Group 2013a
- [40] **H. Spliethoff**, "Power Generation from Solid Fuels", Springer Verlag, 2010.
- [41] **Y. Rogaume**, Production de chaleur à partir du bois. Techniques de l'Ingénieur, BE 8 747 et Be 8748, 2005
- [42] **T. Florea**, Simulation numérique de la combustion du bois dans une chaudière automatique de 400 kW, Thèse de doctorat, Université de Valenciennes et du Hainaut Cambrésis, France 2010
- [43] **Th. Nussbaumer, M. Kiener and P. Horat**, Fluid dynamic optimization of grate boilers with scaled model flow experiments, CFD modeling, and measurements in practice, *Biomass and Bioenergy*, Volume 76, Pages 11-23, , 2015
- [44] **E. Belhadj, S. Chilton, W. Nimmo, H. Roth, M. Pourkashanian**, Numerical simulation and experimental validation of the hydrodynamics in a 350 kW bubbling fluidized bed combustor.. *International Journal of Energy and Environmental Engineering*. ISSN 2251-6832,2016.
- [45] **J. Al Asfar , A. AlShwawra , A. Sakhrieh and M. A. Hamdan**, Combustion characteristics of solid waste biomass, oil shale, and coal, *Energy Sources, Part A: Recovery, Utilization, And Environmental Effects*, <https://doi.org/10.1080/15567036.2017.1416707> 2017.
- [46] **O. Solomatnikova, G. Douville, N. Carrière, V. Vallée and F. Trudel**, Profil des produits forestiers-technologies de bioénergies à base de biomasse forestière,

- Ministère des Ressources naturelles et de la Faune, Bibliothèque nationale du Québec, Avril 2011
- [47] **L.D. Smoot, P. O. Hedman, P. J. Smith**, Pulverized-coal combustion research at Brigham Young University, *Progress in Energy and Combustion Science*, Volume 10, Issue 4, Pages 359-441, 1984,
- [48] **F. CADAVID**. Simulation numérique de la réduction des émissions de NOx dans un four pilote de 4 MW et une chaudière tangentielle de 609 MW à charbon pulvérisé. Thèse de doctorat, Université de Valenciennes et du Hainaut Cambrésis et École des Mines de Douai, 2004.
- [49] **M.I. Al-Widyan, G. Tashtoush & A.M. Hamasha**, *Combustion and emissions of pulverized olive cake in tube furnace. Energy Conversion and Management*, 47(11-12), 1588–1596, 2006
- [50] **J. Kuipers, van Duin, K., F. van Beckhum, and W. van Swaaij**, Computer simulation of the hydrodynamics of a 2-dimensional gas-fluidized bed. *Computers in Chemical Engineering*, 17, 839–858. 1993
- [51] **D. Gidaspow**, *Multiphase Flow and Fluidization: Continuum and Kinetic Theory Descriptions*. Academic Press, Boston, MA. 1994
- [52] **J. A. M. Kuipers and W. van Swaaij**, Computational fluid dynamics applied to chemical reaction engineering. *Adv. Chem. Eng.*, 24, 227–328, 1998
- [53] **P. Rambaud, B. Oesterléand A. Tanière**, Assessment of integral time scales in a gas-solid channel flow with relevance to particle dispersion modeling, *Proc. of the 10 th Workshop on Two-Phase Flow Predictions Merseburg, Allemagne*, pp. 182-194, 2002
- [54] **H.Schlichting**. *Second-Order Effects in Elasticity, Plasticity and Fluid Dynamics* 5th edition, in German. Verlag G. Braun,. 736 pp. DM 96 1965.
- [55] **C.G. Stokes**, On the Effect of the Internal Friction of Fluids on the Motion of Pendulums, *Transactions of Cambridge Philosophical Society*, 9, p. 8-106, 1851

