

MESURES EXPÉRIMENTALES ET MODÉLISATION
ANALYTIQUE DE LA PÉNÉTRATION D'UN JET DE
KÉROSÈNE ISSU D'UN INJECTEUR MULTI-TROUS

par

Antoine FLEISCHMANN

MÉMOIRE PRÉSENTÉ À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE
COMME EXIGENCE PARTIELLE À L'OBTENTION DE LA MAÎTRISE
AVEC MÉMOIRE EN GÉNIE AÉROSPATIAL

M. Sc. A

MONTRÉAL, LE 12 OCTOBRE 2021

ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE
UNIVERSITÉ DU QUÉBEC



Antoine Fleischmann, 2021



Cette licence [Creative Commons](#) signifie qu'il est permis de diffuser, d'imprimer ou de sauvegarder sur un autre support une partie ou la totalité de cette œuvre à condition de mentionner l'auteur, que ces utilisations soient faites à des fins non commerciales et que le contenu de l'œuvre n'ait pas été modifié.

PRÉSENTATION DU JURY

CE MÉMOIRE A ÉTÉ ÉVALUÉ

PAR UN JURY COMPOSÉ DE :

M. Patrice Seers, directeur de mémoire
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Lucas Hof, président du jury
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. François Garnier, membre du jury
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

IL A FAIT L'OBJET D'UNE SOUTENANCE DEVANT JURY ET PUBLIC

LE 17 SEPTEMBRE 2021

À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

REMERCIEMENTS

Pendant mes deux années de maîtrise à l'École de Technologie Supérieure, j'ai eu l'occasion de rencontrer de nombreuses personnes, professeurs comme étudiants qui m'ont beaucoup aidé dans la réalisation de ce mémoire. Je tiens donc à les remercier pour le soutien ou pour l'aide qu'elles ont pu m'apporter.

En premier lieu, je tiens à remercier mon directeur de recherche, M. Patrice Seers. Il m'a tout d'abord permis de découvrir le domaine de la recherche en me donnant l'opportunité de réaliser ce mémoire avec lui. Ensuite, je tiens à le remercier pour son soutien, sa disponibilité et ses précieux conseils qui m'ont guidé tout au long de mon travail.

Je souhaite aussi remercier particulièrement Pascal Tétrault qui m'a beaucoup aidé sur la partie expérimentale de ce travail. Il a mis en place une grande partie du montage expérimental et m'a permis de pouvoir réaliser les acquisitions nécessaires à ce mémoire. J'aimerais aussi remercier Michel Orsini pour ses conseils pour améliorer les points difficiles du montage expérimental.

J'adresse aussi un merci à tous les étudiants au cycle supérieur actuels et anciens au laboratoire TFT. En particulier, merci à Pierre-Lou, Pascal, Sébastien, Mohamed et Margaux avec qui j'ai partagé de bons moments et qui ont installé une ambiance de travail chaleureuse.

Finalement, un grand merci à ma petite-amie, à tous mes amis que je me suis fait pendant ces deux ans, ainsi qu'à ma famille sans qui ce projet n'aurait pas pu avoir lieu. Vous avez été d'un grand soutien moral pendant ces deux années difficiles. Merci.

MESURES EXPÉRIMENTALES ET MODÉLISATION ANALYTIQUE DE LA PÉNÉTRATION D'UN JET DE KÉROSÈNE ISSU D'UN INJECTEUR MULTI-TROUS

Antoine FLEISCHMANN

RÉSUMÉ

Afin d'améliorer la phase de combustion dans les moteurs thermiques, il est indispensable d'étudier la phase d'injection du carburant. En effet, c'est lors de cette phase que les performances telles que la puissance développée par le moteur ou encore les émissions de la combustion sont déterminées. C'est dans cette optique d'amélioration continue que la propagation de jets est étudiée depuis de nombreuses années dans la littérature. De plus, l'utilisation d'injecteur diesel entraîne des caractéristiques très différentes des jets de carburant en fonction de la géométrie de l'injecteur, du carburant utilisé ou encore des conditions d'injections. En parallèle de ces nombreux facteurs d'influence, la transition vers des carburants moins polluants pousse aussi la recherche à continuer l'étude des jets sous des conditions variées. Un carburant qui semble être un bon candidat en remplacement du diesel dans les moteurs diesels est le kériosène. Il est en effet de plus en plus étudié et offre des caractéristiques similaires au diesel. Néanmoins, encore peu de travaux ont été réalisés en utilisant des injecteurs multi-trous et en étudiant le développement du jet lorsque l'injection est terminée.

Cette étude vise donc à modéliser la pénétration d'un jet de kériosène en utilisant un injecteur à sept trous. Cette dernière est étudiée pendant la phase d'injection, mais aussi après la fin de l'injection, ce qui est rarement le cas dans la littérature. Pour ce faire, un montage expérimental est mis en place pour capturer les jets de carburant à l'aide d'une illumination diffuse en contre-jour et le traitement des images permet de mesurer la propagation des jets. Par la suite, deux modèles numériques basés sur des articles de la littérature sont mis en place et un troisième est créé à l'aide de régression non-linéaire sur les données récoltées. Ces trois modèles utilisent la masse volumique du gaz au sein de la chambre d'injection et le temps pour prédire la pénétration du jet. En plus de ces deux paramètres, les deux premiers modèles utilisent aussi le flux de quantité de mouvement du jet tandis que le troisième utilise la différence entre la pression d'injection et la contre-pression. Le premier modèle permet de prendre en compte les variations instantanées du flux de quantité de mouvement tandis que le second permet au jet une masse volumique variable. Cela permet notamment de prédire à chaque instant la masse de carburant présent au sein du jet en fonction de la richesse. Après la mise en place de ces modèles, ils sont comparés aux données expérimentales et le modèle prenant en compte la masse volumique variable du jet est élu comme permettant la prédiction la plus fiable de la pénétration du jet.

Mots-clés : jets, kériosène, injecteur multi-trous, longueur de pénétration, illumination diffuse en contre-jour, modélisation numérique, modélisation statistique

MESURES EXPÉRIMENTALES ET MODÉLISATION ANALYTIQUE DE LA PÉNÉTRATION D'UN JET DE KÉROSÈNE ISSU D'UN INJECTEUR MULTITROUS

Antoine FLEISCHMANN

ABSTRACT

In order to improve the combustion phase in internal engines, it is essential to study the fuel injection process. Indeed, it is during this phase that the performance such as the power developed by the engine or the emissions are determined. It is in this perspective of continuous improvement that the fuel sprays have been studied for many years in the literature. Moreover, the use of diesel injectors results in very different characteristics of fuel spray depending on the geometry of the injector, the fuel used or the conditions of the injections. Along with these influencing factors, the transition to less polluting fuels is also pushing research to continue studying sprays under various conditions. One fuel that could be a good substitute for diesel in diesel engines is kerosene. It is more and more studied and offers characteristics similar to diesel. However, still little work has been done using multi-hole injectors and taking into account the development of the spray when the injection is over.

This study aims to model the penetration of a jet of kerosene using a seven-hole injector. The fuel spray penetration is studied during the injection phase, and after the end of the injection, which is rarely the case in the literature. To do this, an experimental set-up is used to capture the fuel sprays using diffuse backlight illumination and the penetration length is measured using an image processing. Subsequently, two numerical models based on articles in the literature are set up and a third is created using non-linear regression on the collected data. All three models use the ambient gas density to predict jet penetration as a function of time. In addition to these two parameters, the first two models also use the momentum flux of the jet while the third uses the difference between injection pressure and back pressure. The first model takes into account instantaneous variations in the momentum flux while the second allows the jet to have a variable density. This makes it possible to predict, at any time, the mass of fuel within the jet as a function of the air-fuel ratio. After the implementation of these models, they are compared with the experimental data and the model taking into account the variable density of the spray offered the most reliable prediction of the fuel spray penetration.

Keywords: sprays, multi-hole injector, penetration length, diffuse backlight illumination, numerical modeling, statistical modeling

TABLE DES MATIÈRES

	Page
INTRODUCTION	1
CHAPITRE 1 REVUE DE LA LITTÉRATURE	3
1.1 Fonctionnement d'un injecteur diesel.....	3
1.2 Propriétés d'un jet de carburant	5
1.2.1 Processus d'atomisation.....	5
1.2.2 Propriétés macroscopiques.....	7
1.2.2.1 Longueur de pénétration	7
1.2.2.2 Angle de cône	9
1.2.2.3 Surface et volume du jet	11
1.2.2.4 Flux de quantité de mouvement et débit massique	12
1.2.3 Propriétés microscopiques	15
1.3 Méthodologies de mesure	17
1.3.1 Illumination diffuse en contre-jour	17
1.3.2 Mie-scattering	19
1.3.3 Ombroscopie	20
1.3.4 Strioscopie.....	22
1.4 Traitements d'image	25
1.4.1 Suppression de l'image de fond.....	25
1.4.2 Seuillage de l'image.....	26
1.4.3 Détection des bords du jet.....	30
1.4.4 Calcul des caractéristiques du jet.....	32
1.5 Environnement ambiant.....	33
1.6 Résultats de la littérature.....	34
1.6.1 Influence de la pression d'injection	35
1.6.2 Influence de la température du carburant.....	38
1.6.3 Influence de la densité ambiante.....	39
1.6.4 Influence de la température ambiante	42
1.6.5 Influence du carburant	44
1.7 Objectifs du mémoire.....	47
1.8 Synthèse du chapitre	48
CHAPITRE 2 CONFIGURATION EXPÉRIMENTALE	49
2.1 Montage expérimental	49
2.1.1 Matériel utilisé	49
2.1.2 Programme d'acquisition et de contrôle	53
2.1.3 Synchronisation des éléments	56
2.2 Conditions d'injection.....	57
2.3 Méthodes optiques et post-traitement des images	59
2.4 Traitement des données.....	64
2.5 Étude de répétabilité	65

2.5.1	Étude en condition moyenne.....	65
2.5.2	Étude en condition extrême	68
2.6	Synthèse du chapitre	71
CHAPITRE 3 MODÈLES NUMÉRIQUES		73
3.1	Modèle à masse volumique constante.....	73
3.1.1	Formulation des équations	73
3.1.2	Principe de fonctionnement du modèle.....	77
3.2	Modèle à masse volumique variable.....	81
3.2.1	Prédiction de la pénétration du jet	82
3.2.2	Prédiction de la répartition de la masse de carburant dans le jet	85
3.3	Synthèse du chapitre	91
CHAPITRE 4 RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX		93
4.1	Étude des facteurs d'influence	93
4.1.1	Influence de la pression d'injection	93
4.1.2	Influence de la masse volumique ambiante	95
4.1.3	Influence de la durée d'injection.....	98
4.2	Modélisation empirique à partir des mesures	104
4.2.1	Modèles empiriques pour chaque durée d'injection	105
4.2.1.1	Durée d'injection de 0.5 ms	106
4.2.1.2	Durée d'injection de 1 ms	111
4.2.1.3	Durée d'injection de 2 ms	113
4.2.1.4	Modèle empirique complet	114
4.3	Synthèse du chapitre	118
CHAPITRE 5 COMPARAISON DES MODÈLES		121
5.1	Modélisation du flux de quantité de mouvement.....	121
5.2	Comparaison des modèles.....	124
5.3	Synthèse du chapitre	128
CONCLUSION ET RECOMMANDATIONS		129
ANNEXE I VALIDATION DES MODÈLES NUMÉRIQUES		131
ANNEXE II COURBES DE COMPARAISON DES MODÈLES		137
BIBLIOGRAPHIE		141

LISTE DES TABLEAUX

	Page
Tableau 2.1 Conditions d'injection utilisées	58
Tableau 2.2 Propriétés du carburant	59
Tableau 4.1 Récapitulatif des coefficients obtenus et comparaison avec la littérature	117
Tableau 5.1 Conditions prises en compte pour la création du modèle de Dleff	122
Tableau 5.2 Conditions propices à la comparaison des modèles.....	125
Tableau 5.3 Récapitulatif des écarts absous entre chaque modèle et les données expérimentales testées.....	128

LISTE DES FIGURES

	Page
Figure 1.1 Représentation d'un injecteur à solénoïde Adaptée de Hamaden (2018)	3
Figure 1.2 Description des délais d'une injection	5
Figure 1.3 Régions du phénomène d'atomisation Tirée de McAllister, Chen, et Fernandez-Pello (2011, p. 156).....	6
Figure 1.4 Définition de la longueur de pénétration Tirée de Hawi et al. (2019).....	8
Figure 1.5 Différentes distances de mesure de l'angle de cône Tirée de Xia, Huang, Xu, Ju, et Lu (2019) (a), Shao, Yan, Greeves, et Smith (2003) (b), S. Yu et al. (2019) (c), Gao et al. (2009) (d).....	10
Figure 1.6 Principe de mesure de la quantité de mouvement du jet Tirée de R. Payri et al. (2005).....	13
Figure 1.7 Mesure du débit d'injection via un tube de Bosch Tirée de Bosch (1966)	14
Figure 1.8 Exemple de répartition de la taille des gouttes Tirée de Lefebvre et McDonell (2017).....	16
Figure 1.9 Exemple de montage pour la technique IDC : tracé du parcours de la lumière en rouge Tirée de Hamzah et al. (2016).....	18
Figure 1.10 Image de jet obtenue avec la méthode IDC Tirée de Xia et al. (2019)	18
Figure 1.11 Principe de montage pour la technique Mie-scattering et image obtenue Tirée de Lee et al. (2018)	19
Figure 1.12 Principe de l'ombroscopie directe Tirée de Settles (2006)	20
Figure 1.13 Montage d'ombroscopie à lumière parallèle Tirée de Settles (2006)	21
Figure 1.14 Différents types de montage de stroboscopie Tirée de Traldi et al. (2018)	23
Figure 1.15 Visualisation d'ondes de choc Tirée de L. Wang, Lowrie, Ngaile, et Fang (2019).....	24
Figure 1.16 Observation d'un jet avec à la technique de la stroboscopie Tirée de Pickett et al. (2010).....	24

Figure 1.17 Gradient de gris sur trois lignes réparties dans le jet Tirée de Shao et al. (2003)	29
Figure 1.18 Traitements d'images pour les méthodes IDC (a), Ombroscopie (b) Tirées de Du et al. (2019b), Mie-scattering (c) tirée de Lu et al. (2019).....	32
Figure 1.19 Courbe de température après précombustion dans la chambre Tirée de Du et al. (2019b)	34
Figure 1.20 Influence de la pression d'injection sur les longueurs de pénétration du jet Tirée de Hawi et al. (2019).....	35
Figure 1.21 Influence de la pression d'injection sur l'angle de cône Tirée de Hawi et al. (2019).....	36
Figure 1.22 Images de jets de diesel 0.7 ms après le début de l'injection, avec une masse volumique ambiante de 15 kg/m ³ Adaptée de X. Wang et al. (2010)	37
Figure 1.23 Effet de la pression d'injection sur le débit d'injection et sur la durée d'injection Tirée de Mohan et al. (2018).....	38
Figure 1.24 Influence de la température du carburant sur l'atomisation du jet Tirée de Anis et Budiandono (2019)	39
Figure 1.25 Influence de la densité ambiante sur la pénétration de la vapeur Tirée de Hawi et al. (2019)	40
Figure 1.26 Influence de la densité ambiante sur la longueur de pénétration du liquide Tirée de Yamashita et al. (2007)	41
Figure 1.27 Influence de la pression d'injection, de la masse volumique ambiante et du type de carburant sur le SMD Tirée de X. Wang et al. (2010)	41
Figure 1.28 Influence de la température sur les longueurs de pénétration Tirée de Yamashita et al. (2007) (a) et Lee et al. (2018) (b).....	42
Figure 1.29 Différence dans les longueurs de pénétration malgré des contre-pressions égales Tirée de Du et al. (2019a)	43
Figure 1.30 Influence du type de carburant sur la pénétration du jet Tirée de W. Yu et al. (2016).....	44
Figure 1.31 Impact du type de carburant sur la pénétration du jet Tirée de Chen et al. (2013)	45
Figure 1.32 Impact du type de carburant sur le SMD Tirée de Chen et al. (2013).....	45

Figure 1.33 Image de jets pour différents carburant Tirée de X. Wang et al. (2010).....	46
Figure 2.1 Modèle 3D du banc expérimental.....	51
Figure 2.2 Schéma électrique du montage National Instrument.....	52
Figure 2.3 Schéma électrique du câblage des capteurs.....	53
Figure 2.4 Échange et traitement des données au niveau du FPGA	54
Figure 2.5 Illustration des échanges de données avec le niveau « temps réel »	55
Figure 2.6 Schéma du code au niveau le plus haut : « hôte ».....	56
Figure 2.7 Fond de la chambre et domaine d'étude (en rouge)	61
Figure 2.8 Étapes du traitement des images : (a) image du fond, (b) image brute, (c) image sans fond, (d) image filtrée, (e) image du contour du jet, (f) image binarisée	62
Figure 2.9 Propagation du contour du jet en fonction du nombre d'itérations du post-traitement	64
Figure 2.10 Longueurs de pénétration en fonction du temps.....	66
Figure 2.11 Variation des moyennes en fonction du temps.....	67
Figure 2.12 Évolution de l'écart-type en fonction du nombre de test pris en compte.....	68
Figure 2.13 Longueurs de pénétration en fonction du temps.....	69
Figure 2.14 Variation des moyennes en fonction du temps.....	70
Figure 2.15 Évolution de l'écart-type maximum en fonction du nombre de test pris en compte.....	70
Figure 3.1 Décomposition du FQM en paquet Tirée de R. Payri et al. (2007).....	77
Figure 3.2 Indication des paquets dans le temps et l'espace.....	78
Figure 3.3 Visualisation de la pénétration de chaque paquet pour une injection de 1 ms avec une pression d'injection de 800 bar et une contre-pression de 10 bar	80
Figure 3.4 Pénétration du jet avec le modèle à masse volumique constante pour une injection de 1 ms avec une pression d'injection de 800 bar et une contre-pression de 10 bar	81

Figure 3.5 Caractéristiques géométriques du jet Tirée de Katrašnik (2016)	84
Figure 3.6 Pénétration du bout et de la queue du jet avec le modèle à masse volumique variable.....	90
Figure 3.7 Évolution de la masse de carburant au sein du jet au cours du temps ($\lambda@R$ correspond au ratio d'excès d'air sur la bordure du jet)	90
Figure 4.1 Pénétrations pour une contre-pression de 2.5 bar et une durée d'injection de 0.5 ms	94
Figure 4.2 Pénétrations pour une contre-pression de 10 bar et une durée d'injection de 1 ms	94
Figure 4.3 Pénétrations pour une contre-pression de 20 bar et une durée d'injection de 2 ms	95
Figure 4.4 Pénétrations pour une injection de 2 ms et une pression d'injection de 400 bar....	97
Figure 4.5 Pénétrations pour une injection de 1 ms et une pression d'injection de 800 bar....	97
Figure 4.6 Pénétrations pour une injection de 0.5 ms et une pression d'injection de 1600 bar	98
Figure 4.7 Pénétrations pour une pression d'injection de 400 bar et une contre-pression de 5 bar	99
Figure 4.8 Pénétrations pour une pression d'injection de 400 bar et une contre-pression de 10 bar	99
Figure 4.9 Pénétrations pour une pression d'injection de 800 bar et une contre-pression de 5 bar	100
Figure 4.10 Pénétrations pour une pression d'injection de 800 bar et une contre-pression de 10 bar.....	101
Figure 4.11 Pénétrations pour une pression d'injection de 1600 bar et une contre-pression de 10 bar.....	101
Figure 4.12 Pénétrations pour une pression d'injection de 1600 bar et une contre-pression de 15 bar.....	102
Figure 4.13 Pénétrations pour une pression d'injection de 400 bar et une contre-pression de 15 bar.....	103
Figure 4.14 Pénétrations pour une pression d'injection de 800 bar et une contre-pression de 20 bar.....	103

Figure 4.15 Pénétrations pour une pression d'injection de 1600 bar et une contre-pression de 20 bar.....	104
Figure 4.16 Longueurs observées en fonction des longueurs prévues avec une durée d'injection de 0.5 ms	108
Figure 4.17 Longueurs observées en fonction des longueurs prévues pour une durée d'injection de 0.5 ms avec la distinction sur la contre-pression.....	109
Figure 4.18 Visualisation de l'amélioration de la prédiction de la pénétration pour le cas à 400 bar de pression d'injection, 2.5 bar de contre-pression et 0.5 ms de durée d'injection	110
Figure 4.19 Visualisation de la détérioration de la prédiction de la pénétration pour le cas à 800 bar de pression d'injection, 20 bar de contre-pression et 0.5 ms de durée d'injection.....	111
Figure 4.20 Longueurs observées en fonction des longueurs prévues pour une durée d'injection de 1 ms avec la distinction sur la contre-pression.....	112
Figure 4.21 Longueurs observées en fonction des longueurs prévues pour une durée d'injection de 2 ms avec la distinction sur la contre-pression.....	114
Figure 4.22 Histogramme des écarts entre le modèle empirique complet et les données expérimentales	116
Figure 4.23 Longueurs observées en fonction des longueurs prévues pour toutes les durées d'injection avec la distinction sur la contre-pression	117
Figure 5.1 Exemple de courbe de débit massique utilisée dans les modèles numériques	121
Figure 5.2 Durées d'injection effectives prévues en fonction de celles observées	123
Figure 5.3 Comparaison entre les modèles et les données pour la condition : $P_{inj} = 800 \text{ bar}$, $P_{amb} = 5 \text{ bar}$, $DI = 0.5 \text{ ms}$	126
Figure 5.4 Comparaison entre les modèles et les données pour la condition : $P_{inj} = 800 \text{ bar}$, $P_{amb} = 10 \text{ bar}$, $DI = 1 \text{ ms}$	127

LISTE DES ABRÉVIATIONS, SIGLES ET ACRONYMES

BDFc	Biodiesel provenant d'huile de friture usagée
BDFp	Biodiesel provenant d'huile de palme
DI	Début de l'injection
DI _{eff}	Durée d'injection effective
DI _{com}	Commande de durée d'injection
FI	Fin de l'injection
FIFO	Mémoire <i>first-in first-out</i>
FPGA	Circuit logique programmable
FQM	Flux de quantité de mouvement
HC	Hydrocarbure
IDC	Illumination diffuse en contre-jour
SMD	Diamètre moyen de Sauter (<i>Sauter mean diameter</i>)

LISTE DES SYMBOLES ET UNITÉS DE MESURE

Unités de mesure

A	Ampère
bar	Bar
cm	Centimètre
g	Gramme
kg/m ³	Kilogramme par mètre cube
kg/s	Kilogramme par seconde
kg.m/s	Kilogramme mètre par seconde
kg.m/s ²	Kilogramme mètre par seconde carré
K	Kelvin
nm	Nanomètre
N	Newton
m	Mètre
m/s	Mètre par seconde
m ²	Mètre carré
m ³	Mètre cube
mm	Millimètre
ms	Milliseconde
MPa	Mégapascal
s	Seconde
VCC	Volt en courant continu
W	Watt
µm	Micromètre
µs	Microseconde
°	Degré
°C	Degré celcius

Symboles

Lettres latines

a	Vitesse de propagation d'une perturbation dans le carburant
A	Surface du jet
A_0	Surface de l'orifice de sortie de l'injecteur
A_{eff}	Surface efficace de l'orifice de sortie de l'injecteur
A/F_s	Ratio air-carburant stœchiométrique
C_a	Coefficient de réduction d'aire
C_d	Coefficient de décharge
C_v	Coefficient de réduction de vitesse
d_{eq}	Diamètre équivalent de l'orifice de sortie de l'injecteur
d_{goutte}	Diamètre de goutte
d_o	Diamètre de l'orifice de sortie de l'injecteur
dt	Pas de temps d'intégration
D	Diamètre de la source lumineuse

D_f	Diamètre du cercle flou
f	Fraction massique de carburant dans le jet
\dot{m}	Débit massique de carburant
$\tilde{\dot{m}}$	Débit massique moyené
m_{carb}	Masse de carburant injecté
m_{jet}	Masse du jet
M_0	Quantité de mouvement du jet
\dot{M}	Flux de quantité de mouvement du jet
\dot{M}_0	Flux de quantité de mouvement à la sortie de l'injecteur
$\tilde{\dot{M}}_0$	Flux de quantité de mouvement moyené du jet
MM_{amb}	Masse molaire du gaz ambiant
P_{amb}	Pression ambiante
P_b	Variation de pression causée par un coup de bâlier
r_0	Rayon de l'orifice de sortie de l'injecteur
R	Rayon du jet
R_u	Constante universelle des gaz parfaits
S	Longueur de pénétration du jet
S'	Longueur de pénétration mesurée
\bar{S}	Moyenne des longueurs de pénétration
S_1	Longueur de pénétration de la queue du jet
\dot{S}_1	Vitesse de la queue du jet
t	Temps
t_0	Temps de départ d'un paquet de flux de quantité de mouvement
t_r	Temps de rencontre entre deux paquets de flux de quantité de mouvement
T_{amb}	Température du gaz ambiant
u_{cg}	Vitesse du centre de gravité du jet
U	Vitesse du jet
U_{axe}	Vitesse du jet à l'axe
V	Volume du jet
x_{cg}	Position du centre de gravité du jet

Lettres grecques

α	Coefficient de forme de la gaussienne
β	Angle du cône formé par les jets lors d'une injection à jets multiples
Δa	Déplacement des rayons lumineux
ΔN	Probabilité d'obtenir un diamètre de goutte
ΔP	Différence entre la pression d'injection et la contre-pression
θ	Angle de cône du jet
θ'	Angle de cône mesuré
λ	Ratio d'excès d'air
ρ	Masse volumique du jet
ρ_{amb}	Masse volumique du gaz ambiant
ρ_{carb}	Masse volumique du carburant

$\rho_{carb,vap}$	Masse volumique du carburant à l'état gazeux
σ	Écart-type
φ	Déphasage d'un paquet de flux de quantité de mouvement

INTRODUCTION

Les enjeux écologiques auxquelles le monde fait face n'est plus une surprise et nécessite des actions collectives. Pour atteindre les objectifs fixés par les Nations unies lors de la COP21, de nombreuses normes et règlementations ont été mises à jour et les industries ont dû innover pour les satisfaire. En particulier, les normes appliquées dans le secteur automobile se sont endurcies par rapport aux émissions polluantes (Hawi et al., 2019).

Plusieurs solutions sont proposées pour subvenir aux besoins en transport tout en limitant son impact sur les écosystèmes. On peut notamment citer l'optimisation de la phase de combustion dans les machines thermiques. Une façon d'optimiser cette phase est via l'amélioration de l'injection du carburant dans la chambre de combustion. Elle permet à la fois de réduire la consommation en carburant et les émissions de CO, NOx et d'hydrocarbures (HC) imbrûlés (Han, Kim, & Bae, 2014). Pour ce faire, le carburant doit être pulvérisé en gouttelettes afin d'obtenir un mélange avec l'air homogène afin de favoriser le processus de combustion. Il s'avère donc nécessaire de caractériser le jet de carburant afin de permettre la prédiction de son comportement dans les machines thermiques.

Les technologies actuelles sont en mesure de produire des simulations fiables du développement de jets sous de nombreuses conditions. Ces simulations requièrent néanmoins un calibrage et la vérification des modèles utilisés grâce à des essais expérimentaux. L'objectif de ce travail est donc de caractériser des jets de carburant sous des configurations d'injections variables. Les résultats pourront par la suite être utilisés pour fiabiliser des simulations et ainsi optimiser la conception de nouvelles machines thermiques.

CHAPITRE 1

REVUE DE LA LITTÉRATURE

Ce chapitre présente un état des lieux succinct de la recherche sur les jets de carburant. Dans un premier temps, nous expliquerons le fonctionnement d'un injecteur. Ensuite, nous détaillerons les principales étapes du développement du jet ainsi que les propriétés importantes qui l'influencent et qui sont souvent étudiées dans la littérature. Les différentes méthodes expérimentales de mesure des propriétés des jets de carburant et de traitement seront abordées et quelques résultats seront finalement détaillés.

1.1 Fonctionnement d'un injecteur diesel

Il existe deux types d'injecteur qui diffèrent par leur système d'ouverture. Le premier type est l'injecteur à solénoïde. Il se compose d'une ligne d'accès du carburant, d'une ligne de retour du carburant, d'une ligne de commande, de deux ressorts, d'un solénoïde et d'une aiguille. Tous ces éléments sont présentés sur la figure 1.1.

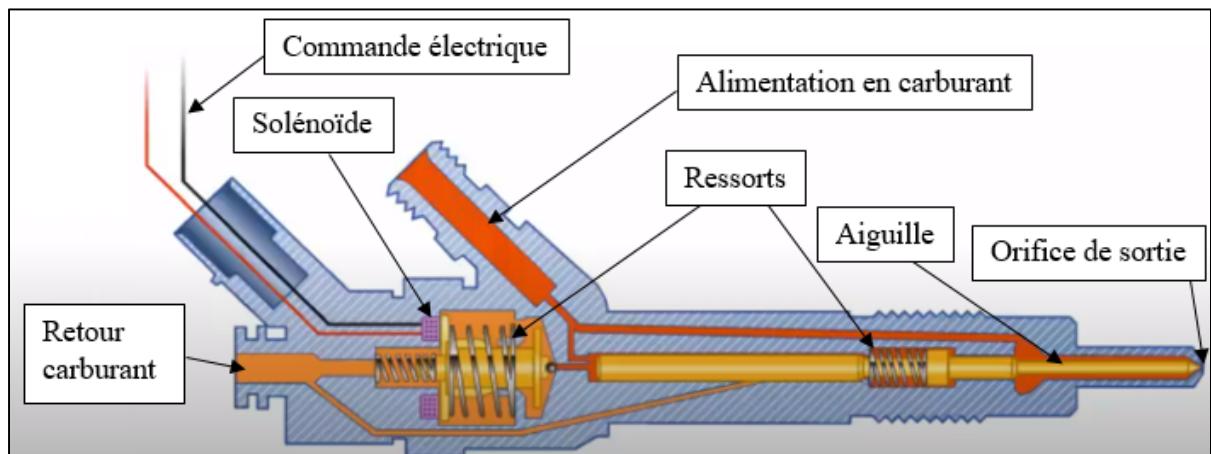


Figure 1.1 Représentation d'un injecteur à solénoïde
Adaptée de Hamaden (2018)

Au repos, le circuit d'alimentation est chargé en carburant pressurisé. La même pression s'opère en amont et en aval du ressort de l'aiguille et l'injecteur est donc fermé (Hamaden, 2018). Lors de l'activation du solénoïde par le circuit de commande, le ressort reliant le circuit d'alimentation et le circuit de retour se comprime, ce qui permet donc au carburant de circuler vers le circuit de retour. La pression en amont de l'aiguille devient plus faible que celle en aval, ce qui comprime le ressort de l'aiguille et provoque l'ouverture de l'injecteur. Lorsque le solénoïde n'est plus alimenté, le rappel du ressort entre les deux circuits de carburant coupe la connexion entre ces derniers, ce qui rééquilibre la pression en amont et en aval du ressort de l'aiguille. Ce dernier se détend donc et provoque la fermeture de l'injecteur (Hamaden, 2018).

Le second type est l'injecteur piézoélectrique. Son principe de fonctionnement est globalement le même que l'injecteur à solénoïde. La principale différence réside dans l'utilisation d'un matériau piézoélectrique qui se comprime ou se dilate au passage d'un courant positif ou négatif pour commander l'ouverture de l'injecteur. Cet élément vient remplacer le solénoïde du premier type d'injecteur (Hamaden, 2018).

Il semblerait que chaque injecteur, même au sein d'un même type, offre des performances très différentes en raison de la variation de géométrie. En effet, il a été remarqué que les jets de carburant étaient influencés par des facteurs tels que la forme des orifices de l'injecteur (S. Yu et al., 2019) ou encore la présence de cavitation au sein de l'injecteur (Fimml, Chmela, Pirker, & Wimmer, 2010). De plus, la plupart des études ont été réalisées avec des injecteurs mono-trou dans le passé alors que les moteurs diesel utilisent aujourd'hui des injecteurs multi-trous.

Il est important de distinguer les phases qui constituent l'injection. La figure 1.2 présente les différents délais entre l'émission de la commande d'injection et la fin de cette dernière. Il est important de noter que la durée effective d'injection, c'est-à-dire la durée pendant laquelle du carburant est injecté, est différente de la commande de durée d'injection. Le délai d'ouverture correspond au temps de réaction de l'injecteur entre la commande et le début d'injection. Le délai de fermeture, quant à lui, est défini comme le temps entre la commande de fin d'injection et la fin effective d'injection.

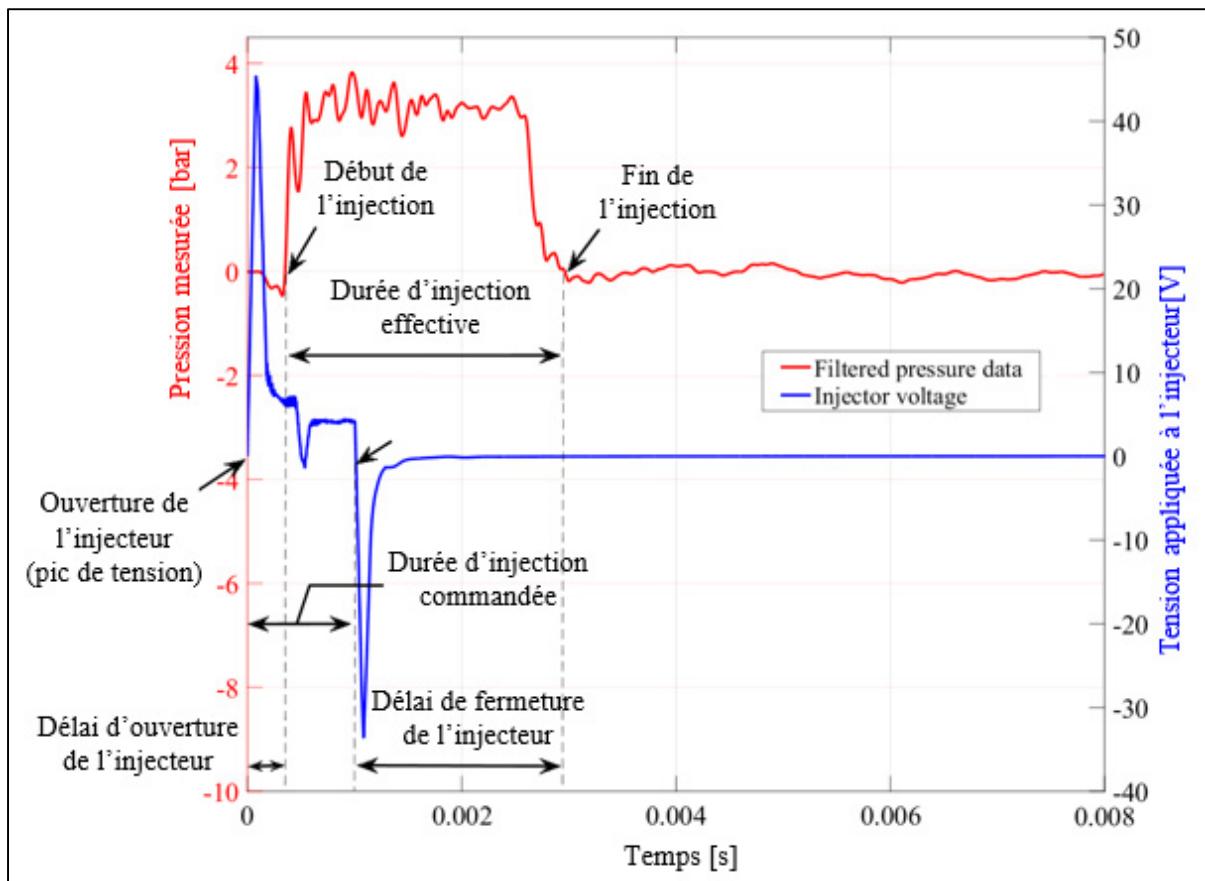


Figure 1.2 Description des délais d'une injection

1.2 Propriétés d'un jet de carburant

Lors de l'étude d'un jet de carburant, de nombreuses propriétés macroscopiques ou microscopiques peuvent être étudiées afin de comprendre les phénomènes en jeu. Par la suite, l'objectif principal de la plupart des études repose sur la modélisation la plus fine possible de ces propriétés.

1.2.1 Processus d'atomisation

Le processus d'atomisation d'un jet de carburant est un phénomène complexe et étudié depuis des années. De nombreuses étapes sont en jeu et la majorité sont transitoires. On peut par

exemple lister la première et seconde désintégration du jet, la présence de cavitation dans la buse de l'injecteur, l'évaporation du carburant ou encore la coalescence des gouttes (Delacourt, Desmet, & Besson, 2005; Mohan, Yang, Tay, & Yu, 2014). Ces étapes sont illustrées en figure 1.3 et chacune est influencée par plusieurs facteurs, ce qui complexifie encore l'étude du phénomène.

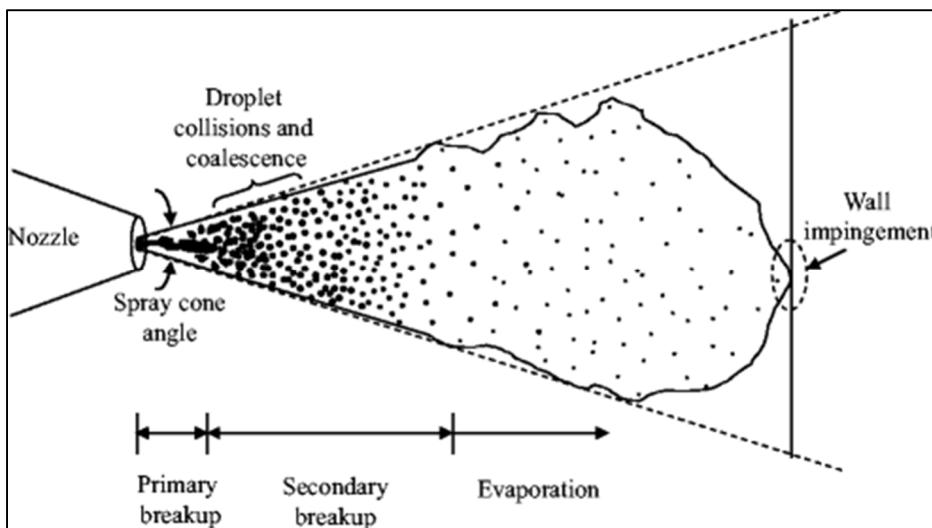


Figure 1.3 Régions du phénomène d'atomisation
Tirée de McAllister, Chen, et Fernandez-Pello (2011, p. 156)

On retrouve dans la zone la plus proche de la buse d'injection la région de désintégration primaire, où la concentration en carburant est maximale. Dans cette région, le carburant est étiré et aplati en raison des contraintes de cisaillement générées par l'interface avec l'air (Lee, Lee, Kim, Seo, & Kim, 2018).

En s'éloignant de la tête de l'injecteur, il se forme des ligaments et des trous dans le jet ce qui marque le début de la seconde zone de désintégration. Dans cette zone, les ligaments s'effondrent et se recombinent en gouttes agglomérées. En continuant de s'éloigner de l'injecteur, elles se désintègrent à leur tour en petites gouttelettes, notamment sous l'effet des forces aérodynamiques.

Le nombre de Weber, présenté dans l'équation 1.1, permet de donner une indication sur la qualité du processus d'atomisation d'un jet. En effet, ce nombre adimensionnel représente le ratio des forces aérodynamiques appliquées à la goutte par rapport à sa tension de surface (Rapp, 2017). Ainsi, plus le nombre de Weber est important, plus les gouttelettes qui forment le jet seront susceptibles de se désintégrer et d'améliorer l'atomisation du jet.

$$We = \frac{\rho \times v^2 \times l}{\sigma} \quad (1.1)$$

Avec ρ la masse volumique du fluide, v la vitesse de la goutte, l sa longueur caractéristique et σ la tension de surface du fluide.

La dernière étape de l'atomisation finalement est l'évaporation des gouttelettes dans le milieu ambiant. Le mélange obtenu est éventuellement enflammé, ce qui donne lieu à la combustion.

1.2.2 Propriétés macroscopiques

1.2.2.1 Longueur de pénétration

Il est important de caractériser les propriétés macroscopiques d'un jet de carburant car elles renseignent sur le comportement global du jet et caractérisent la possibilité du carburant d'aller chercher l'air disponible dans la chambre de combustion afin de créer le mélange air-carburant. La longueur de pénétration est ainsi un élément quasi-systématiquement étudié. Elle se définit comme la distance entre la sortie de l'injecteur et le point le plus éloigné du jet. La pénétration peut concerner la phase liquide du jet ou sa phase gazeuse, lorsque les conditions sont propices à l'évaporation du jet. La figure 1.4 illustre cette définition ainsi qu'une définition possible de l'angle de cône.

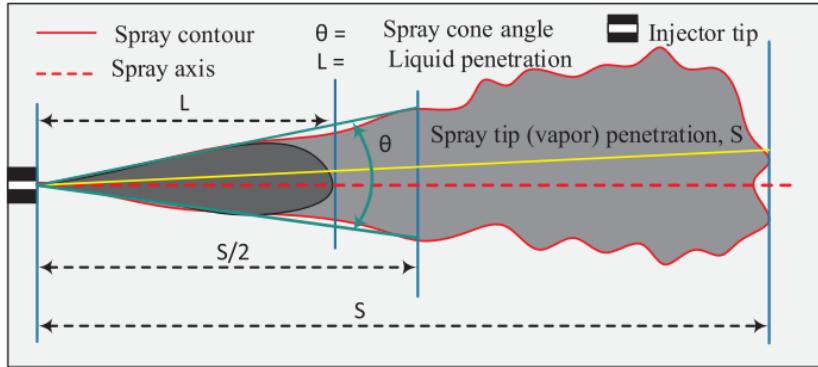


Figure 1.4 Définition de la longueur de pénétration
Tirée de Hawi et al. (2019)

Cette longueur est importante à prendre en compte dans la conception des chambres de combustion car si elle est trop grande par rapport à la chambre, il y a risque de mouillage des parois de la chambre, ce qui entraînera une production importante de particules et d'HC imbrûlés. Au contraire, une pénétration trop faible du jet résultera en un mauvais mélange air-carburant et donc en une combustion incomplète (Du, Mohan, Sim, Fang, & Roberts, 2019a).

Il existe de nombreuses corrélations théoriques afin de prédire longueur de pénétration du jet. Celle de Hiroyasu et Arai (1990) a souvent été utilisée dans les études précédentes. Elle est valide dès lors que le temps considéré est supérieur au temps de rupture du jet. Ce dernier correspond au temps nécessaire pour que le fluide ne soit plus dans la zone de désintégration primaire, c'est-à-dire le temps nécessaire pour que le jet soit sous la forme de gouttelettes. Le temps de rupture du jet est généralement de l'ordre de 1 milliseconde mais varie en fonction de la pression d'injection (Hiroyasu & Arai, 1990).

$$S(t) = 2.95 \left(\frac{\Delta P}{\rho_{amb}} \right)^{0.25} (d_0 \times t)^{0.5} \quad (1.2)$$

Avec $S(t)$ la longueur de pénétration du jet, ΔP la différence entre la pression d'injection et la contre-pression, ρ_{amb} la masse volumique du gaz ambiant, d_0 le diamètre de l'orifice de

l'injecteur et t le temps. Cette équation a été vérifiée de nombreuse fois et offre une bonne adéquation avec les résultats expérimentaux (Du, Mohan, Sim, Fang, & Roberts, 2019b).

De nombreux autres paramètres peuvent être pris en compte pour estimer la longueur de pénétration. On peut par exemple citer la température d'injection du carburant, ou encore la température du milieu ambiant tel que le montre l'équation de Dent (1971) (Lefebvre & McDonell, 2017) :

$$S(t) = 3.01 \left[\left(\frac{\Delta P}{\rho_{amb}} \right)^{0.5} \times d_0 \times t \right]^{0.5} \left(\frac{295}{T_{amb}} \right)^{0.25} \quad (1.3)$$

Avec T_{amb} la température du gaz ambiant.

1.2.2.2 Angle de cône

Une autre propriété systématiquement étudiée lorsqu'il est question de caractéristiques macroscopiques est l'angle de cône du jet. Il est défini comme l'angle formé par la buse de l'injecteur avec les bords du jet situés à une distance radiale donnée. La figure 1.5 présente plusieurs définitions adoptées dans la littérature. Ces définitions varient par la nature de la mesure. Dans certains cas, il s'agit simplement de la mesure de l'angle à une certaine distance de l'injecteur comme dans les exemples (a) et (c) de la figure 1.5. Dans d'autres, il s'agit de l'angle maximal entre l'injecteur et cette distance, tel que présenté en figure 1.5 (b) et (d). Enfin, il peut être défini comme la moyenne de tous les angles formés par les bords du jet entre la tête de l'injecteur et la distance souhaitée.