- [56] **R. Clift, J.R. Grace and M.E. Weber**, Bubbles, Drops and Particles. *Academic Press* (New York, San Francisco, London) , 1978
- [57] **L. Schiller and A. Naumann**, Uber die grundlegende Berechnung bei der Schwerkraftaufbereitung, *V.D.I. Zeitung*, 77, p. 318-320. 1935
- [58] **S.A. Morsi et A.J. Alexander**, An investigation of particle trajectories in two-phase flow systems, *J. Fluid Mech.*, 55, 193-208, 1972
- [59] **S. Moissette**, Etude dynamique et thermique par modélisation eulérienne-lagrangienne des effets liés aux interactions turbulence-particules dans un écoulement gaz-solide en conduite verticale non-isotherme. Thèse de doctorat, UHP, Nancy I, (2001).
- [60] **O. Simonin, and P.L. Viollet**, Modelling of Turbulent Two-Phase Jets Loaded with Discrete Particles, in *Phase-Interface Phenomena in Multiphase Flow*, New York: Hemisphere, p. 259, 1990
- [61] **P.L. Viollet**, The Modelling of Turbulent Recirculating Flows for the Propose of Reactor Thermal-Hydraulic Analysis, *Nuclear engineering and design*, 99, p. 365—377, 1985
- [62] **W. Rodi**, Turbulence Models and their Application in Hydraulics, *State of the art paper, iAHR-Section on fundamentals of division II: Experimental and Mathematical Fluid Dynamics*, Delft. 1980
- [63] **S. E. Elghobashi and T. W. Abou-Arab**, A Two-Equation Turbulence Model for Two-Phase Flow, *Phys. Fluids*, 26, p. 931, 1983
- [64] **J. O. Hinze-Tchen** Turbulence, *McGraw-Hill, New York*, 1975.
- [65] **A. Berlemont, P. Desjonqueres and G. Gouesbet**, Particle Lagrangian simulation in turbulent flows, *Int. J. Multiphase Flow*, 16 (1), 19-34, 1990
- [66] **W. Ranz and W. Marshall** Evaporation from drops. *Chem. Eng. Prog.*, 48, p. 141–146, 1952

- [67] **B. E. Launder and B. I. Sharma**, Applications of Energy Dissipation Model of Turbulence to the Calculation of Flow near a Spinning Disc, *Lett. Heat Mass Transfer*, 1, p. 131–138, 1974
- [68] **I. W. Smith**, The combustion rates of coal chars: a review, *Nineteenth Symposium (International) on Combustion/The Combustion Institute*, p. 1045-1065, 1982
- [69] **S. Jiménez, P. Remacha, J.C. Ballesteros, A. Giménez, and J. Ballester**, Kinetics of devolatilization and oxidation of a pulverized biomass in an entrained flow reactor under realistic combustion conditions. *Combustion and Flame*, 152(4), 588–603, 2008
- [70] **J. Li, M.C. Paul, P.L. Younger, I. Watson, M. Hossain and S. Welch**, Characterization of biomass combustion at high temperatures based on an upgraded single particle model. *Applied Energy*, 156, p. 749-755, 2015
- [71] **F. Popescu, R. Mahu, I. V. Ion and E. Rusu**, A Mathematical Model of Biomass Combustion Physical and Chemical Processes, *Energies, MDPI, Open Access Journal*, 13(23), p. 1-36, November 2020
- [72] **E. Ranzi, A. Cuoci, T. Faravelli, A. Frassoldati, G. Migliavacca G et S. Pierucci**, Chemical kinetics of biomass pyrolysis. *Energy and Fuels*, 22:4, p. 292–300, 2008
- [73] **PEA Debiagi, C. Pecchi, G. Gentile, A. Frassoldati, A. Cuoci and T. Faravelli**, Extractives Extend the Applicability of Multistep Kinetic Scheme of Biomass Pyrolysis. *Energy and Fuels*; 29, p. 6544–6555, 2015
- [74] **J. Larfeldt, B. Leckner and M.C. Melaaen**, Modelling and measurements of heat transfer in charcoal from pyrolysis of large wood particles. *Biomass and Bioenergy*, 18, p. 507–514, 2000
- [75] **A. Galgano, C. Di Blasi, A. Horvat, Y. Sinai**, Experimental validation of a coupled solid and gas-phase model for combustion and gasification of wood logs. *Energy and Fuels* 20, p. 2223–2232, 2006