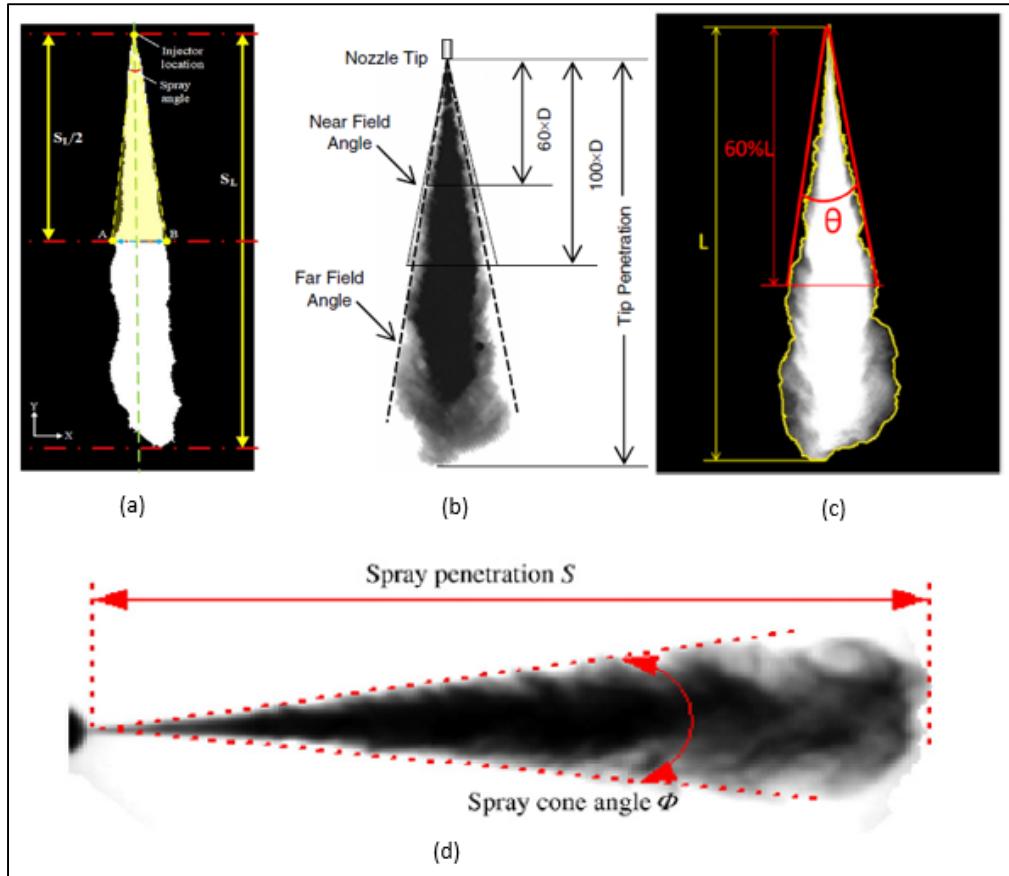


Figure 1.5 Différentes distances de mesure de l'angle de cône
 Tirée de Xia, Huang, Xu, Ju, et Lu (2019) (a), Shao, Yan, Greeves, et Smith (2003) (b), S. Yu et al. (2019) (c), Gao et al. (2009) (d)

La distance radiale entre la tête de l'injecteur et la mesure de l'angle peut aussi être fixe comme par exemple 3mm (Boggavarapu & Ravikrishna, 2019) ou 40mm (X. Wang, Huang, Kuti, Zhang, & Nishida, 2010).

Lorsque la longueur de pénétration et l'angle de cône sont mesurés expérimentalement à partir d'injecteurs à trous multiples, il s'avère nécessaire de les rectifier. Dans cette configuration, les jets forment un cône d'angle β par rapport à l'axe de l'injecteur, qui est généralement assez ouvert. C'est pourquoi il peut être préféré une prise de vue sous l'injecteur plutôt que

perpendiculaire à ce dernier. Dans ce cas, la modification des valeurs est la suivante (Delacourt et al., 2005) :

$$S' = S \sin\left(\frac{\beta}{2}\right) \quad (1.4)$$

$$\theta' = 2 \arcsin\left(\frac{\sin\left(\frac{\theta}{2}\right)}{\sin\left(\frac{\beta}{2}\right)}\right) \quad (1.5)$$

S' et θ' sont les propriétés mesurées. Pour obtenir les propriétés réelles du jet, il convient de transformer les équations précédentes.

$$S = \frac{S'}{\sin\left(\frac{\beta}{2}\right)} \quad (1.6)$$

$$\theta = 2 \arcsin\left(\sin\left(\frac{\theta'}{2}\right) \sin\left(\frac{\beta}{2}\right)\right) \quad (1.7)$$

Si la prise de vue reste perpendiculaire à l'axe de l'injecteur, les modifications changent en suivant les lois habituelles de la trigonométrie.

1.2.2.3 Surface et volume du jet

La surface et le volume du jet permettent de renseigner de la qualité du mélange air-carburant (Delacourt et al., 2005). Ils peuvent être obtenus à partir des propriétés vues précédemment, en considérant le jet comme un cône, et son extrémité comme une demi-boule (Delacourt et al., 2005).

$$A(t) = 4.351d_0^2 \left(\sqrt{\frac{\Delta P}{\rho_{amb}}} \frac{t}{d_0} \right) \theta \sin\left(\frac{\beta}{2}\right) \frac{(4 + \pi\theta')}{(2 + \theta')^2} \quad (1.8)$$

$$V(t) = \frac{\pi}{3} S^3(t) \tan^2\left(\frac{\theta}{2}\right) \frac{\left(1 + 2 \tan\left(\frac{\theta}{2}\right)\right)}{\left(1 + \tan\left(\frac{\theta}{2}\right)\right)^3} \quad (1.9)$$

Avec $A(t)$ la surface du jet et $V(t)$ le volume du jet.

La surface du jet peut aussi directement être obtenue en comptant le nombre de pixel contenant le jet sur les images prises selon les méthodes que nous verrons dans les sections suivantes (S. Yu et al., 2019).

1.2.2.4 Flux de quantité de mouvement et débit massique

Une autre caractéristique étudiée est le flux de quantité de mouvement (FQM) du jet. En effet, c'est un autre indicateur de la qualité du mélange air-carburant car il renseigne sur la quantité d'air qui sera entraînée par le jet. Pour le mesurer, un capteur de force piézoélectrique est souvent utilisé. Cette méthode est présentée en figure 1.6. Elle repose sur le principe de conservation de la quantité de mouvement qui indique qu'en régime permanent, la force appliquée par le fluide sur le capteur est directement égale au FQM du fluide. L'hypothèse du régime permanent est valide pendant la majorité de la vie du jet (R. Payri, Garcia, Salvador, & Gimeno, 2005).

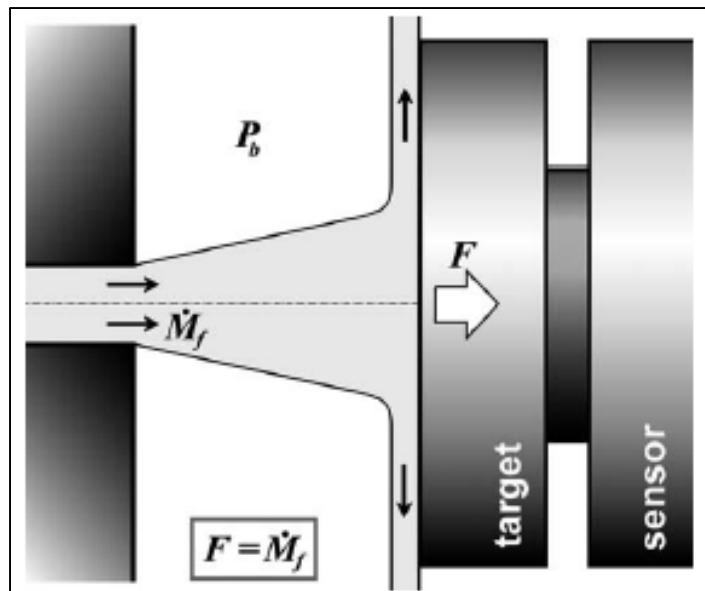


Figure 1.6 Principe de mesure de la quantité de mouvement du jet
Tirée de R. Payri et al. (2005)

Par ailleurs, la mesure du flux permet aussi d'obtenir le débit massique, et donc la quantité de carburant injectée à l'aide de l'équation de débit massique 1.10 (Mohan, Du, Sim, & Roberts, 2018).

$$\dot{m} = \sqrt{F \rho_{carb} A_0} = \sqrt{\dot{M} \rho_{carb} A_0} \quad (1.10)$$

$$m_{carb} = \int_{DI}^{FI} \dot{m} dt \quad (1.11)$$

Avec \dot{m} le débit massique de carburant, \dot{M} le FQM du jet, ρ_{carb} la masse volumique du carburant, m_{carb} la masse de carburant injecté et A_0 la surface de l'orifice de l'injecteur.

Un autre moyen répandu de mesurer le débit massique de carburant est via l'utilisation du tube de Bosch (Du et al., 2019a; Lee et al., 2018), présenté en figure 1.7.

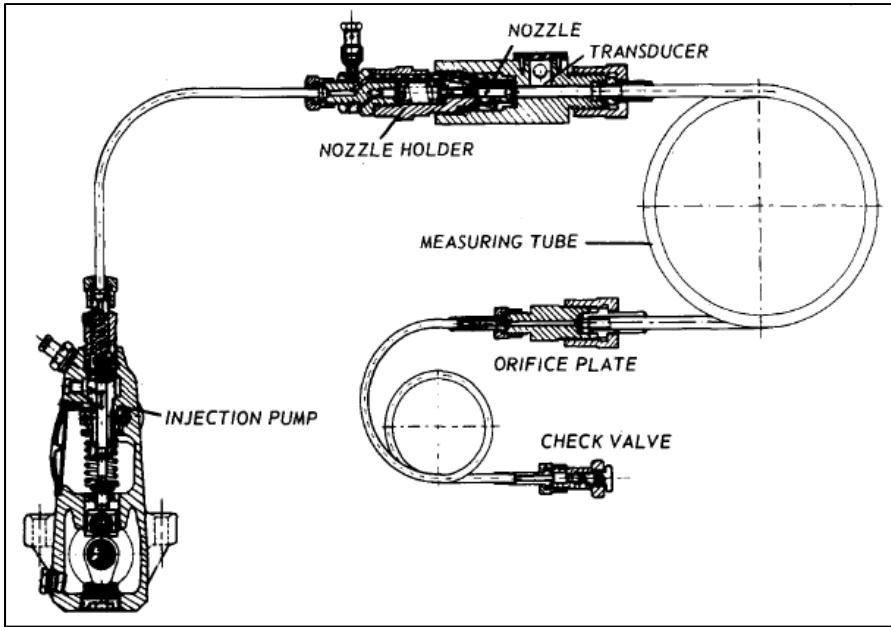


Figure 1.7 Mesure du débit d'injection via un tube de Bosch
Tirée de Bosch (1966)

Cette méthode se base sur la mesure des ondes de pressions provoquées par l'ouverture de l'injecteur. Ces ondes sont appelés coups de bélier et sont bien connues dans le domaine de la mécanique des fluides. On peut relier le débit à la variation de pression entraînée par le coup de bélier grâce à la définition du débit massique et à celle de la variation de pression d'un coup de bélier (Bosch, 1966):

$$\dot{m} = \rho_{carb} A_0 U \quad (1.12)$$

$$P_b = \rho_{carb} a U \quad (1.13)$$

Avec U la vitesse du jet, a la vitesse de propagation d'une perturbation dans le carburant, P_b la variation de pression du coup de bélier et A_0 la surface de l'orifice de sortie de l'injecteur.

Ce qui donne finalement :

$$\dot{m} = \frac{A_0}{a} P_b \quad (1.14)$$

1.2.3 Propriétés microscopiques

Le diamètre moyen des gouttes, qui ne sera pas mesuré dans ce mémoire, renseigne sur la qualité de l'atomisation du jet et donc de la qualité de la combustion qui suivra. En effet, l'évaporation d'une goutte est directement reliée à son diamètre initial. Si le diamètre moyen qui caractérise le jet est grand, le temps d'évaporation sera important et pourrait ne pas être suffisant pour évaporer entièrement le carburant injecté. Ceci se traduira par des émissions plus élevées de suies et d'HC imbrûlés lors de la combustion (Su et al., 1995).

Parmi les diamètres moyens utilisés pour caractériser un jet, le diamètre de Sauter (SMD) est fréquemment utilisé. Il se définit comme le diamètre d'une sphère ayant le même ratio volume/surface que la totalité des gouttes du jet. De nombreuses formules semi-empiriques ont été établies pour quantifier le SMD à partir des propriétés du carburant et des conditions d'injection.

De plus, il est possible de quantifier le SMD d'un jet en mesurant la taille des gouttes expérimentalement. Il se définit alors de la manière suivante (Lefebvre & McDonell, 2017) :

$$SMD = \frac{\sum_i \Delta N_i d_{goutte,i}^3}{\sum_i \Delta N_i d_{goutte,i}^2} \quad (1.15)$$

Avec ΔN_i la probabilité d'obtenir le diamètre de goutte $d_{goutte,i}$.

La mesure du diamètre des gouttes n'est possible qu'à partir d'un certain stade d'évolution de l'atomisation. En effet, dépendamment des propriétés du carburant utilisé, comme sa tension de surface et sa viscosité, la présence de ligament peut fausser le calcul du SMD. Il est donc important de ne prendre en compte que la partie diluée du jet, c'est-à-dire à une distance suffisante de l'orifice de l'injecteur.

Même si le SMD offre un bon indicateur de la capacité d'atomisation d'un injecteur, il n'est pas suffisant pour représenter un jet. En effet, deux jets avec le même SMD peuvent avoir des distributions de gouttes différentes. C'est pourquoi il est important de mesurer en complément la répartition en nombre ou en masse des gouttes, comme présenté sur la figure 1.8.

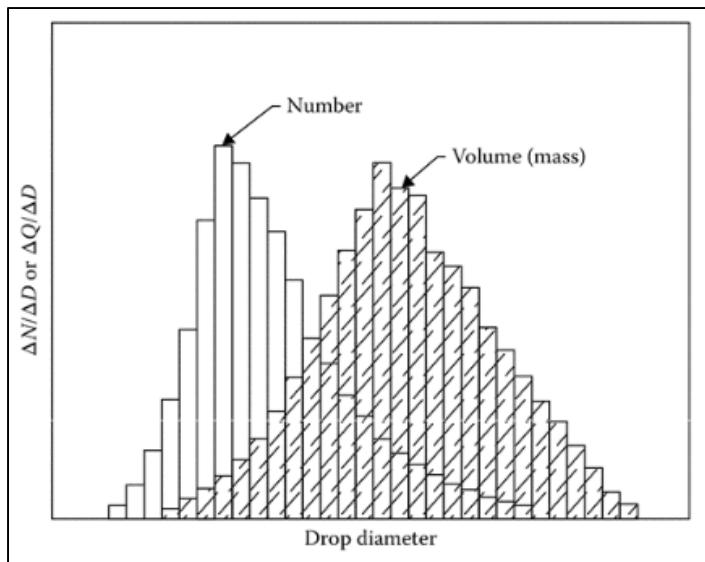


Figure 1.8 Exemple de répartition de la taille des gouttes
Tirée de Lefebvre et McDonell (2017)

Les distributions en nombre et en masse diffèrent principalement par leur diamètre médian. Cela s'explique par le fait que les gouttes les plus grosses sont aussi les plus lourdes, donc même si elles sont peu nombreuses, elles peuvent représenter une masse importante du jet. C'est en cela qu'il est important de visualiser la répartition des gouttes.

La dernière caractéristique microscopique intéressante à étudier est la vitesse des gouttes. En effet, elle impacte directement le développement du jet et de sa fragmentation. La vitesse peut s'obtenir expérimentalement via des techniques optiques ou théoriquement en dérivant l'équation 1.2 de la pénétration du jet (Delacourt et al., 2005).

$$U(t) = \frac{2.95}{2} \left(\frac{\Delta P}{\rho_{amb}} \right)^{0.25} \left(\frac{d_0}{t} \right)^{0.5} = \frac{1}{2} \frac{S(t)}{t} \quad (1.16)$$

1.3 Méthodologies de mesure

Il existe de nombreuses méthodes permettant de mesurer diverses propriétés macroscopiques ou microscopiques. Cette section s'intéresse aux méthodes les plus couramment utilisées pour mesurer les caractéristiques citées précédemment ainsi qu'à leur traitement associé. Nous ne présenterons que les méthodes utilisant une caméra haute vitesse et des illuminations variées car c'est ce type de méthode qui sera utilisé par la suite. Il existe cependant d'autres techniques utilisant des lasers tels que la chimiluminescence (Yang, Wu, & Hsu, 2017), la fluorescence induite par laser (Yamashita, Suzuki, Matsuoka, Mashida, & Kitano, 2007), la vélocimétrie par images de particules (Pickett et al., 2010) ou encore la vélocimétrie Doppler à laser (DantecDynamics).

1.3.1 Illumination diffuse en contre-jour

L'illumination diffuse en contre-jour (IDC) est l'une des méthodes de capture de jet les plus simples qui existe. Elle est utilisée pour visualiser la phase liquide du jet. Elle consiste à illuminer le jet par une source lumineuse placé derrière lui. Les rayons lumineux sont diffusés à l'aide d'un diffuseur puis une partie est bloquée par le jet tandis que l'autre est directement captée par la caméra. La figure 1.9 illustre cette méthode.

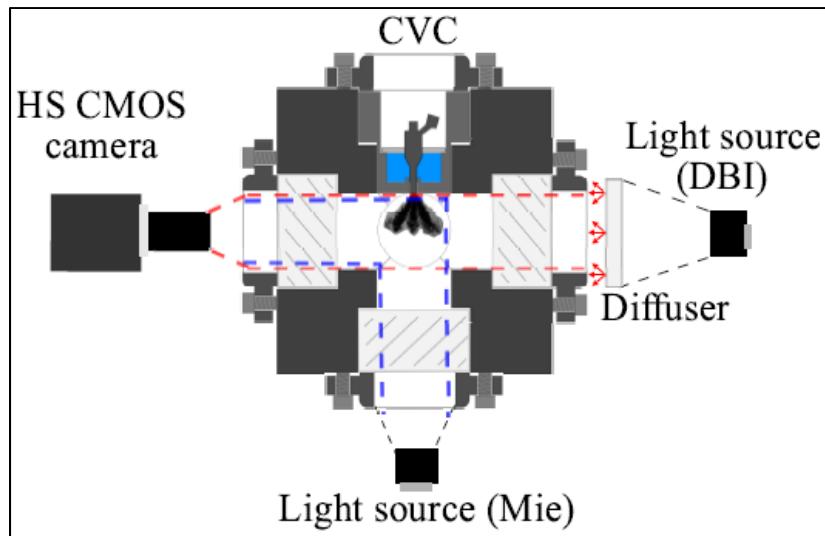


Figure 1.9 Exemple de montage pour la technique IDC : tracé du parcours de la lumière en rouge
Tirée de Hamzah et al. (2016)

Cette méthode de visualisation du jet permet de ne visualiser que la silhouette du jet, comme on peut le voir sur la figure 1.10. Cela facilite le traitement de l'image et permet principalement de mesurer la longueur de pénétration et l'angle de cône du jet.

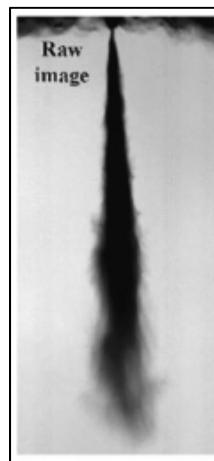


Figure 1.10 Image de jet obtenue avec la méthode IDC
Tirée de Xia et al. (2019)

1.3.2 Mie-scattering

L'approche par la théorie de Mie (1908) permet de visualiser la phase liquide du jet. Elle se base sur la diffusion de la lumière par une particule transparente, comme une goutte de carburant par exemple. Ainsi, une source lumineuse est placée selon un axe différent de celui de la caméra afin que qu'elle ne capte que la lumière diffusée par le jet. On constate sur la figure 1.11 que contrairement à la méthode précédente, c'est le jet qui est illuminé.

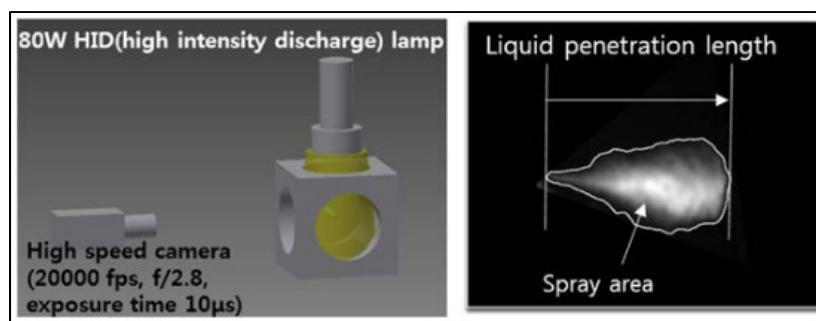


Figure 1.11 Principe de montage pour la technique Mie-scattering et image obtenue
Tirée de Lee et al. (2018)

En cas de forte évaporation du jet, cette méthode est préférable à la méthode DBI. En effet, dans ces conditions, la concentration en vapeur au bout du jet peut être assez importante pour produire une ombre. La longueur de pénétration du liquide s'en retrouve alors artificiellement prolongée. Avec la méthode Mie-scattering, la longueur de pénétration ne sera pas affectée par la présence de vapeur car cette dernière ne diffusera pas la lumière vers la caméra (Hamzah et al., 2016).

Cependant, cette méthode est assez sensible à l'orientation de la source lumineuse par rapport au jet. Il est souvent choisi de la placer sous l'injecteur. Ainsi, le bout du jet est plus illuminé et diffuse le plus de lumière possible vers la caméra. Cela résulte en une image plus précise de l'extrémité du jet que de sa base. Cette imprécision n'est pas problématique car, lors de la caractérisation du jet, c'est l'extrémité qui est utilisée pour déterminer la longueur de pénétration.

1.3.3 Ombroscopie

L'ombroscopie est une technique de visualisation de la vapeur issue de l'évaporation du jet lorsque l'atmosphère dans lequel le carburant est injecté le permet. Un des principaux avantages de cette technique réside dans sa simplicité de mise en œuvre. Elle est même si simple qu'elle apparaît naturellement avec la lumière du soleil. Il existe plusieurs variantes de cette technique mais la plus simple est l'ombroscopie directe. Elle repose sur la réfraction des rayons lumineux lors du changement de densité du milieu qu'ils traversent (Settles, 2006). Ainsi, il suffit d'une source de lumière et d'une surface de projection pour faire apparaître ce phénomène. La figure 1.12 permet de représenter le principe du phénomène.