- [76] **A. Elfasakhany, L. Tao, B. Espenas, J. Larfeldt & X.S. Bai**, Pulverized wood combustion in a vertical furnace: Experimental and computational analyses, *Applied Energy*, 112, 1, p.454–464, 2013
- [77] **B. Alganash , M.C. Paul, and I.A. Watson**, Numerical investigation of the heterogeneous combustion processes of solid fuels. *Fuel*, 141. p. 236-249, 2015
- [78] **B.F. Magnussen and B.H. Hjertager**, On mathematical modeling of turbulent combustion with special emphasis on soot formation and combustion”. Symposium (International) on Combustion, 16(1), 719-729,1977.
- [79] **G. Hetsroni, M. Sokolov**, Distribution of mass, velocity and intensity of turbulence in a two-phase turbulent jet. *Trans. ASME JI Appl. Mech.* 38, 315-327, 1971
- [80] **M. K. Laats et F. M.Frushman**, The development of the methodics and investigation of turbulence intensity at the axis of two-phase turbulent jet. *Fluid Dynam.* 8, 153-157, 1973
- [81] **G.Hetsroni**, “Particle–Turbulence Interaction,” *Int. J. Multiphase Flow*, 15(5), pp. 735–746, 1989
- [82] **R. A.Gore, and, C. T.Crowe**, “Effect of Particle Size on Modulating Turbulent Intensity”, *Int. J. Multiphase Flow*, 15, pp. 279–285, 1989
- [83] **A. Kartushinsky , S. Tisler , J.L.G. Oliveira, C.W.M. Van der Geld** Eulerian-Eulerian modelling of particle-laden two-phase flow. *Powder Technology*, 301, p. 999–1007, 2016
- [84] **Z. Lin, Z. Yu, S. Xueming, L-P. Wang** Effects of finite-size neutrally buoyant particles on the turbulent flows in a square duct, *Physics of Fluids*, 29(10), 103304, 2017
- [85] **T.N. Ofei and A.Y. Ismail** Eulerian-Eulerian Simulation of Particle-Liquid Slurry Flow in Horizontal Pipe *Journal of Petroleum Engineering*, Vol. 2016/ 5743471, 2016
- [86] **A.E. Kabeel and M. Elkelawy** Solid Particles Injection in Gas Turbulent Channel Flow, *J. of Energy and Power Engineering*, 8, p.367-388, 2016
- [87] **K. Hishida, Takemoto, and M. Maeda**. Turbulent characteristics of gas-solids two-phase confined jet, *Japanese Journal of Multiphase Flow*, 1(1), p. 56–69, 85, 1987

- [88] **E. Levy and D. J. Mason**, The effect of bend on the particle cross-section concentration and segregation in pneumatic conveying systems, *Powder Technol.* 98, p. 95–103, 1998
- [89] **A. Aroussi, D. Giddings, E. Mozaffari and S.J. Pickering**, Characterization of pulverized fuel roping, 15th International Congress of Chemical and Process Engineering (*CHISA2002*), Prague, Czech, 2002
- [90] **G. Borsuk, B. Dobrowolski and J. Wydrych**, Gas-solids mixture flow through a two-bend system, *Chemical and Process Engineering*, 27, p. 645-656, 2006
- [91] **B. Dobrowolski and J. Wydrych**, Computational and experimental analysis of gas-particle flow in furnace power boiler installations with respect to erosion phenomena, *Journal of theoretical and applied mechanics*, 45, 3, p. 513-537, 2007.
- [92] **W. A. Aissa, T.A.M. Mekhail, S.A. Hassanein and O. Hamdy**, Experimental and numerical study of dilute gas solid flow inside a 90 horizontal square pipe bend, *Open journal of fluid dynamics*, 3, p. 331-339, 2013
- [93] **A. M. Ahmed and S. E. Elghobashi**, On the mechanisms of modifying the structure of turbulent homogeneous shear flows by dispersed particles, *Phys. Fluids* 12, 2906, 2000
- [94] **M.N. Ardekani , P. Costa , W.P. Breugem, F. Picano and L. Brandt** Drag reduction in turbulent channel flow laden with finite-size oblate spheroids. *J. Fluid Mech.* 816, p. 43–70, 2017
- [95] **S. Zade, P. Costa, W. Fornari , F. Lundell F., and L. Brandt** Experimental investigation of turbulent suspensions of spherical particles in a square duct, *Journal of Fluid Mechanics*, 2018
- [96] **M. Boivin , O. Simonin , and K. Squires** Direct numerical simulation of turbulence modulation by particles in isotropic turbulence. *J. Fluid Mech.*, 375, p. 235–263, 1998
- [97] **P.O. Hedman and L.D. Smoot** Particle-Gas Dispersion Effects in Confined Coaxial Jets, *AIChE J.*, 21, p. 372–379, 1975