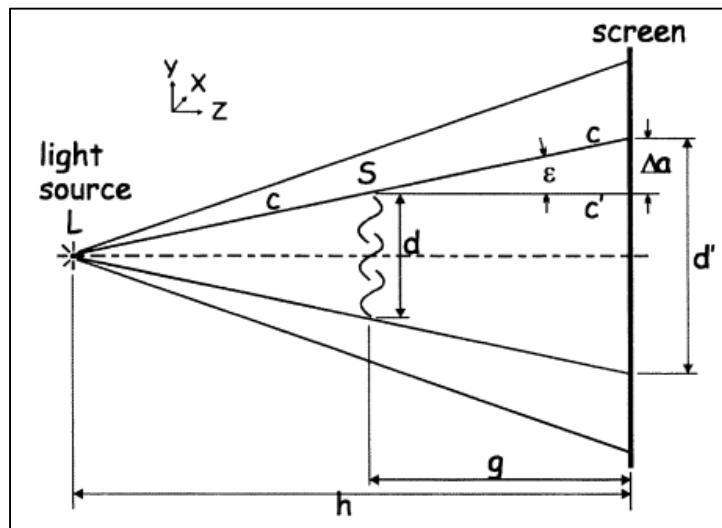


Figure 1.12 Principe de l'ombroscopie directe
Tirée de Settles (2006)

Le grossissement (m) de l'objet ainsi que la sensibilité et la résolution de l'image dépendent de la disposition des éléments les uns par rapport aux autres, tel que défini par l'équation 1.17 (Settles, 2006).

$$m = \frac{h}{h - g} \quad (1.17)$$

Avec m le grossissement, h la distance entre la source et le plan de projection et g la distance entre l'objet à observer et le plan de projection.

Ainsi, avec $g = h/2$, l'image apparaîtra deux fois plus grande que l'objet étudié. Comme le montre cette équation, il n'est pas possible d'obtenir une image de même taille que l'objet car cela impliquerait une source lumineuse placée à l'infini. Pour simuler cette source théorique, il est possible d'utiliser des lentilles ou un miroir parabolique afin que les rayons soient parallèles les uns par rapport aux autres (Settles, 2006), tel que présenté sur la figure 1.13.

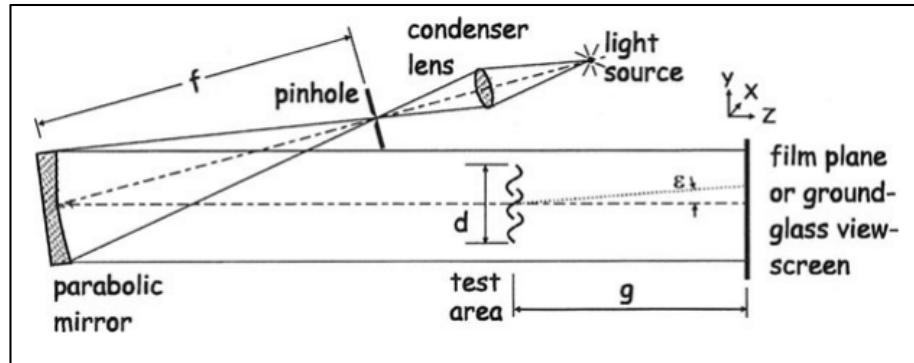


Figure 1.13 Montage d'ombroscopie à lumière parallèle
Tirée de Settles (2006)

Le contraste ($\Delta a/d$) se définit comme le déplacement des rayons lumineux comparativement à la taille de l'objet. Avec ce montage, elle se traduit de la manière suivante (Settles, 2006) :

$$\frac{\Delta a}{d} = \frac{\varepsilon g}{d} \quad (1.18)$$

Avec Δa le déplacement des rayons lumineux, d la taille de l'objet étudié et ε l'angle de réfraction de l'objet sur le plan de projection, représentés sur la figure 1.12.

Le flou géométrique est causé par la taille de la source lumineuse. En effet, même si la source est petite, elle ne pourra jamais atteindre une taille nulle. Cela résulte en un cercle flou autour

de l'ombre de l'objet étudié (Settles, 2006). L'équation 1.19 permet de caractériser le diamètre de ce cercle flou.

$$D_f = \frac{gD}{f} \quad (1.19)$$

Avec D le diamètre de la source, D_f le diamètre du cercle flou, f la distance entre le trou d'épingle et la parabole.

Si le plus petit détail qui doit être étudié est de taille δ , le disque flou doit donc être inférieur à cette taille et le contraste ($\Delta a/d$) maximum devient alors en combinant les équations 1.18 et 1.19 :

$$\left(\frac{\Delta a}{d}\right)_{max} = \frac{\varepsilon}{d} \frac{\delta f}{D} \quad (1.20)$$

Pour réduire le flou géométrique, il peut être considéré de diminuer le plus possible la taille de la source lumineuse (Settles, 2006). Malheureusement, à partir d'un seuil, la réduction du diamètre n'a plus d'effet car un flou de diffraction se met en place. Il faut alors considérer la longueur d'onde λ de la source. L'angle de réfraction minimum, la taille du plus petit détail visible et le diamètre minimum de la source deviennent alors (Settles, 2006):

$$\varepsilon_{min} = 1.33\sqrt{\lambda/g} \quad (1.21)$$

$$\delta_{min} = 1.33\sqrt{\lambda g} \quad (1.22)$$

$$D_{min} = f\sqrt{\lambda/g} \quad (1.23)$$

1.3.4 Strioscopie

La strioscopie, tout comme l'ombroscopie, permet de capturer la phase gazeuse du jet, ainsi que les mouvements de l'air ambient lors de l'injection. Cette technique permet en effet de

visualiser les changements de densité de l'air, causés par exemple par une hausse de température ou encore par l'introduction d'un fluide dans un autre.

Cette méthode repose sur la déviation des rayons lumineux lors de leur passage dans un milieu d'indice de réfraction différent du milieu précédent (Settles, 2006). Cette technique se met en place avec un filtre placé au point de convergence d'un miroir parabolique afin de bloquer une partie des rayons lumineux qui ont été déviés par le changement d'indice du milieu. Ces zones sont alors plus sombres sur les images, ce qui permet de visualiser la phase gazeuse du jet. Il existe de nombreux montages possibles ainsi que des dispositions différentes en fonction du matériel disponible et du résultat attendu. La figure 1.14 recense la plupart des montages utilisés dans la littérature.

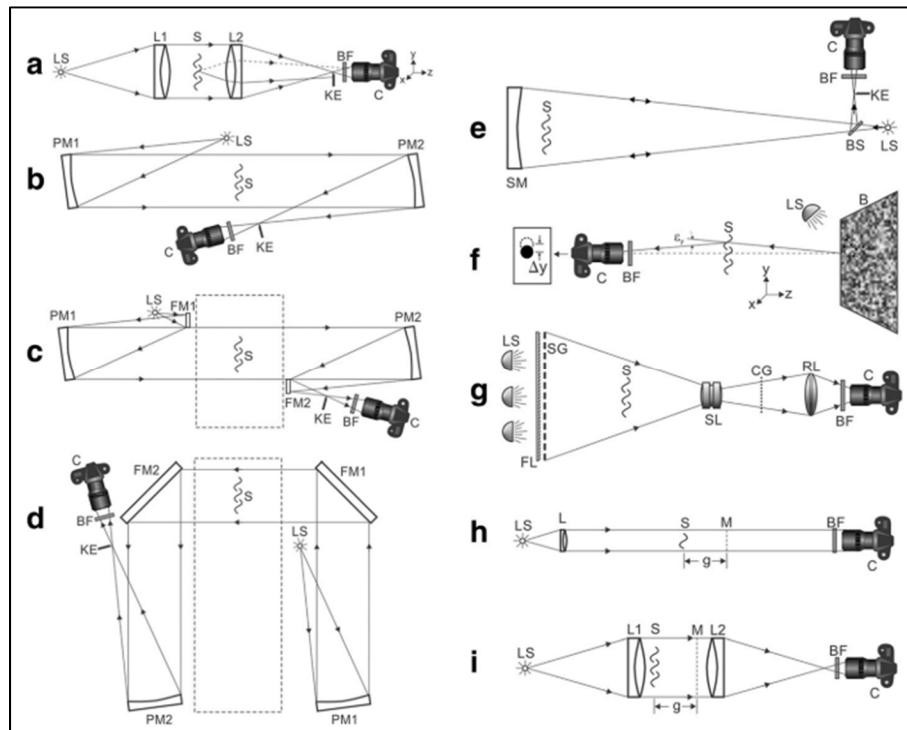


Figure 1.14 Différents types de montage de stroboscopie
Tirée de Traldi et al. (2018)

Cette méthode peut par exemple permettre la visualisation de l'onde de choc provoquée par l'injection du carburant, lorsque la pression d'injection est suffisamment élevée, tel qu'illustré dans la figure 1.15.

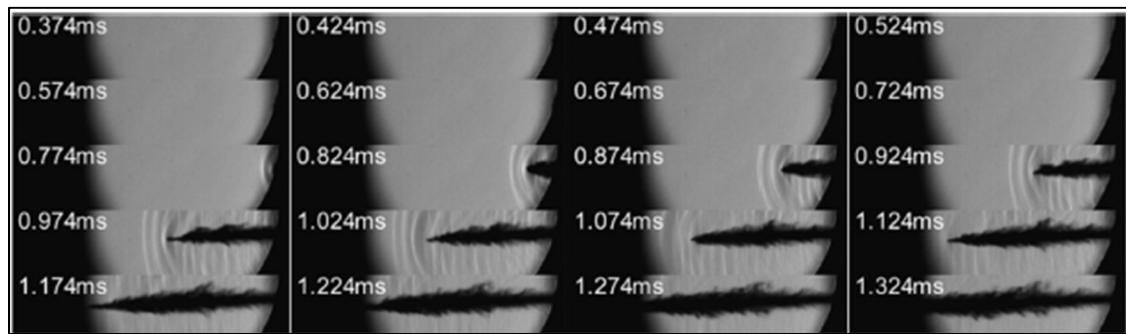


Figure 1.15 Visualisation d'ondes de choc
Tirée de L. Wang, Lowrie, et Fang (2019)

Il est aussi possible d'observer, comme sur la figure 1.16, la phase gazeuse du jet lorsque l'atmosphère permet l'évaporation du jet.

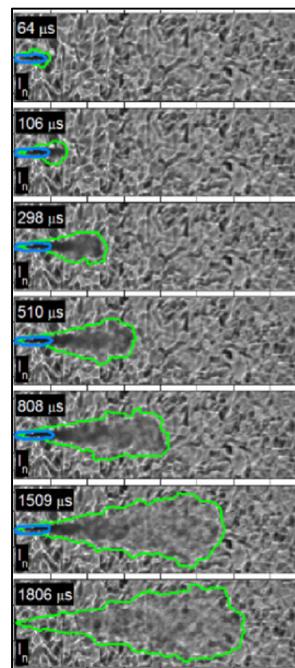


Figure 1.16 Observation d'un jet avec à la technique de la strioscopie
Tirée de Pickett et al. (2010)

Sur la figure 1.15, un contour vert a été tracé autour de la phase gazeuse du jet et un contour bleu autour de la phase liquide. On peut observer que le fond de l'image n'est pas uniforme, contrairement aux autres techniques vues précédemment. Cela est dû aux conditions ambiantes qui créent des turbulences importantes au sein de la chambre de visualisation. Un traitement de l'image spécial est nécessaire pour pouvoir tirer des résultats fiables de ces images (Pickett et al., 2010).

1.4 Traitements d'image

Le traitement des images issues des méthodes présentées précédemment reposent sur des étapes similaires. Tout d'abord, le bruit de fond de la caméra est supprimé en capturant une image avec la caméra obturée puis en soustrayant cette image aux suivantes. Le fond de l'image est ensuite supprimé. Par la suite, chaque image est soumise à un seuil de luminosité afin de délimiter le jet du reste de l'image. L'image est alors binarisée et une méthode de détection des bords du jet est utilisée. Enfin, les caractéristiques souhaitées sont calculées. Ces étapes seront brièvement expliquées dans la section qui suit. Le travail de Jourdain (2017) peut être consulté en complément de cette section car il compare de nombreuses méthodes, dont celles présentées.

1.4.1 Suppression de l'image de fond

Le choix de l'image de fond supprimée des images suivantes varie en fonction de la méthode choisie. Avec les méthodes IDC et Mie-scattering, la dernière image avant le début de l'injection est sélectionnée comme étant l'image de fond. Cette image est alors supprimée de toutes les images suivantes (Xia et al., 2019).

En revanche, avec les techniques de stroboscopie et d'ombroscopie, c'est toujours l'image précédent celle traitée qui est supprimée. En effet, ces techniques permettent de visualiser les écoulements de vapeur au cours de l'injection. Or, la chambre est remplie de gaz en mouvement, ce qui provoque des variations notables sur le fond de l'image entre le début et la fin de l'injection, comme nous l'avons vu sur la figure 1.15. En revanche, le fond ne varie pas

vraiment entre deux images successives car elles sont prises à des intervalles relativement courts (Pickett et al., 2010).

1.4.2 Seuillage de l'image

Le choix du seuil est important car il influence directement les résultats expérimentaux. Si le seuil est trop bas, le fond avoisinant le jet risque d'être mal interprété. De même, avec un seuil trop haut, les bords du jet pourraient être considérés comme faisant partie du fond. Il existe plusieurs techniques souvent utilisées pour le choix du seuil.

La première technique est la méthode d'Otsu (1979). Elle permet un choix automatique du meilleur seuil possible mais requiert que l'histogramme des images ne comporte que deux classes, ce qui est souvent le cas lorsque les images ne contiennent que le jet et le fond. Cependant, si le jet est trop petit par rapport au fond, cette méthode s'avère inefficace (Kittler & Illingworth, 1985).

Dans cette méthode, l'histogramme de chaque niveau de gris (k) de l'image ainsi que leur probabilité sont calculés à l'aide des équations 1.24 et 1.25 respectivement (Otsu, 1979).

$$Histo(k) = \sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^M (Image(i,j) == k) \quad (1.24)$$

$$P(k) = \frac{Histo(k)}{\text{Pixel total}} \quad (1.25)$$

Ensuite, la probabilité de chaque classe (w) est obtenue avec l'équation 1.26 pour un seuil choisi (T) et la variance de chaque classe est déterminée à partir de leur moyenne à l'aide des équations 1.27 et 1.28.

$$w_1(T) = \sum_{i=1}^T P(i), w_2(T) = \sum_{i=T+1}^{256} P(i) \quad (1.26)$$

$$Moy_1(T) = \frac{\sum_{i=1}^T (i-1) \times P(i)}{w_1(T)}, Moy_2(T) = \frac{\sum_{i=T+1}^{256} (i-1) \times P(i)}{w_2(T)} \quad (1.27)$$

$$\sigma_1^2(T) = \frac{\sum_{i=1}^T ((i-1) - Moy_1(T))^2 \times P(i)}{w_1(T)} \quad (1.28)$$

$$\sigma_2^2(T) = \frac{\sum_{i=T+1}^{256} ((i-1) - Moy_2(T))^2 \times P(i)}{w_2(T)}$$

La variance intra classe est finalement calculée grâce à l'équation 1.29.

$$\sigma_{intra}^2(T) = w_1(T) \times \sigma_1^2(T) + w_2(T) \times \sigma_2^2(T) \quad (1.29)$$

Ce processus est répété pour tous les seuils possibles entre 1 et 255 et le seuil obtenant la variance intra classe la plus faible est retenu (Otsu, 1979). L'avantage de la méthode d'Otsu est qu'elle peut s'appliquer à beaucoup d'images de jet, obtenue sous des conditions très variées et avec des méthodes différentes. C'est pour cette raison que cette méthode est implémentée dans de nombreuses librairies. Par exemple, elle est directement implantée dans Matlab sous la fonction « graythresh() ».

Une autre méthode, elle aussi basée sur les statistiques, est souvent utilisée. Il s'agit de la méthode du test du rapport de vraisemblance. Tout comme la technique précédente, elle se base sur l'histogramme du niveau de gris de l'image, et sur la probabilité qu'un pixel se trouve dans le jet ou dans le fond (Pastor, Arrègle, García, & Zapata, 2007). L'objectif de cette méthode est de minimiser le risque de considérer un pixel dans la mauvaise catégorie.

Tout d'abord, l'histogramme caractérisant le fond de l'image est comparé à des fonctions de densités classiques en faisant varier leurs paramètres. Les courbes principalement utilisées pour cette caractérisation sont les courbes de Gauss, log-normale, gamma et exponentielle négative (Pastor et al., 2007). Cependant, il existe de nombreuses autres courbes décrites dans la littérature (Duda, Hart, & Stork, 2001). Pour comparer les courbes et l'histogramme, le

coefficient de corrélation R^2 est calculé et la courbe présentant le coefficient le plus élevé est conservée.

Ensuite, un premier seuil T_1 est calculé en se basant sur la loi de densité du fond. Il est choisi comme étant le niveau où l'intégrale de la loi de densité atteint 96% de sa valeur totale. A partir de ce seuil, on peut, a priori, calculer les probabilités du fond (P_f) et du jet (P_s) (Pastor et al., 2007).

$$P_f = \int_0^{T_1} d_f(x) dx \quad (1.30)$$

$$P_s = 1 - P_f \quad (1.31)$$

Avec $d_f(x)$ la fonction de densité du fond. La partie de l'histogramme représentant le jet est maintenant considérée comme une fonction de Gauss et la valeur du seuil peut être réajustée grâce au test du rapport de vraisemblance. La fonction de prise de décision est définie de la façon suivante (Monsálvez, Arrègle, & Palomares, 2001) :

$$h(T) = -\ln(d_s(T)) + \ln(d_f(T)) = \ln\left(\frac{P_s}{P_f}\right) \quad (1.32)$$

Où $d_s(x)$ est la fonction de densité du jet. Cette équation peut être développée dépendamment de la loi de densité du fond pour obtenir une équation en fonction des paramètres de la loi et avec le seuil optimal (T) comme unique inconnue (Pastor et al., 2007). La résolution de cette équation permet ainsi de déterminer le seuil optimal.

Une comparaison expérimentale a été réalisée entre la méthode d'Otsu et celle du test du rapport de vraisemblance. Il apparaît que la seconde méthode apporte une meilleure précision dans le repérage du jet ainsi qu'une sensibilité moindre à la luminosité des images. La méthode d'Otsu en revanche requiert moins de temps de calcul, ce qui peut s'avérer utile lors de l'analyse d'un nombre important d'images (Macian, Payri, Antonio, & Bardi, 2011).

Il existe de nombreuses autres méthodes qui ne sont pas fondées sur des calculs statistiques. On peut citer par exemple une technique se basant sur l'utilisation du gradient de niveau de gris. En effet, lorsque le bord du jet est atteint, la nuance de gris passe rapidement de clair à foncé comme on peut le voir sur la figure 1.17, ou foncé à clair en fonction de la méthode optique utilisée. En analysant l'image ligne par ligne, il est alors possible de déterminer les bords du jet aux endroits où le gradient est le plus élevé (Shao et al., 2003).

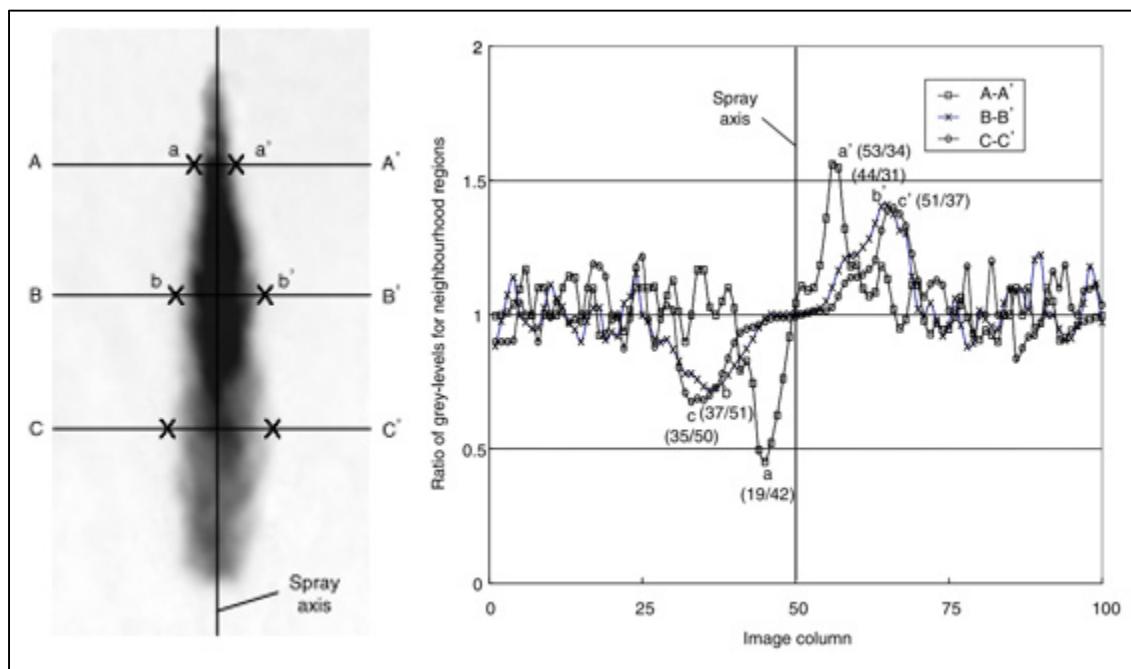


Figure 1.17 Gradient de gris sur trois lignes réparties dans le jet
Tirée de Shao et al. (2003)

Sur cet exemple, le niveau de gris de chaque pixel est moyenné avec ses huit pixels voisins pour réduire l'impact des bruits de l'image sur le résultat. Ce niveau moyen est ensuite comparé aux pixels de gauche et droite du pixel étudié. Les maximums représentent finalement les bords du jet (Shao et al., 2003). Cette méthode peut être efficace et relativement simple d'utilisation mais nécessite que les bords du jet soient marqués. En effet, si le jet est flou, la variation du gradient ne sera pas assez prononcée et le résultat risque de manquer de précision.

1.4.3 Détection des bords du jet

La méthode de détection des contours la plus utilisée est le filtre de Canny. Il peut être appliqué sur une image brute du jet ou sur une image déjà binarisée. De base, sa mise en œuvre comprend la réduction du bruit de l'image, le calcul du vecteur gradient, la suppression des non-maximas, et enfin le seuillage des contours.

La réduction du bruit s'effectue via l'application d'un filtre de Gauss. Ce filtre s'applique par convolution du masque du filtre avec l'image d'origine. Le masque s'obtient avec la fonction gaussienne à deux dimensions (Canny, 1986) :

$$g(x, y) = \frac{1}{2\pi\sigma^2} e^{-\frac{x^2+y^2}{2\sigma^2}} \quad (1.33)$$

Avec σ l'écart-type de la gaussienne et x, y les coordonnées dans le masque ((0,0) sont les coordonnées du centre du masque). Ensuite, pour calculer le vecteur gradient, il s'agira de déterminer sa norme et sa direction (Canny, 1986).

$$\|\vec{\nabla}\| = \sqrt{\nabla_x^2 + \nabla_y^2} \quad (1.34)$$

$$\arg(\vec{\nabla}) = \pm \arctan\left(\frac{\nabla_y}{\nabla_x}\right) \quad (1.35)$$

$$\nabla_x = [-1 \quad 0 \quad 1]; \quad \nabla_y = \begin{bmatrix} 1 \\ 0 \\ -1 \end{bmatrix} \quad (1.36)$$

∇_x et ∇_y sont les masques de convolution du vecteur gradient suivant les directions x et y. Les gradients dont les normes sont les plus faibles sont supprimés car, comme il a été vu précédemment, les bords présentent un gradient important dans la plupart des cas.

Finalement, les pixels restant sont soumis à un seuillage double. Le seuil haut est fixé en fonction du gradient maximale et le seuil bas en fonction du seuil haut. Si l'intensité du gradient

est supérieure au seuil haut, alors le pixel correspondant est considéré comme le contour du jet. Si l'intensité du gradient est plus faible, le pixel est rejeté. Enfin si l'intensité se situe entre le seuil haut et le seuil bas, alors le pixel n'est considéré comme appartenant au contour que s'il est connecté à un pixel contour (Canny, 1986).

Dans le cas où le filtre est appliqué sur une image déjà binarisée, il suffit d'appliquer uniquement la dernière étape. De plus, cette dernière est accélérée, car la grande majorité des gradients aura une intensité soit plus élevée que le seuil haut, soit plus faible que le seuil bas. La phase de recherche des voisins est donc supprimée pour beaucoup de pixels de l'image.

La figure 1.18 reprend les différents traitements d'images pour quelques techniques optiques. Parfois, l'image peut aussi être colorisée en fonction des niveaux d'illumination présents. Cela permet de visualiser les zones les plus denses du jet et donc d'étudier qualitativement l'atomisation du jet. Cette colorisation est visible dans le traitement (a) de la figure 1.18.

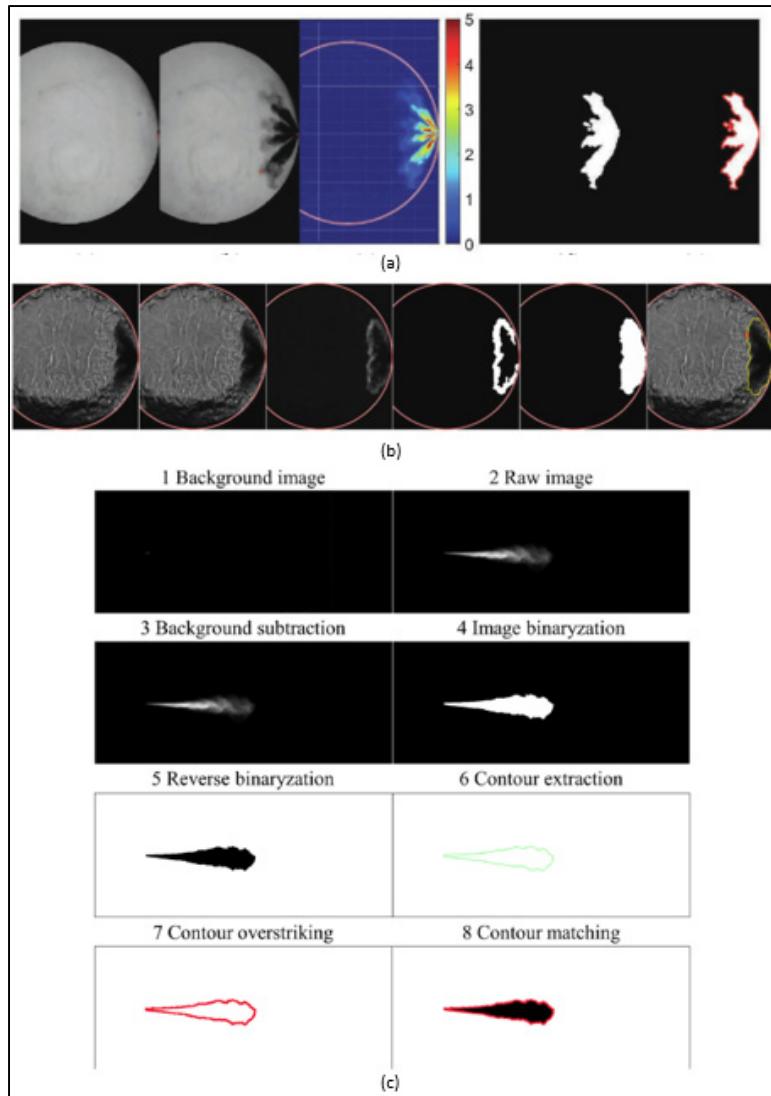


Figure 1.18 Traitements d'images pour les méthodes IDC (a), Ombroscopie (b)
Tirées de Du et al. (2019b), Mie-scattering (c) tirée de Lu et al. (2019)

1.4.4 Calcul des caractéristiques du jet

A partir des images traitées, il est à présent possible de tirer les informations du jet que l'on souhaite étudier. Pour cela, il est possible de créer un programme se basant sur les définitions des caractéristiques souhaitées pour les extraire. Par exemple, la pénétration du jet est définie comme le point du jet le plus éloigné de l'injecteur. Il convient alors de parcourir le jet et de repérer le contour étant le plus éloigné de la buse.

Certains logiciels open source tels qu'ImageJ sont souvent utilisés (Anis & Budiandono, 2019; Hawi et al., 2019; Mohan et al., 2014). Ce logiciel est assez complet et permet à la fois de traiter les images mais aussi d'en extraire les caractéristiques du jet. De nombreuses techniques de seuillage y sont implémentées et peuvent être appliquées dans différents cas (Landini, 2017).

Il est souvent choisi de répéter les injections plusieurs fois sous les mêmes conditions afin de supprimer les effets aléatoires du développement du jet (Xia et al., 2019). Les résultats obtenus sont alors moyennés et les écart-types sont visibles sur les figures.

1.5 Environnement ambiant

Comme nous l'avons vu précédemment, un environnement propice à l'évaporation du jet peut être souhaité pour étudier le jet dans des conditions réelles de fonctionnement. Il existe plusieurs moyens d'atteindre les pressions et températures désirées dans ce type d'environnement.

Un premier moyen assez simple est de remplir continuellement la chambre de combustion de gaz pour augmenter la densité ambiante jusqu'à la valeur voulue. Ensuite, pour obtenir la température désirée, des résistances chauffantes peuvent être placées à différents endroits pour chauffer la chambre de manière uniforme (Ismael, Heikal, & Baharom, 2014).

Un autre moyen permettant d'atteindre des valeurs de pressions et de températures beaucoup plus élevées est via une précombustion dans la chambre. Pour ce faire, un mélange de gaz est inséré dans la chambre, puis enflammé pour augmenter brutalement la pression et la température. Le dihydrogène fait souvent partie de ces gaz car il garantit une bonne combustion grâce à sa vitesse de flamme élevée (Lee et al., 2018). La température, et donc la pression, redescend doucement ensuite par échange thermique avec les parois. Lorsque la valeur souhaitée est atteinte, le carburant est injecté. Pendant le temps d'injection, on peut considérer la température et la pression constantes car, comme on peut le voir sur la figure 1.19 (b), les

temps en jeu lors du développement du jet sont très courts par rapport à la décroissance de la température (Du et al., 2019b).

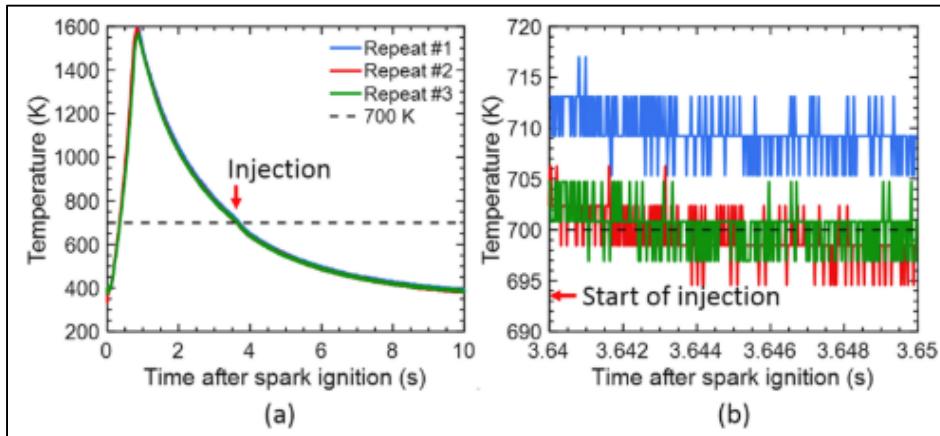


Figure 1.19 Courbe de température après précombustion dans la chambre
Tirée de Du et al. (2019b)

Un environnement où l'évaporation du carburant n'est pas possible permet d'étudier spécifiquement l'atomisation du jet. Cela requiert des températures assez basses qui dépendent des caractéristiques du carburant. Généralement, la température ambiante est utilisée pour étudier ce type de jet (Mohan et al., 2014).

Finalement, il faut différencier deux atmosphères possibles. Si, au moment de l'injection, l'atmosphère contient de l'oxygène, alors elle est qualifiée de réactive, sinon, elle est inerte. Ainsi, les proportions des gaz insérés avant la combustion doivent être pensées selon les objectifs de l'étude. Une atmosphère réactive a pour effet de générer la combustion du jet de carburant, lorsque les conditions de pression et température permettent l'auto-inflammation.

1.6 Résultats de la littérature

Comme il a été vu précédemment, des études sur le développement et la caractérisation des jets de carburant ont déjà été réalisées. De nombreux facteurs influençant les jets ont été

quantifiés. L'objectif de la présente section est d'en faire un résumé afin de pouvoir comparer les futurs résultats expérimentaux de ce mémoire avec ceux de la littérature.

1.6.1 Influence de la pression d'injection

La pression d'injection est un des facteurs les plus souvent étudiés dans les caractérisations macroscopiques des jets de carburants. Hawi et al. (2019) et L. Wang et al. (2019) ont notamment étudié l'influence de la pression d'injection sur la longueur de pénétration de la phase liquide et de la phase gazeuse. Ainsi, la figure 1.20 illustre les changements des longueurs pour une masse volumique ambiante au sein de la chambre de combustion de 25.07 kg/m^3 , une température de 453 K, avec du diesel comme carburant et différentes pressions d'injection.

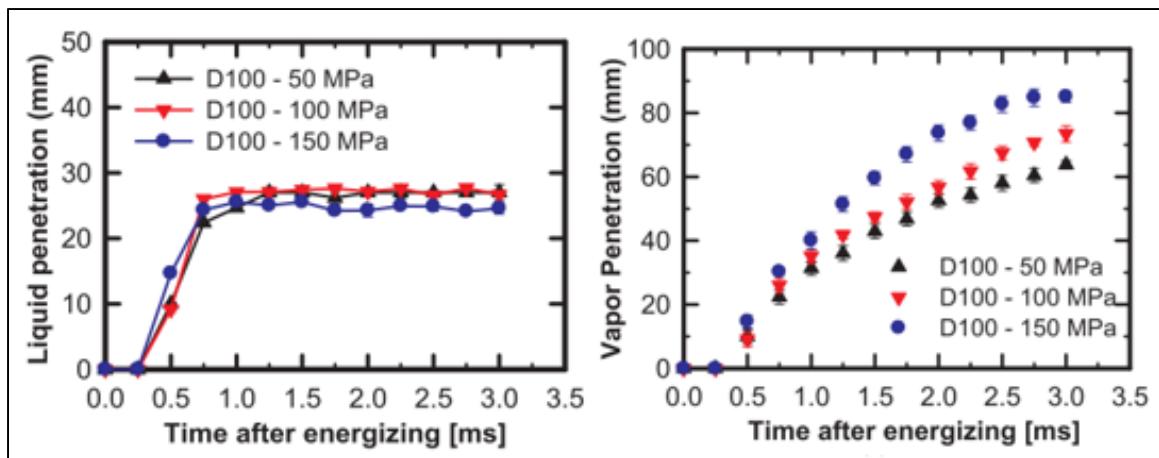


Figure 1.20 Influence de la pression d'injection sur les longueurs de pénétration du jet
Tirée de Hawi et al. (2019)

On peut remarquer que la pénétration du carburant liquide est réduite lorsque la pression d'injection augmente, même si cet effet est léger comparativement à celui sur la longueur de pénétration de la phase gazeuse du jet. En effet, en augmentant la pression d'injection, la pénétration de la vapeur augmente aussi. Cela est dû à l'augmentation de la quantité de mouvement fournie au jet ainsi qu'à l'évaporation plus rapide des gouttes. En effet, lorsque la

pression d'injection augmente, le nombre de Weber augmente aussi et donc l'atomisation est plus efficace ce qui induit une réduction de la taille des gouttes.

Le palier atteint par la longueur de pénétration de la phase liquide est dû à l'équilibre entre la quantité de mouvement du jet et l'évaporation du carburant. Ainsi, lorsque la pression d'injection augmente, la quantité de mouvement augmente mais l'évaporation aussi, ce qui résulte en un effet léger sur le palier atteint.

Hawi et al. (2019) et L. Wang et al. (2019) ont aussi étudié l'influence de cette pression sur l'angle de cône du jet et ont observé que lorsque la pression d'injection augmente, l'angle du cône diminue comme on peut le voir sur la figure 1.21.

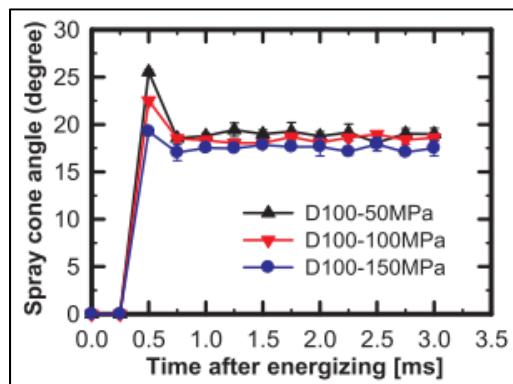


Figure 1.21 Influence de la pression d'injection sur l'angle de cône
Tirée de Hawi et al. (2019)

Cet effet peut se comprendre avec la même explication que précédemment : lorsque la pression d'injection augmente, la quantité de mouvement du jet augmente aussi, ce qui réduit la dispersion des gouttes à la sortie de l'injecteur et donc l'angle de cône.

Sur la figure 1.22, il est possible de vérifier qualitativement l'effet de la pression d'injection sur la longueur de pénétration de la phase gazeuse et sur l'angle de cône du jet avec une contre-pression constante.

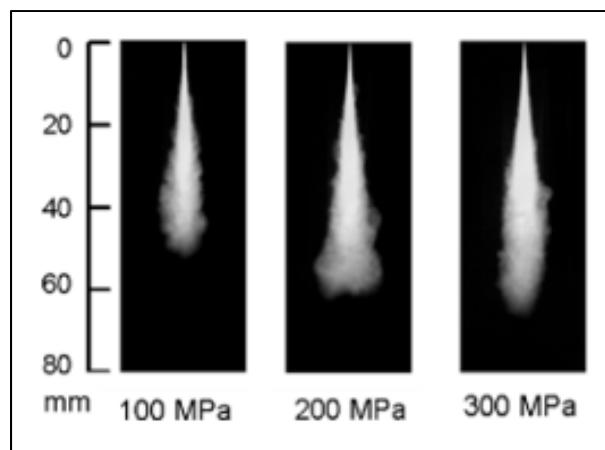


Figure 1.22 Images de jets de diesel 0.7 ms après le début de l'injection, avec une masse volumique ambiante de 15 kg/m^3
Adaptée de X. Wang et al. (2010)

Finalement, la pression d'injection influe aussi sur le débit d'injection (Mohan et al., 2018). En effet, lorsque la pression d'injection augmente, le carburant est pulvérisé plus rapidement dans la chambre de combustion. Pour conserver la même quantité de carburant injectée, la durée d'injection doit donc être réduite. Ce résultat est illustré avec la figure 1.23. On observe en effet que lorsque la pression d'injection augmente, le débit instantané augmente aussi et donc la durée d'injection est réduite. Le résultat inverse se produit à faible pression d'injection.

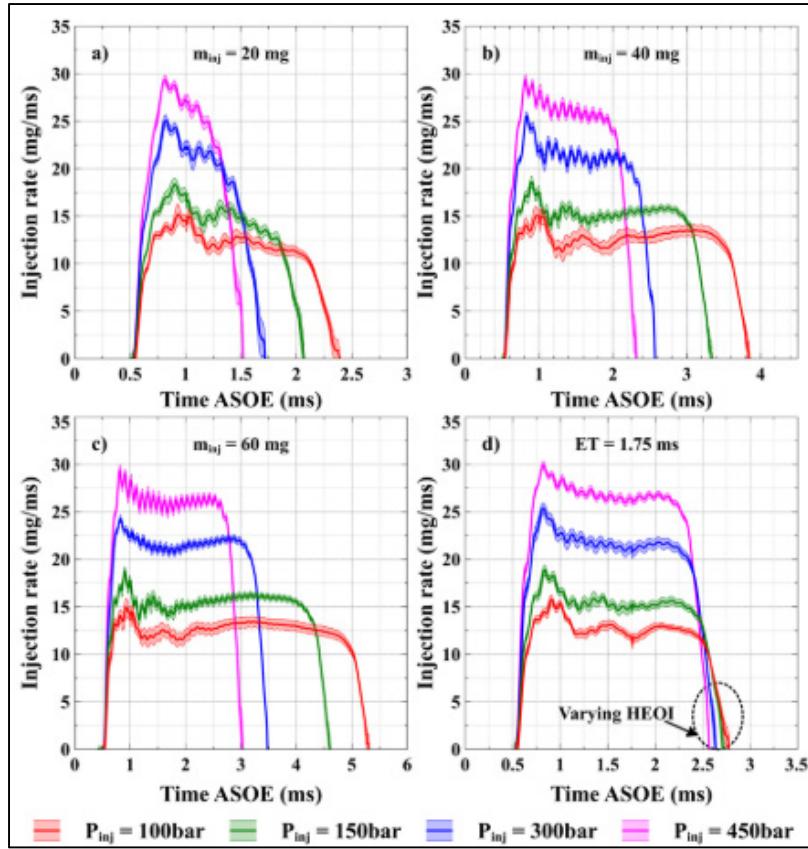


Figure 1.23 Effet de la pression d'injection sur le débit d'injection et sur la durée d'injection
Tirée de Mohan et al. (2018)

1.6.2 Influence de la température du carburant

Malgré son influence sur les caractéristiques macroscopiques du jet, la température du carburant avant injection a fait l'objet de peu d'études. En effet, la grande majorité des recherches maintiennent la température du carburant constante dans toutes les configurations d'injection afin de supprimer son influence sur le développement du jet.

La figure 1.24 représente qualitativement l'influence de la température du carburant sur l'angle de cône du jet. L'augmentation de la température du carburant induit une augmentation de l'angle de cône qui peut s'expliquer par le fait que la viscosité du carburant diminue lorsque sa température augmente et donc la phase d'atomisation du jet est facilitée.

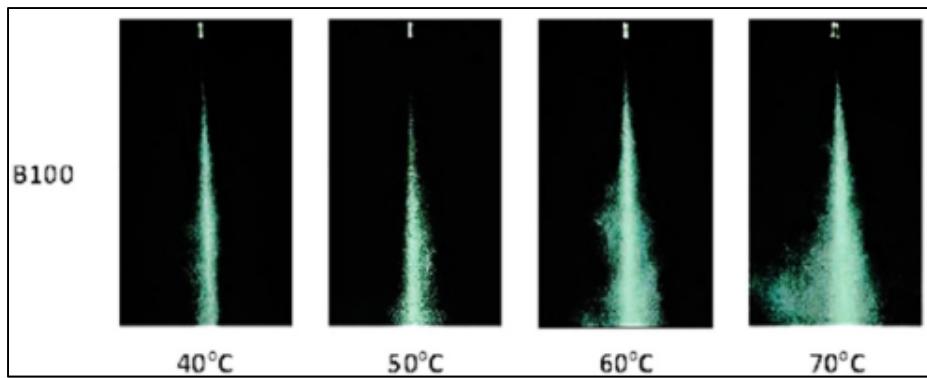


Figure 1.24 Influence de la température du carburant sur l'atomisation du jet
Tirée de Anis et Budiandono (2019)

1.6.3 Influence de la densité ambiante

La densité ambiante au sein de la chambre de combustion influe sur les différentes phases de développement du jet. Elle est donc très souvent prise en compte lors de la caractérisation macroscopique des jets de carburant.

On peut citer les différentes longueurs de pénétration du jet comme éléments influencés par la densité ambiante. Hawi et al. (2019) ont remarqué que la longueur de pénétration de la vapeur diminuait avec l'augmentation de la densité ambiante, comme le montre la figure 1.25. Ce résultat a été obtenu avec une injection de biodiesel et une pression d'injection de 150 MPa. L'augmentation de la densité ambiante résulte en une diminution de 13,1% de la longueur de pénétration.

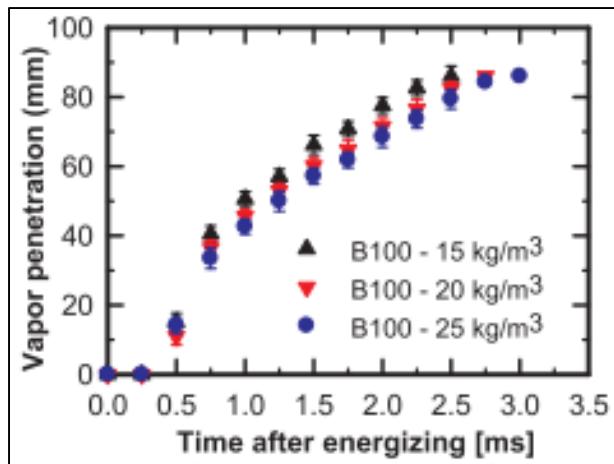


Figure 1.25 Influence de la densité ambiante sur la pénétration de la vapeur
Tirée de Hawi et al. (2019)

Un tel comportement s'explique par le fait que lorsque la densité du gaz ambiant dans la chambre de visualisation augmente, la résistance à la pénétration du jet augmente aussi. Plus précisément, la force de traînée du jet augmente avec la densité.

La même explication permet de comprendre l'influence de la densité ambiante sur la pénétration de la phase liquide du jet. En effet, Yamashita et al. (2007) ont observé la même influence sur la longueur de pénétration de la phase liquide que précédemment. Sur la figure 1.26, on peut ainsi observer que le palier atteint par la pénétration du liquide diminue lorsque la masse volumique ambiante augmente. La condition B correspond à une masse volumique de 9 kg/m^3 et une température de 633 K tandis que la condition C correspond à une masse volumique de 23 kg/m^3 et une température de 633K.