Références

- [98] **Y. Hardalupas, A. M. P. K. Taylor and J. H. Whitelaw** Velocity and Particle-Flux Characteristics of Turbulent Particle-Laden Jets, *Proc. R. Soc. London, Ser. A*, 426, p. 31–78, 1989
- [99] **S.V. Pathankar**, Numerical Heat Transfer and Fluid Flow, p. 99-100, 1980.
- [100] **B.E. Launder and D. B. Spalding** The Numerical Computation of Turbulent Flows, *Computer Methods in Mechanics and Engineering*, 3, p. 269-289, 1974
- [101] **E. J. Bolio, J. A. Yasuna, and J. L. Sinclair** Dilute Turbulent Gas–Solid Flow in Risers With Particle–Particle Interactions, *AIChE J.*, 141(6), p.1375–1388, 1995
- [102] **J. M. Khodadadi et N. S. Vlacos**, Experimental and Numerical Study of Confined Coaxial Turbulent Jets, *AIAA Journal*, 27, p. 532-541, 1989
- [103] **D. Modarres, H. Tan, and S. Elghobashi**, Two Component LDA Measurements in a Two Phase Turbulent Jet. *AIAA J.*, 22(5), p. 624–630, 1984
- [104] **I. Gillandt, U. Fritsching, and K. Bauckhage**, Measurement of Phase Interaction in Dispersed Gas-Particle Two-Phase Flow, *Int. J. Multiphase Flow*, 27, p. 1313–1332, 2001
- [105] **C.T. Crowe** On Models for Turbulence Modulation in Fluid–Particle Flows”. *Int. J. Multiphase Flow*, 26(5), p. 719–727, 2000
- [106] **E. E. Michaelides**, Particles, Bubbles and Drops-Their Motion, Heat and Mass Transfer”, *World Scientific, New Jersey*, 2006
- [107] **S. Vitolo, L. Petarca, and B. Bresci**, Treatment of olive oil industry wastes, *Bioresource Technology*, 67, 2, p.129-137, 1999
- [108] **AC. Caputo, F. Scacchia and PM. Pelagagge**, Disposal of by-products in olive oil industry: waste-to-energy solutions, *Applied Thermal Engineering*, 23, 2, p.197–214, 2003
- [109] **L. Davies, A. Vilhena, J. Novais, & S. Martins-Dias**, Olive mill wastewater characteristics: Modelling and statistical analysis, *Grasas y Aceites*, 55, 3, p. 233-24, 2004