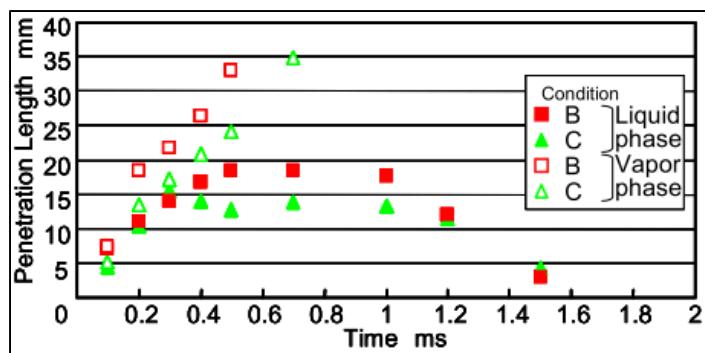


Figure 1.26 Influence de la densité ambiante sur la longueur de pénétration du liquide
Tirée de Yamashita et al. (2007)

Les différents facteurs vus précédemment ont aussi une influence sur les caractéristiques microscopiques des jets telles que le diamètre Sauter moyen (SMD). La figure 1.27 rassemble les influences obtenues en faisant varier la pression d'injection, la densité ambiante, ou encore le carburant testé. Ces résultats sont issus d'une corrélation de Elkotb (1982) permettant de déterminer le SMD en fonction de la viscosité, la surface de tension, la masse volumique du carburant et du milieu ainsi que de la différence entre la pression d'injection et la contre-pression.

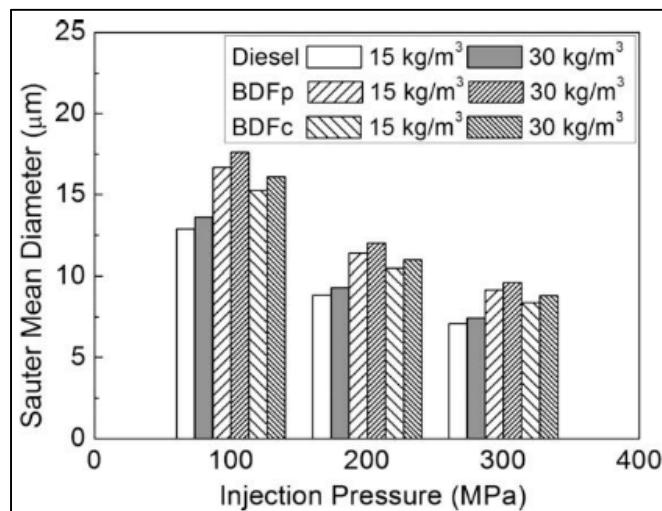


Figure 1.27 Influence de la pression d'injection, de la masse volumique ambiante et du type de carburant sur le SMD
Tirée de X. Wang et al. (2010)

Peu importe le carburant testé, il peut être observé sur la figure 1.27 que le SMD diminue avec la pression d'injection. En effet, cela peut s'expliquer par une augmentation de l'atomisation du jet lorsque la pression d'injection est plus élevée (X. Wang et al., 2010). En revanche, les variations du SMD avec la masse volumique ambiante ne semblent pas suffisamment marquées pour conclure sur son impact.

1.6.4 Influence de la température ambiante

Un résultat intéressant concernant la température ambiante est qu'elle n'influence pas de manière significative la longueur de pénétration de la vapeur, malgré le fait qu'elle soit déterminante dans le taux d'évaporation du jet. En effet, comme on peut le voir sur la figure 1.28, la longueur de pénétration de la phase gazeuse du jet varie très peu malgré une variation importante de la température de la chambre (Lee et al., 2018; Yamashita et al., 2007).

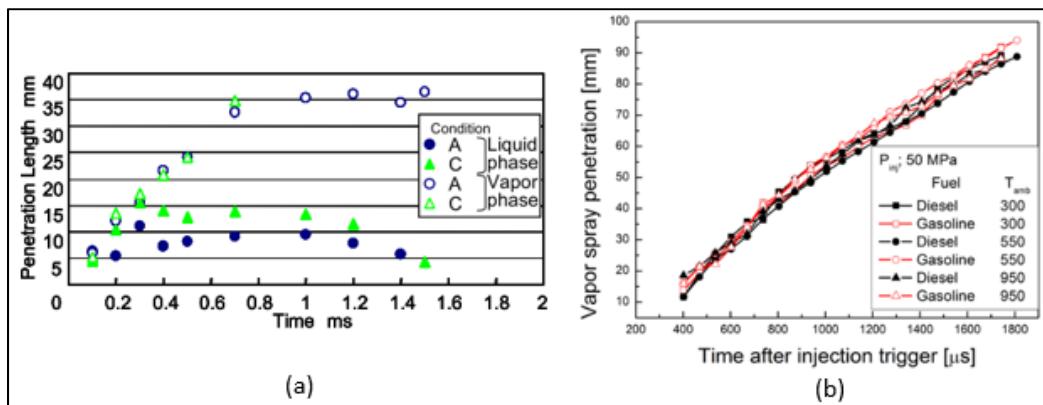


Figure 1.28 Influence de la température sur les longueurs de pénétration
Tirée de Yamashita et al. (2007) (a) et Lee et al. (2018) (b)

La condition A correspond à une masse volumique ambiante de 23 kg/m^3 et à une température de 873 K, la condition C correspond à une masse volumique ambiante de 23 kg/m^3 et à une température de 633 K.

En revanche, en observant la figure 1.28 (a), on peut remarquer que la longueur de pénétration de la phase liquide du jet est quant à elle influencée. En effet, comme dit précédemment, la

pénétration d'équilibre du jet liquide est dépendante du taux d'évaporation du carburant. Ainsi, plus la température ambiante est élevée, plus le taux d'évaporation est important et donc plus la longueur de pénétration du liquide est faible.

Il est important de distinguer la masse volumique et la température ambiante de la pression ambiante, même si on peut relier ces deux paramètres en considérant le gaz ambiant comme parfait :

$$P_{amb} = \rho_{amb} \times \frac{R_u}{MM_{amb}} \times T_{amb} \quad (1.37)$$

Avec P_{amb} la pression ambiante, ρ_{amb} la masse volumique du gaz ambiant, R_u la constante universelle des gaz parfaits, MM_{amb} la masse molaire du gaz ambiant et T_{amb} la température régnant au sein de la chambre.

Ainsi, comme le montre la figure 1.29, une même contre-pression peut induire des comportements différents du jet car les facteurs d'influences sont la masse volumique et la température, et non pas la contre-pression en elle-même.

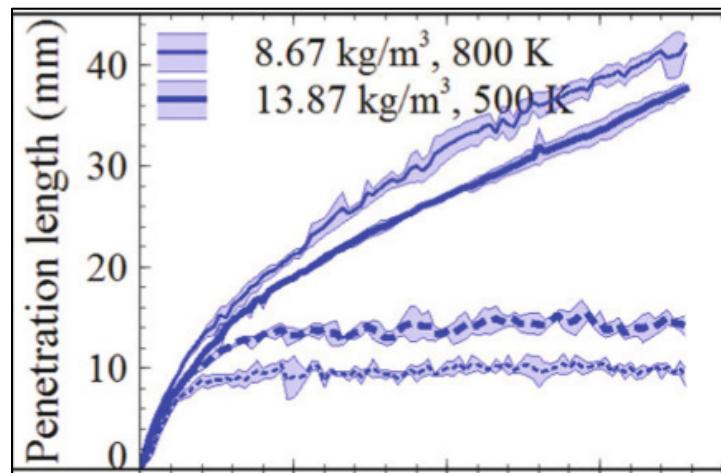


Figure 1.29 Différence dans les longueurs de pénétration malgré des contre-pressions égales
Tirée de Du et al. (2019a)

Ici, on a bien :

$$\frac{P_{amb}}{R} = \rho_{amb} \times T_{amb} = \text{Const.} \begin{pmatrix} 8.67 \times 800 = 6935 \text{ kg.K.m}^{-3} \\ 13.87 \times 500 = 6936 \text{ kg.K.m}^{-3} \end{pmatrix} \quad (1.38)$$

1.6.5 Influence du carburant

Le dernier facteur souvent étudié concerne le carburant utilisé. En effet, les propriétés du carburant telles que la masse volumique, la viscosité ou encore la tension de surface influencent directement le développement du jet. Ainsi, il a pu être observé que les propriétés macroscopiques et microscopiques variaient avec le type de carburant, malgré des conditions d'injection identiques.

Le kérosène est de plus en plus étudié en utilisation avec des moteurs diesel car il présente de bons résultats en tant que substitut au diesel (W. Yu et al., 2016). La figure 1.30 illustre les différences de pénétrations entre le diesel et le kérosène pour des pressions d'injection variées et pour une masse volumique ambiante de 22 kg/m^3 .

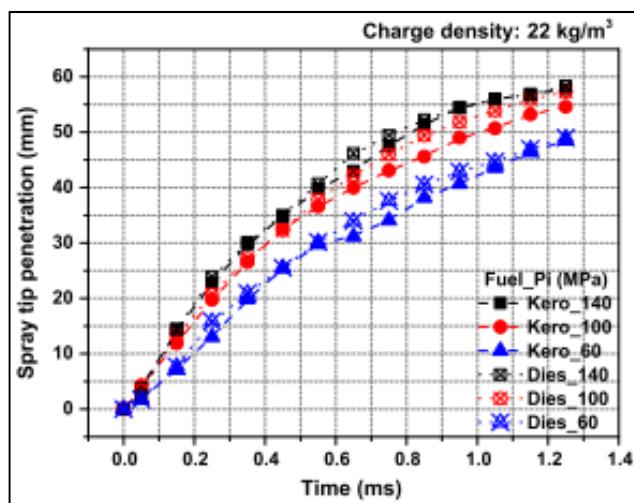


Figure 1.30 Influence du type de carburant sur la pénétration du jet
Tirée de W. Yu et al. (2016)

Cette comparaison a été menée avec un injecteur multi-trou mais la plupart des études sont menées avec des injecteurs mono-trou car les propriétés du jet sont généralement plus simples à déterminer avec ce type d'injecteur. On peut par exemple citer Chen, Wang, Roberts, et Fang (2013) qui ont comparé les propriétés macroscopique et microscopique de nombreux carburants avec ce type d'injecteur. Quelques résultats sur la pénétration des jets et sur les SMD obtenues sont présentés sur les figures 1.31 et 1.32. Sur ces figures, la légende est la suivante : « J » représente du carburant Jet-A que l'on peut assimiler à du kérósène, « R » représente du biocarburant issu d'huile de friture usagée, « B100 » représente du biodiesel, « B20 » représente un mélange de 20 % de biodiesel et 80 % de diesel, et enfin « D » représente du diesel.

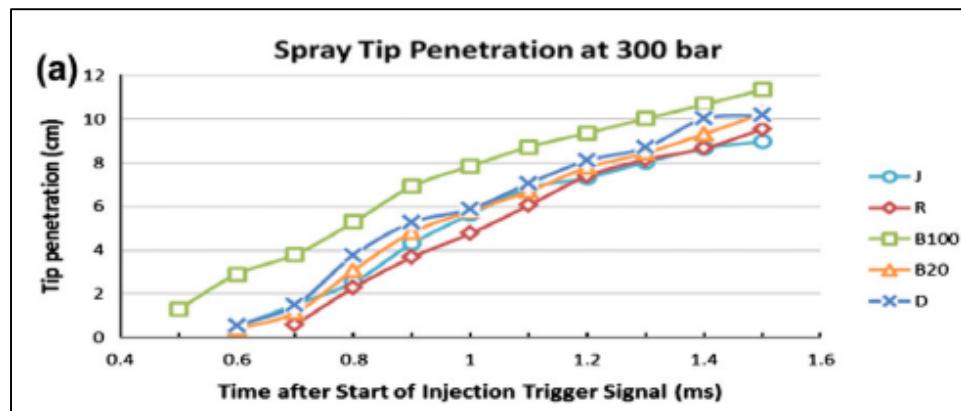


Figure 1.31 Impact du type de carburant sur la pénétration du jet
Tirée de Chen et al. (2013)

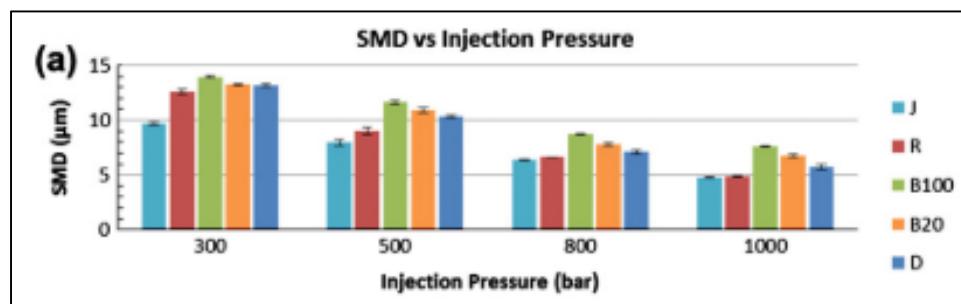


Figure 1.32 Impact du type de carburant sur le SMD
Tirée de Chen et al. (2013)

On remarque que le biodiesel possède la plus grande pénétration à tout instant. Cela signifie que pour pouvoir utiliser le biodiesel à la place du diesel, une modification des chambres de combustion ainsi que des conditions d'injection seront nécessaires. De plus, on remarque que le biodiesel possède un plus grand SMD, peu importe la pression d'injection. Cela s'explique par le fait que le biodiesel a une plus grande surface de tension et une plus grande viscosité que les autres carburants testés. Son atomisation en est donc réduite, ce qui détériore la qualité de la combustion qui suit l'injection.

Nous avons vu que les propriétés du jet peuvent varier en fonction du type de carburant, mais elles peuvent aussi varier avec la provenance du carburant. En effet, X. Wang et al. (2010) ont étudié l'impact du type de biodiesel sur les caractéristiques du jet. Ils ont ainsi testé des jets de diesel, de biodiesel provenant d'huile de palme (BDFp) et de biodiesel provenant d'huile de friture usagée (BDFc). La figure 1.33 illustre les différences obtenues.

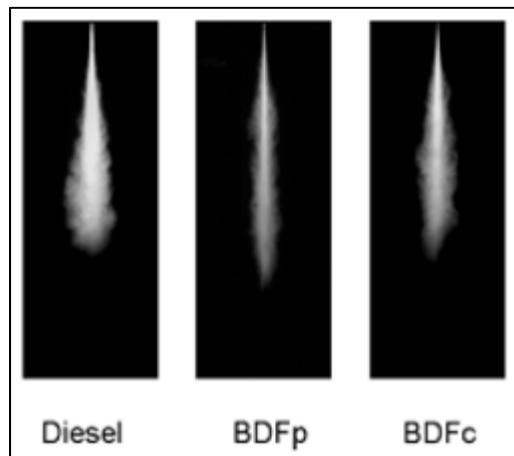


Figure 1.33 Image de jets pour différents carburant
Tirée de X. Wang et al. (2010)

On peut remarquer que la pénétration du jet issue de l'injection de BDFp est plus grande et que son angle de cône plus faible, comparativement aux autres. Cela est dû à une viscosité et une tension de surface du carburant plus importantes.

L'impact du changement de carburant sur le SMD du jet est aussi visible sur la figure 1.27. En effet, il est observable que le SMD est toujours plus élevé pour les biodiesels que pour le diesel. Cela est aussi dû au fait que la tension de surface des biodiesels est plus importante que celle du diesel (X. Wang et al., 2010). Cette tension s'oppose à la déformation des gouttes et donc à l'atomisation. On peut aussi remarquer que plus la pression d'injection est grande, plus les différences entre les carburants sont faibles. En effet, une pression d'injection élevée permet d'augmenter le nombre de Weber de l'écoulement et donc d'améliorer le faible pouvoir d'atomisation des biodiesels.

1.7 Objectifs du mémoire

L'étude des jets de carburant est donc un domaine de recherche répandu, mais qui nécessite toujours de nouveau modèle afin de prédire le mieux possible le comportement des jets sous des conditions variées. Les jets de kérosène sont par exemple de plus en plus étudiés en utilisation avec des moteurs diesel et il s'avère intéressant de continuer la recherche afin d'améliorer notre capacité de prédiction de ce type de jet. En effet, encore peu d'études sur ces jets ont été réalisées avec des injecteurs multi-trous ou encore avec des durées d'injection courtes. La plupart des travaux vus précédemment ont porté sur la phase où l'injecteur est ouvert et avec des durées d'injections supérieures à 1.5 ms.

C'est à partir de ces constatations que l'objectif principal de ce mémoire a été défini. En effet, ce mémoire vise à comparer plusieurs modèles, de complexité variable, permettant de prédire le plus finement possible la longueur de pénétration d'un jet de kérosène issu d'un injecteur multi-trous. Cette comparaison portera sur les phases lorsque l'injecteur est ouvert, mais aussi lorsqu'il est fermé. Pour y parvenir, quatre objectifs secondaires ont été définis :

- Mesurer expérimentalement la pénétration d'un jet de kérosène obtenu sous des conditions d'injection et des durées d'injection variées.
- Programmer deux modèles basés sur le flux de quantité de mouvement et provenant de la littérature.

- Proposer une corrélation, à partir d'une relation bien connue de la littérature, afin de prédire la longueur de pénétration sous les conditions testées.
- Comparer les modèles aux données expérimentales.

1.8 **Synthèse du chapitre**

Dans ce chapitre, nous avons donc introduit les connaissances actuelles ainsi que les différentes méthodes permettant la mesure et le traitement des caractéristiques des jets dans la littérature. À partir des lacunes observées dans la littérature, un objectif principal a été mis en place. Par la suite, quatre objectifs secondaires ont été établis afin de permettre la validation de l'objectif principal de ce mémoire.

Le prochain chapitre portera sur la mise en place des expériences ainsi que sur les méthodes d'acquisition et de traitement des données qui ont été utilisées. Nous établirons aussi le plan d'expériences qui précisera le nombre de tests réalisés ainsi que les conditions d'injections qui ont été retenues afin valider le premier objectif secondaire.

CHAPITRE 2

CONFIGURATION EXPÉRIMENTALE

2.1 Montage expérimental

Le montage expérimental doit permettre de visualiser le développement du jet et de modifier les conditions d'injection. De plus, il doit permettre le suivi des paramètres d'injection tels que la pression d'injection, la contre-pression, ou encore la température au sein de la chambre. Il a été modifié à partir d'un montage existant au laboratoire de recherche et s'est basé sur le précédent travail de Tétrault (2019). La section qui suit vise donc à expliquer comment le montage a été mis en place et comment les données ont été mesurées.

2.1.1 Matériel utilisé

Le montage est composé d'une chambre de visualisation du jet cubique disposant de six capots interchangeables. Des hublots sont incorporés dans tous les capots latéraux opposés pour permettre de visualiser le jet sous différents angles. L'injecteur est placé sur la face supérieure à l'aide d'un adaptateur fait sur mesure et la face inférieure dispose d'un réservoir de vidange, de capteurs de mesure et d'une vanne de sécurité. Cette dernière permet de dépressuriser la chambre si la pression dépasse un seuil.

Le système de visualisation du jet est composé d'une caméra haute vitesse Phantom VEO 410L couplée avec une lentille Sigma EX DG Macro ayant une longueur focale de 105 mm, une ouverture maximale de f/2.8 et une ouverture minimale de f/32. Une autre caméra similaire sera utilisée pour visualiser le jet de carburant sous deux angles simultanément dans un deuxième temps. Les images capturées mesurent 256x256 pixels avec une résolution spatiale de 337 µm/pixel.

Les sources lumineuses permettant d'illuminer le jet sont chacune composées d'un petit panneau LED d'une puissance de 130 W et d'une lentille pour que les rayons lumineux sortent

parallèles de la source. Une telle puissance permet de diminuer le temps d'ouverture de la caméra et ainsi d'augmenter la fréquence de capture des images. Ainsi, la caméra capture 57041 images par seconde, soit une image toutes les $17,5 \mu\text{s}$. Ce taux de capture permet d'obtenir un minimum de 43 points pour la mesure la plus courte et un maximum de 253 points pour la mesure la plus longue.

Le carburant est injecté à la pression désirée grâce à une pompe pneumatique Haskel DSHF-300. Un apport en air pressurisé lui est fourni via deux filtres permettant de supprimer les potentielles impuretés dans l'air, une électrovanne Granzow et un régulateur de pression Fairchild. Ce système permet d'obtenir une pression d'injection maximale de 3448 bar avec une pression d'air en entrée de 10.5 bar. La sortie de la pompe est reliée à une rampe commune de la marque Bosch disposant de quatre sorties dont une seule sera utilisée avec un injecteur Bosch CRI2_16 disposant de sept orifices de sortie.

Finalement, la contre-pression est obtenue en remplissant la chambre d'azote. En revanche, le vide n'a pas été réalisé avant de pressurisé l'enceinte car l'impact de l'air présent initialement dans la chambre est négligeable. La figure 2.1 représente un modèle 3D du montage complet.

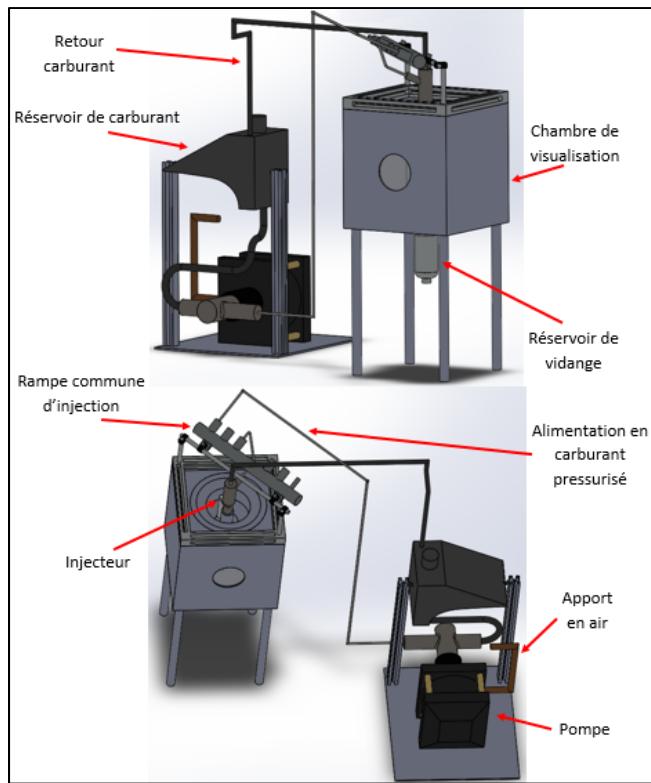


Figure 2.1 Modèle 3D du banc expérimental

Pour acquérir les différents signaux et contrôler l'injection, le montage dispose aussi d'un système de commande Compact RIO de National Instrument. Il est composé d'un châssis avec contrôleur NI-9074, d'un module de commande d'injecteur NI-9751, d'un module d'acquisition NI-9222 avec 4 entrées analogiques, et d'une alimentation NI-PS-15 délivrant une tension de 24VCC et un courant de 5A. Cette dernière permet d'alimenter le système de commande, l'électrovanne alimentant la pompe en air ainsi que la puissance auxiliaire nécessaire au module de commande d'injecteur. Le système dispose aussi d'une autre alimentation TDK-Lambda DSP 10-5 délivrant une tension de 5VCC et un courant de 1.5A. Ce circuit permet l'alimentation du capteur de pression intégré à la rampe d'injection commune. La figure 2.2 illustre le montage du système d'acquisition et de commande.

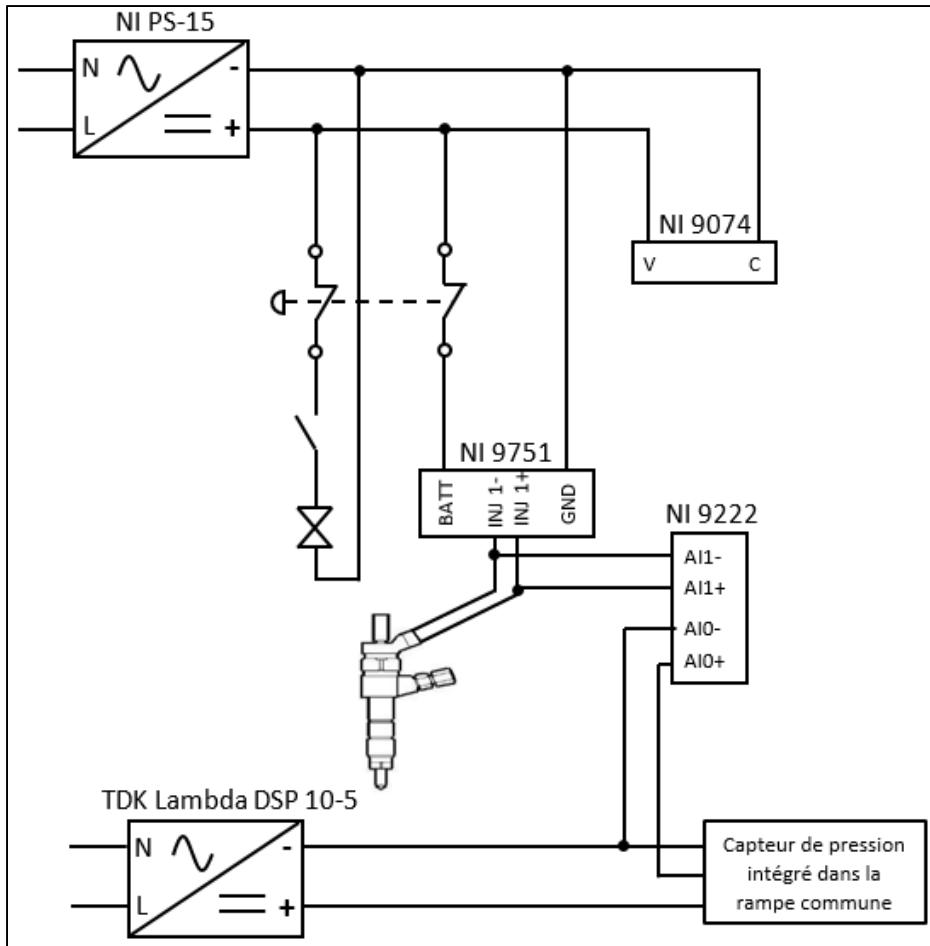


Figure 2.2 Schéma électrique du montage National Instrument

Pour mesurer les conditions d'injection, plusieurs capteurs sont mis en place. Tout d'abord, un capteur de pression statique couplé à un amplificateur de signal Sensotec TJE-1035-26 est positionné sur le côté de la chambre pour mesurer la contre-pression dans la chambre. Un second dispositif identique est placé au niveau du retour carburant de l'injecteur. Pour acquérir la pression d'injection, un capteur de pression est intégré dans la rampe commune d'injection. Enfin, un thermocouple type-K permet de mesurer la température au sein de l'enceinte. Un amplificateur de thermocouple Analog Devices AD595AQ permet ensuite d'intensifier le signal mesuré. Toutes ces mesures sont finalement envoyées dans un module d'entrées/sorties NI SCB-68 puis dans une carte d'acquisition de données NI PCI-6259 intégrée à l'ordinateur de contrôle. Le schéma électrique de cette partie est visible sur la figure 2.3.

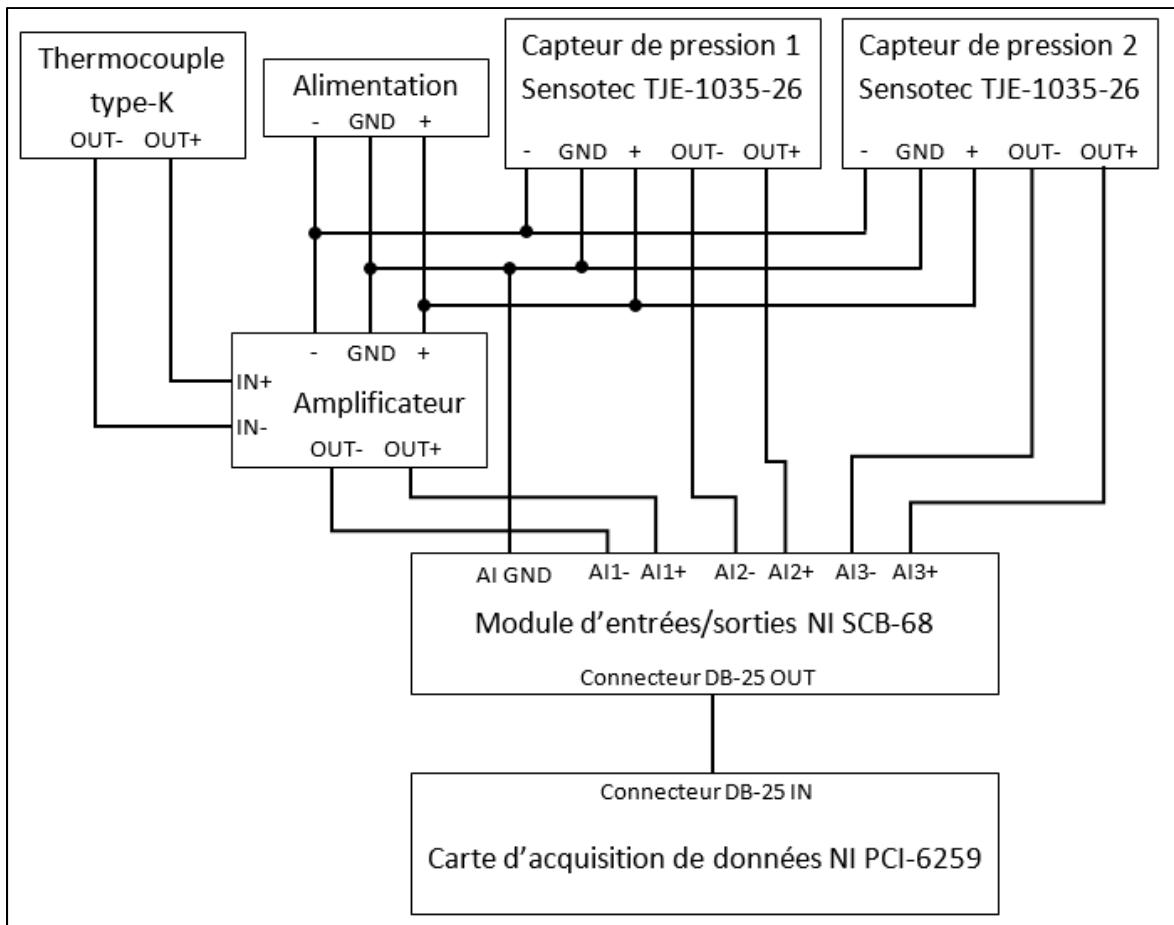


Figure 2.3 Schéma électrique du câblage des capteurs

2.1.2 Programme d'acquisition et de contrôle

Un programme LabVIEW est utilisé afin de traiter les données collectées par les différents capteurs et modules. Il est composé de trois niveaux de commande. Le premier niveau commande le circuit logique programmable (FPGA) du contrôleur NI-9074. C'est ce niveau qui se charge du dialogue des différents modules et capteurs avec l'ordinateur. Le second niveau du programme se charge principalement de la conversion des différentes données pour permettre le dialogue entre le FPGA et le premier niveau. Il convertit par exemple les données recueillies par le FPGA via le module de contrôle de l'injecteur pour permettre que ces dernières soient compréhensibles. Le dernier niveau est le niveau utilisateur. C'est là que les conditions d'injection sont entrées et que les différentes mesures (reçues par le niveau intermédiaire) sont

lues. La suite de cette section entrera plus en détails sur le fonctionnement de chaque niveau. La figure 2.4 illustre comment les données sont récoltées et traitées au niveau le plus bas.

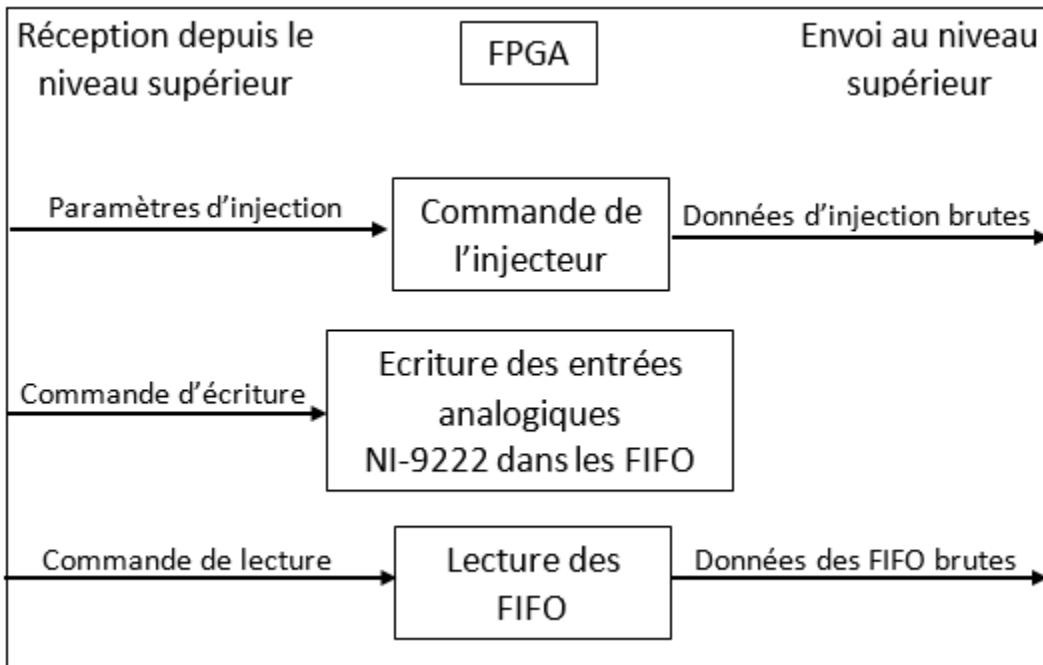


Figure 2.4 Échange et traitement des données au niveau du FPGA

Pour commander l'injecteur, le module de contrôle simule le fonctionnement d'un moteur. Ainsi, pour fonctionner, il nécessite certains paramètres d'injection indispensables comme le timing d'injection en degré vilebrequin, la vitesse de rotation du moteur simulé, ou encore la durée d'injection en degré vilebrequin. Cette dernière est entrée en milliseconde puis converties pour être interprétée. Après avoir commandé l'injection, le module de contrôle stocke et envoie les données d'injection telles que la tension et le courant envoyés à l'injecteur. Les mesures reçues par le module d'acquisition NI-9222 sont stockées dans des mémoires *first in first out* (FIFO). Elles sont remplies et lues à la réception de la commande correspondante. Le niveau intermédiaire est celui qui se charge de la conversion des données depuis le FPGA pour les envoyer vers le niveau de commande utilisateur. Il déclenche la lecture et l'écriture des FIFO au niveau du FPGA et lui envoie les paramètres d'injection souhaités. Il récupère aussi les données depuis les FIFO pour les afficher et les envoyer au niveau supérieur. La figure

2.5 permet de visualiser comment les données sont échangées à ce niveau, aussi appelé niveau « temps réel ».

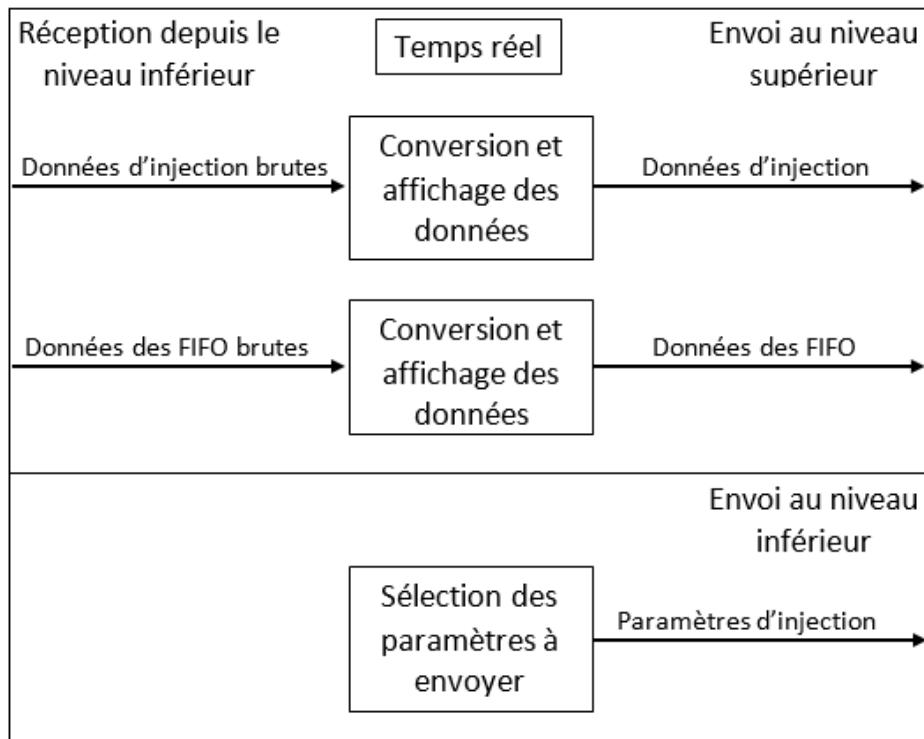


Figure 2.5 Illustration des échanges de données avec le niveau « temps réel »

Les données d'injection sont des données binaires et celles des FIFO sont des mesures en volt. Elles doivent donc être converties pour pouvoir être affichées.

Finalement, le niveau « hôte » est le plus élevé. Il reçoit et affiche toutes les informations depuis le niveau précédent. C'est à ce niveau que l'acquisition et le traitement des données du module NI PCI-6259 sont effectués et que les rapports de mesure sont générés. La figure 2.6 illustre le traitement des données à ce niveau.

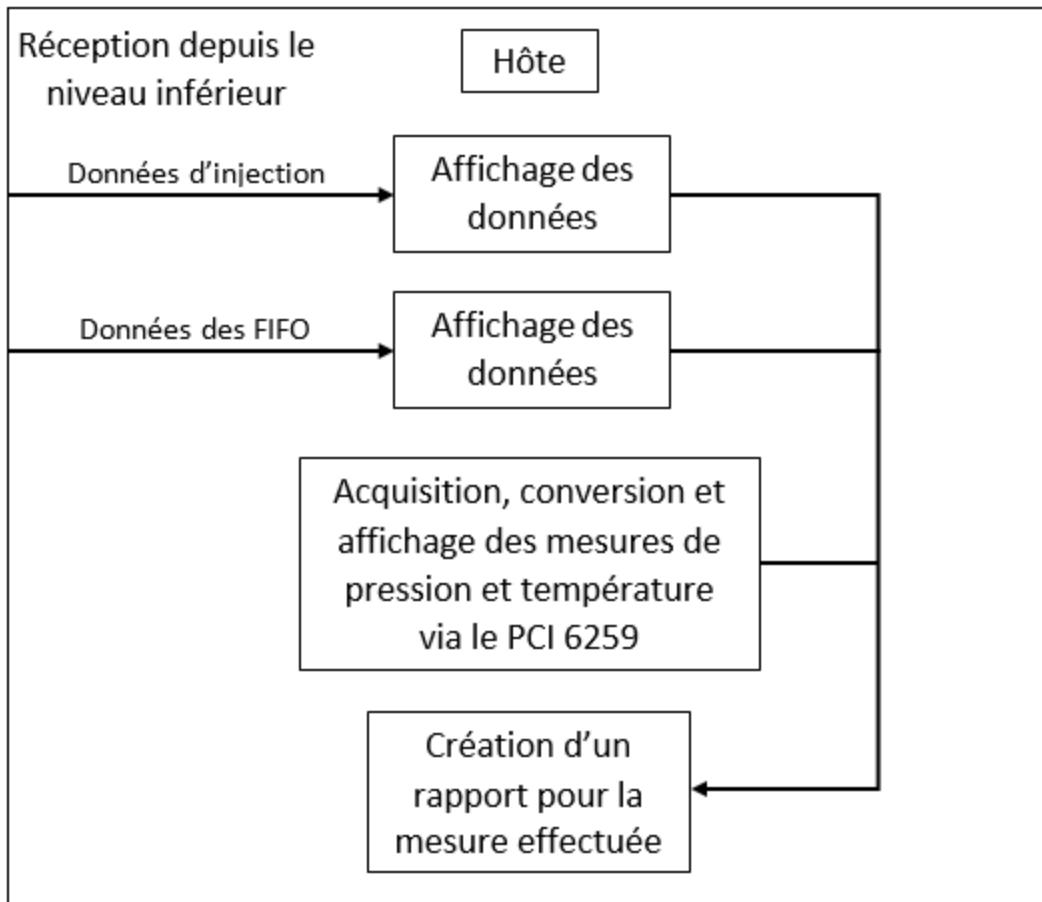


Figure 2.6 Schéma du code au niveau le plus haut : « hôte »

2.1.3 Synchronisation des éléments

Pour réaliser l'acquisition d'un jet, il est nécessaire que tous les éléments soient synchronisés pour assurer la cohérence temporelle des images avec les mesures. Pour ce faire, l'information binaire du déclenchement de l'injection est récupérée et déclenche par la même occasion l'écriture des mesures dans les différentes mémoires. Elle est aussi transmise à la caméra sous la forme d'un front descendant pour déclencher la capture des images.

2.2 Conditions d'injection

Les propriétés étudiées au cours de ce mémoire seront la pression d'injection, la contre-pression dans la chambre de visualisation ainsi que la durée d'injection. L'injection se fera dans un environnement sans combustion préalable. Il sera uniquement composé d'azote et la température restera égale à la température ambiante.

Le tableau 2.1 résume les conditions d'injection utilisées. Pour l'ensemble de ces conditions, la température a été mesurée entre 297 et 303 K. Au total, 42 conditions différentes ont ainsi été testées. La pression d'injection a été choisie afin de représenter la pression d'injection utilisée dans les moteurs diesel, tout en respectant les limites d'opération de l'injecteur. De plus, elle est en accord avec les plages de pressions utilisées dans la littérature (Lee et al., 2018) ainsi que dans un précédent travail de mesure du débit massique de carburant réalisé avec l'injecteur testé dans ce mémoire. La contre-pression maximale a quant à elle été déterminée afin de s'assurer de la résistance des hublots de la chambre de visualisation. La plage de contre-pression, et plus précisément la densité ambiante dans la chambre d'injection, est elle aussi en adéquation avec celle couramment utilisée dans la littérature (Xia et al., 2019).

Dans le tableau 2.1, on remarquera que les conditions suivantes n'ont pas été traitées :

- Pression d'injection : 800 bar, contre-pression : 2.5 bar, durée d'injection : 2 ms
- Pression d'injection : 1600 bar, contre-pression : 2.5 bar, durée d'injection : 2 ms
- Pression d'injection : 1600 bar, contre-pression : 5 bar, durée d'injection : 2 ms

En effet, aux conditions de pression similaire mais avec une durée d'injection de 1 ms, la commande d'injection n'est pas encore terminée que le jet a déjà atteint la limite inférieure du hublot. Ainsi, avec une durée d'injection de 2 ms, le résultat aurait été identique. Il n'a donc pas été nécessaire de traiter ces conditions.

Tableau 2.1 Conditions d'injection utilisées

Durée d'injection [ms]	Pression d'injection [bar]	Contre-pression [bar]
0,5	400	2,5
		5
		10
		15
		20
	800	2,5
		5
		10
		15
		20
	1600	2,5
		5
		10
		15
		20
1	400	2,5
		5
		10
		15
		20
	800	2,5
		5
		10
		15
		20
	1600	2,5
		5
		10
		15
		20
2	400	2,5
		5
		10
		15
		20
	800	5
		10
		15
		20
	1600	10
		15
		20

Comme expliqué dans l'établissement des objectifs du mémoire, le carburant étudié sera du kérósène car il représente un bon candidat de remplacement au diesel traditionnel dans les moteurs diesel. En effet, il a été repéré dans la littérature que remplacer le diesel par du kérósène pouvait permettre la réduction des émissions de gaz polluants. Le délai de d'inflammation de kérósène étant plus important que celui du diesel, cela accorde un temps plus important pour créer un mélange air-carburant homogène et donc une combustion plus complète (Bergstrand, 2007). De plus, utiliser du kérósène en remplacement au diesel pourrait permettre l'utilisation d'un unique carburant dans le domaine aéronautique, notamment pour les véhicules de service des aéroports.

Les propriétés du carburant utilisé sont résumées dans le tableau 2.2 (Sigma-Aldrich, 2021). La masse molaire a été obtenue en assimilant le kérósène à du C₁₁H₂₂ tel que préconisé par Guéret, Cathonnet, Boettner, et Gaillard (1991).

Tableau 2.2 Propriétés du carburant

Propriétés	Kérósène
Masse volumique à 25°C	800 kg/m ³
Température d'auto-inflammation	500°K
Point d'inflammabilité (<i>flash point</i>)	355°K
Limite d'explosivité	5%
Masse molaire	154 g/mol

2.3 Méthodes optiques et post-traitement des images

Pour caractériser le jet, la méthode par illumination diffuse en contre-jour est utilisée en suivant la méthodologie de Hamzah et al. (2016). Elle permettra, à partir des images obtenues, de déterminer la longueur de pénétration du liquide.