- [110] **A. Mekki , A. Dhouib , F. Aloui et S. Sayadi** , Olive wastewater as an ecological fertiliser. *Agronomy for Sustainable Development*, Springer Verlag/EDP Sciences/INRA, 26 (1), p.61-67, 2006
- [111] **F. Galliou, N. Markakis, M.S. Fountoulakis , N. Nikolaidis, T. Manios**, Production of organic fertilizer from olive mill wastewater by combining solar greenhouse drying and composting. *Waste Manag.* 75, p.305-311, 2018
- [112] **M. Jeguirim, Y. Elmay, L. Limousy, M. Lajili & R. Said**, Devolatilization behavior and pyrolysis kinetics of potential Tunisian biomass fuels. *Environ. Prog. Sustainable Energy*, 33, 4, p.1452-1458, 2014
- [113] **M. Lajili, C. Guizani, F.J. Escudero-Sanz and M. Jeguirim**, Fast pyrolysis and steam gasification of pellets prepared from olive oil mill residues, *Energy*, 150, 3, p.61-68, 2018
- [114] **M. Zribi, M. Lajili & F.J. Escudero-Sanz**, Hydrogen enriched syngas production via gasification of biofuels pellets/powders blended from olive mill solid wastes and pine sawdust under different water steam/nitrogen atmospheres, *International Journal of Hydrogen Energy*, 44, 22, p.11280-11288, 2019
- [115] **IS. Arvanitoyannis, A. Kassaveti, & A. Stefanatos**, Current and potential uses of thermally treated olive oil waste, *International Journal of Food Science and Technology*, 42, 7, p.281-295, 2007
- [116] **A. Chouchene, M. Jeguirim, G. Trouve, A.F. Reguillon, G. Le Buzit, G. & B. Khiari, B.** Energetic valorisation of olive mill wastewater impregnated on low cost absorbent: sawdust versus olive solid waste, *Energy*, 39, 1, p.74-81, 2012
- [117] **M. Jeguirim, A. Chouchene, A.F. Reguillon, G. Trouve & G. Le Buzit**, A new valorisation strategy of olive mill wastewater: impregnation on sawdust and combustion, *Resour Conserv Recycl*, 59, 1, p.4-8, 2012
- [118] **N. Kraiem, M. Jeguirim, L. Limousy, M. Lajili, S. Dorge, L. Michelin and R. Said**, Impregnation of olive mill wastewater on dry biomasses: Impact on chemical properties and combustion performances, *Energy*, 8, 1, p.479-489, 2014

Références

- [119] **L. Zhou**, Two-Phase Turbulence Models in Eulerian-Eulerian Simulation of Gas Particle Flows and Coal Combustion, *Procedia Engineering*, 102, 6, p.1677 – 1696, 1997
- [120] **J. Cai, M. Handa, & MF. Modest**, Eulerian-Eulerian multi-fluid methods for pulverized coal flames with nongray radiation, *Combustion and Flame*, 162, 4, p.1550–1565, 2015
- [121] **B. Epple & A.C. Benim**, EUPAC: Eulerian-Eulerian modeling of pulverized coalcombustion, in (ed.) Bathe, K. J., *Computational Fluid and Solid Mechanics*, 2003, Elsevier, p. 1327-1331, 2003
- [122] **A.C. Benim, B. Epple & B. Krohmer**, Modelling of pulverised coal combustion by a Eulerian-Eulerian two-phase flow formulation, *Progress in Computational Fluid Dynamics*, 5, 6, p.345–361, 2005
- [123] **F. Moukalled, L. Mangani, & M. Darwish**, The Finite Volume Method in Computational Fluid Dynamics, *Fluid Mechanics and Its Applications*, 113, 1, p. 10-257, 2016
- [124] **S.V. Patankar & D.B. Spalding**, A calculation procedure for heat, mass and momentum transfer in three-dimensional parabolic flows, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 15, 10, p. 1787-1806, 1971
- [125] **W. Shyy, , S. Thakur & J. Wright**, Second-order upwind and central difference schemes for recirculating flow computation. *AIAA journal*, 30, 4, p. 923-932, 1992
- [126] **H. Tsuge, T. Yoshida, H. Aoki & T. Miura**, The effect of pulverized coal injection and volatile matter content of coal on combustion characteristics around the raceway zone in the blast furnace, *Twenty-fifth symposium (international) on combustion/the combustion institute*, p. 493-501, 1994
- [127] **H. Ettouati, A. Boutoub, H. Benticha & M. Sassi**, Numerical modelling and simulation of pulverized solid-fuel combustion in swirl burners. *Canadian Journal of Chemical Engineering*, 87, 3, p. 350-358, 2009

Références

- [128] **S. Badzioch & P.G.W. Hawksley**, Kinetics of thermal decomposition of pulverized coal particles, *Industrial and Engineering Chemistry: Process Design and Development*, 9, 4, p. 521-530, 1970
- [129] **M.M. Baum & P.J. Street**, Predicting the Combustion Behavior of Coal Particles, *Combustion Science and Technology*, 3, 5, p. 231-243, 1971