L’angle de cône ne pourra pas être caractérisé car l’injecteur utilisé possède sept orifices. Les différents jets se superposent donc et il devient impossible de distinguer un jet d’un autre, comme on peut le voir sur la figure 2.8. La caméra a été placée perpendiculairement au jet vertical de la figure 2.8 afin de simplifier la mesure de sa pénétration. La focal a été réglée afin que ce jet soit clair et une règle graduée a été utilisée pour mesurer la résolution de l’image dans cette configuration. Par la suite, les positions de la caméra et de la chambre ainsi que les réglages de la caméra n’ont plus été modifiés afin de conserver le même dispositif pour tous les essais.

Le traitement des images sera réalisé à l’aide d’un programme déjà mis en place lors d’un mémoire précédent (Jourdain, 2017). Les principales étapes de ce traitement ont déjà été présentées dans le chapitre précédent. En revanche, la détection du jet est tiré du travail de Chan et Vese (2001). Ces étapes seront présentées dans la suite de cette section.

Le programme de Jourdain (2017) a été adapté afin d’améliorer la détection des contours du jet dans la configuration expérimentale présente. En effet, le programme a été mis en place avec un fond uniformément éclairé. Or, il n’a pas été possible d’obtenir un tel fond, malgré l’utilisation d’un diffuseur de lumière, comme on peut le voir sur la figure 2.7.

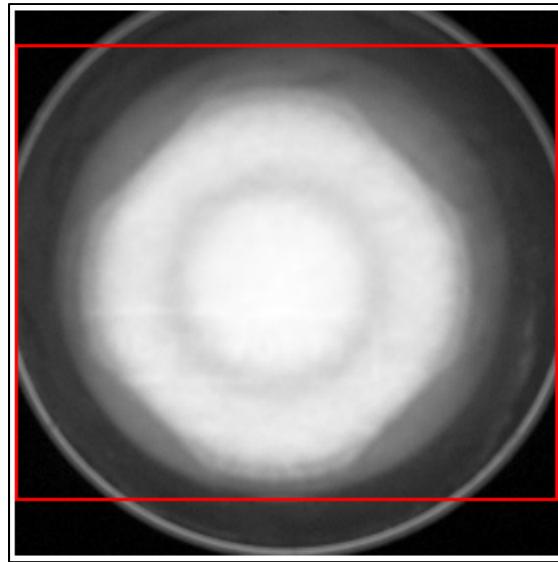


Figure 2.7 Fond de la chambre et domaine d'étude (en rouge)

Ainsi, une boucle de rétroaction dans le post-traitement a été mis en place pour assurer la bonne détection des contours. Sans cette boucle, le programme ne détectait que les parties très denses du jet, et donc avait du mal à détecter le bout du jet. Comme conseillé par Jourdain (2017), le rayon initial de détection est augmenté lorsque le bout du jet n'est pas correctement détecté.

Les différentes étapes de post-traitement des images sont illustrées dans la figure 2.8.

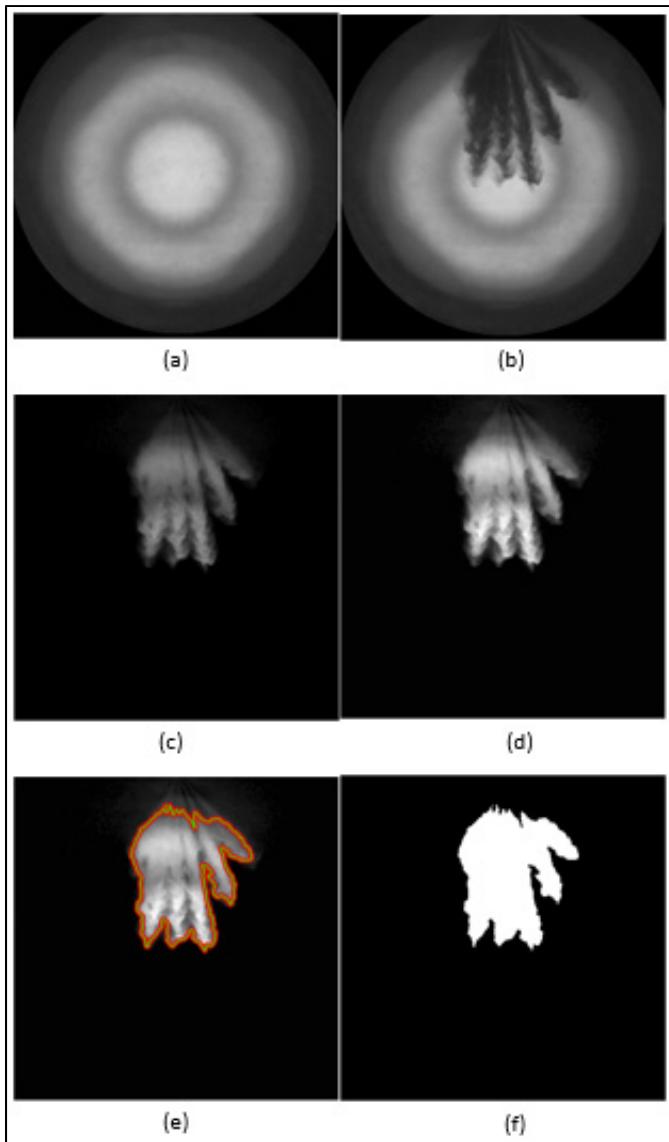


Figure 2.8 Étapes du traitement des images : (a) image du fond, (b) image brute, (c) image sans fond, (d) image filtrée, (e) image du contour du jet, (f) image binarisée

Tout d'abord, le fond (a) est supprimé de l'image brute (b). Ensuite, l'image obtenue (c) est filtrée à l'aide d'un filtre Bayésien. Ce filtrage a pour but de diminuer le bruit de fond de l'image et faire ressortir le jet du fond, comme on peut le voir en comparant les images 2.8 (c) et (d). Par la suite, l'image est redimensionnée dans le cas où le jet est trop petit par rapport au reste de l'image, car il faut qu'une section du jet soit proche du centre de l'image pour

permettre que la détection du contour commence à se propager. Finalement, le contour du jet est détecté (e) et l'image est binarisée (f).

Le contour du jet est obtenu par propagation d'un contour initialement rond et centrée par rapport à l'image, comme proposé par Chan et Vese (2001). Une force de propagation est calculée à chaque itération pour modifier le contour initial et le faire correspondre avec le contour du jet réel. L'image 2.9 illustre quelques étapes de la propagation du contour.

Cette étape possède deux conditions d'arrêt. La première possibilité repose sur le nombre maximal d'itération, fixé à 5000. La propagation du contour peut aussi s'arrêter si la modification du contour entre deux itérations est trop faible, c'est-à-dire s'il y a convergence entre le contour du jet et le contour calculé. Dans le cas où la détection du contour s'arrêtait en raison du nombre maximal d'itération, le bout du jet détecté était comparé à l'image brute. Si les bouts correspondaient, alors le contour était conservé. Sinon, le rayon initial de détection était augmenté et la boucle de détection était relancée. Cette rétroaction a permis de grandement améliorer la capacité de détection du bout du jet, malgré sa faible densité en carburant sous certaines conditions d'injection.

Finalement, le contour du jet est obtenu à partir de l'image binarisée avec la fonction Matlab « `bwboundaries` ». Le pixel le plus éloigné du bec de l'injecteur détermine alors la pénétration du jet à chaque instant et permet d'obtenir les courbes de pénétration utilisées par la suite. Comme précisé précédemment, ce pixel appartient obligatoirement au jet central, ce qui permet une lecture directe de la longueur de pénétration en pixel.

La caméra a été placé perpendiculairement au jet central de la figure 2.9 car c'est la pénétration de ce jet qui sera mesurée et prédictive dans ce mémoire. Ainsi, aucune transformation sur la longueur de pénétration n'a eu à être réalisée.

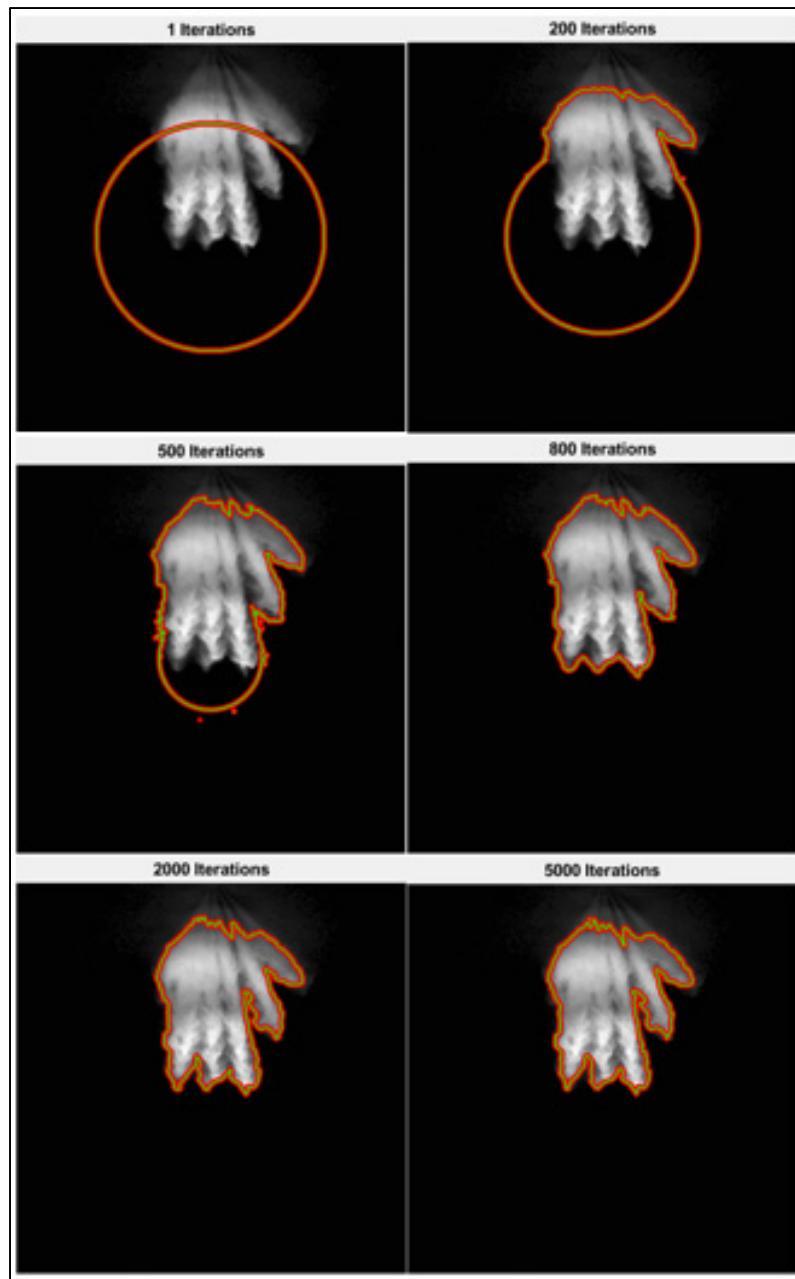


Figure 2.9 Propagation du contour du jet en fonction du nombre d’itérations du post-traitement

2.4 Traitement des données

Afin de remplir une partie le troisième objectif secondaire, un des modèles de prédiction de la pénétration sera obtenu directement à partir des données. En effet, ces dernières seront

compilées dans le logiciel StatGraphics afin de réaliser des régressions non linéaires et obtenir une équation prédictive du comportement du jet pour l'ensemble des conditions d'injections. Dans un premier temps, seules les données issues d'une même durée d'injection sont compilées afin d'obtenir une équation pour chaque durée d'injection. Ensuite, toutes les données seront compilées ensemble pour obtenir une équation générale prenant en compte la pression d'injection, la contre-pression, la durée d'injection et le temps.

2.5 Étude de répétabilité

Pour déterminer le nombre de test à effectuer pour chaque condition, deux études de répétabilité ont été réalisées aux conditions d'injection suivantes :

- Pression d'injection : 800 bar, contre-pression : 5 bar, durée d'injection : 1 ms
- Pression d'injection : 400 bar, contre-pression : 2.5 bar, durée d'injection : 1 ms

Ces conditions ont été choisies pour représenter une condition moyenne avec la première étude et une condition extrême avec la deuxième.

2.5.1 Étude en condition moyenne

Pour cette première étude, sept tests ont été réalisés pour identifier la variabilité du phénomène de propagation du jet. Pour déterminer les longueurs de pénétration au même temps pour chaque test, des interpolations linéaires ont été calculées suivant l'équation 2.1 et ont permis d'obtenir une résolution temporelle de 25 µs. Le graphique 2.10 illustre l'ensemble des résultats ainsi obtenus.

$$S(t) = \frac{S(t_2) - S(t_1)}{t_2 - t_1} \times (t - t_1) + S(t_1) \quad (2.1)$$

Avec t , t_1 et t_2 trois temps tels que $t_1 < t < t_2$.

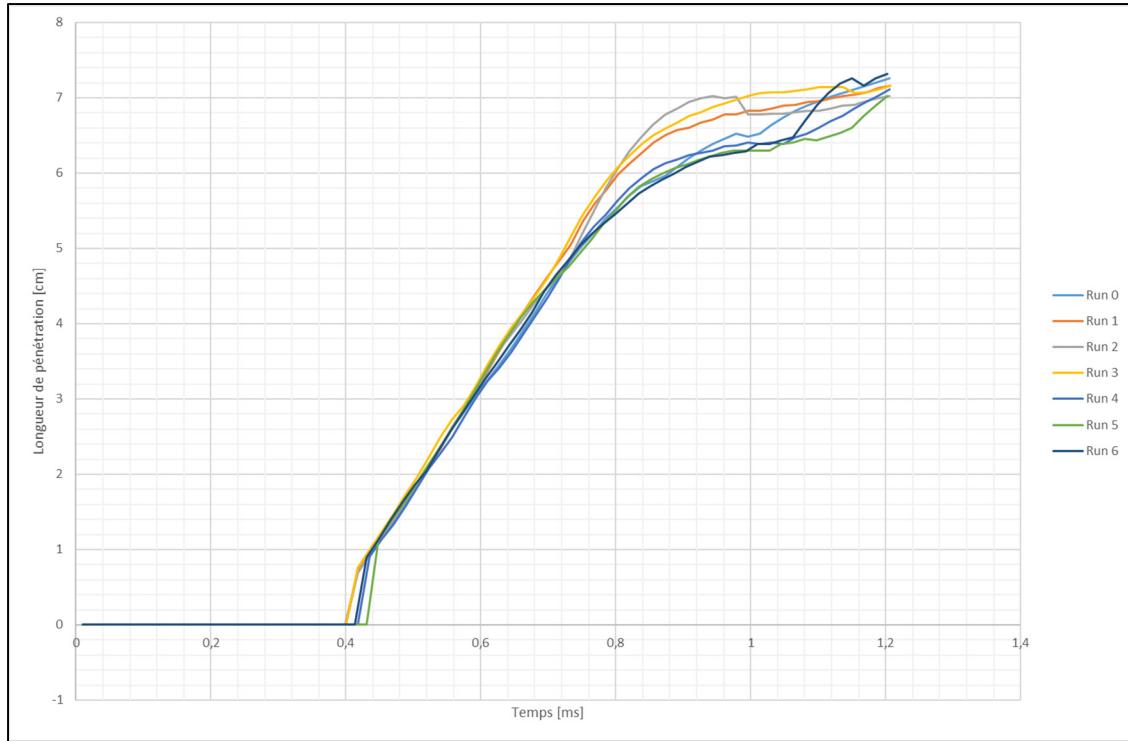


Figure 2.10 Longueurs de pénétration en fonction du temps

Sur la figure 2.10, on remarque que le carburant ne commence à être injecté qu'aux alentours de 0.4 ms après le début de l'enregistrement des données, qui correspond au déclenchement de l'injecteur et de la caméra. Ce décalage est dû au délai d'ouverture de l'injecteur.

Par la suite, les moyennes et les écart-types ont été réalisées en prenant en compte un nombre croissant de test, selon les équations 2.2 et 2.3.

$$\bar{S}_i(t) = \frac{\sum_{j=1}^i S_j(t)}{i} \quad (2.2)$$

$$\sigma_i(t) = \sqrt{\frac{\sum_{j=1}^i (S_j(t) - \bar{S}_i(t))^2}{i-1}} \quad (2.3)$$

Avec i variant de 2 à 7.

La figure 2.11 présente ces moyennes en fonction du temps. On remarque que la moyenne varie peu en fonction du nombre de test pris en compte. En effet, les moyennes varient au maximum de -1,44% et +3,26% par rapport à la moyenne prenant en compte tous les essais. Ainsi, l'étude de l'évolution de la moyenne offre une bonne représentation de la répétabilité de l'expérience mais ne permet pas de déterminer réellement le nombre de test à réaliser pour chaque injection. Ce nombre a été déterminé en examinant les écart-types.

La figure 2.12 présente ainsi l'évolution de l'écart-type maximal en fonction du nombre de test pris en compte dans le calcul de la moyenne. À partir de quatre essais, l'écart-type maximal change de tendance et reste inférieur à 6% de manière quasi-constante. Le nombre de quatre essais par condition d'injection a donc été retenu et sera vérifié dans l'étude de répétabilité en condition extrême. Cette écart-type est atteint entre 0.8 et 0.9 ms après le début de la commande d'injection.

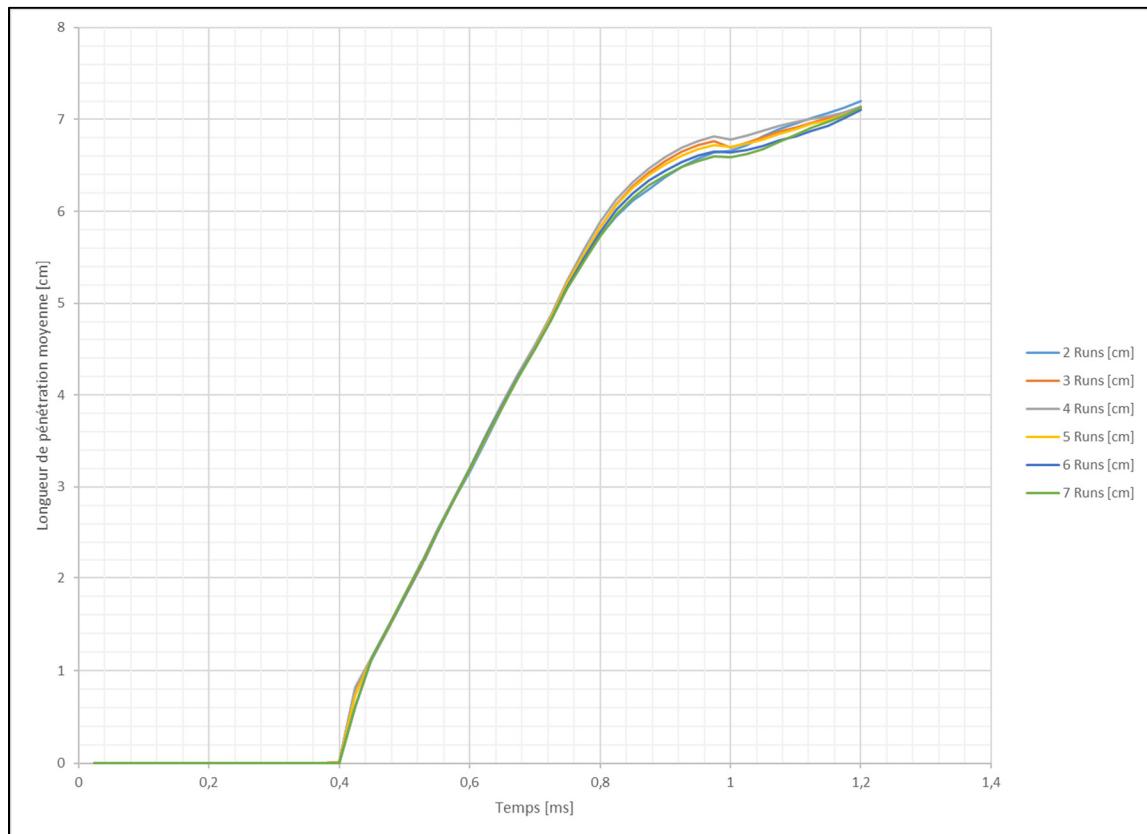


Figure 2.11 Variation des moyennes en fonction du temps

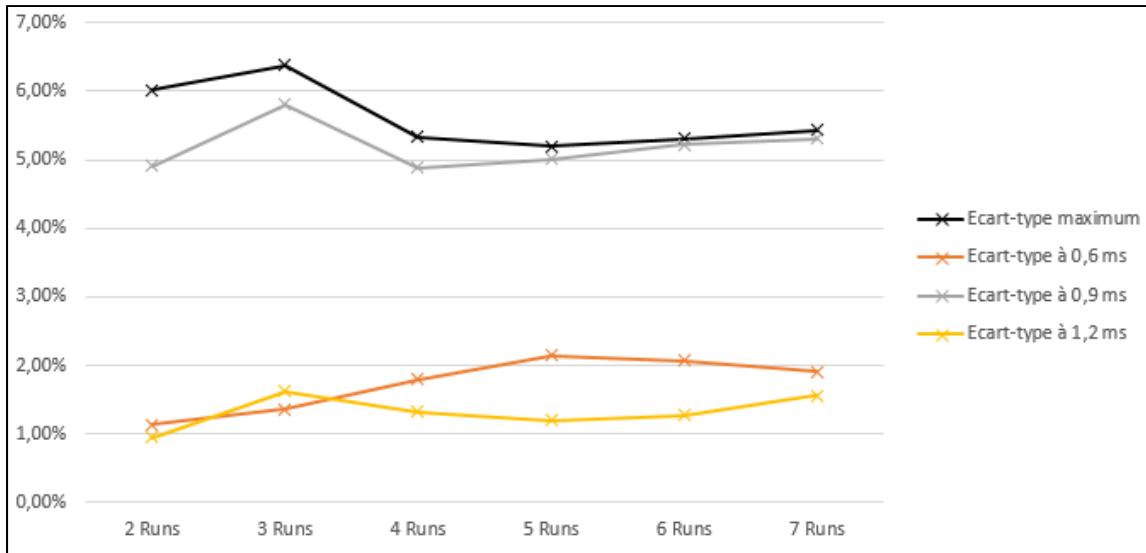


Figure 2.12 Évolution de l'écart-type en fonction du nombre de test pris en compte

2.5.2 Étude en condition extrême

Cette deuxième étude a été réalisée avec les mêmes méthodes que la précédente afin de pouvoir comparer les résultats et conserver la cohérence entre les deux études. Cette fois, dix tests ont été utilisés pour cette étude. La figure 2.13 présente les courbes de longueurs de pénétration en fonction du temps. Ces courbes ont été obtenues à partir de l'équation 2.1.

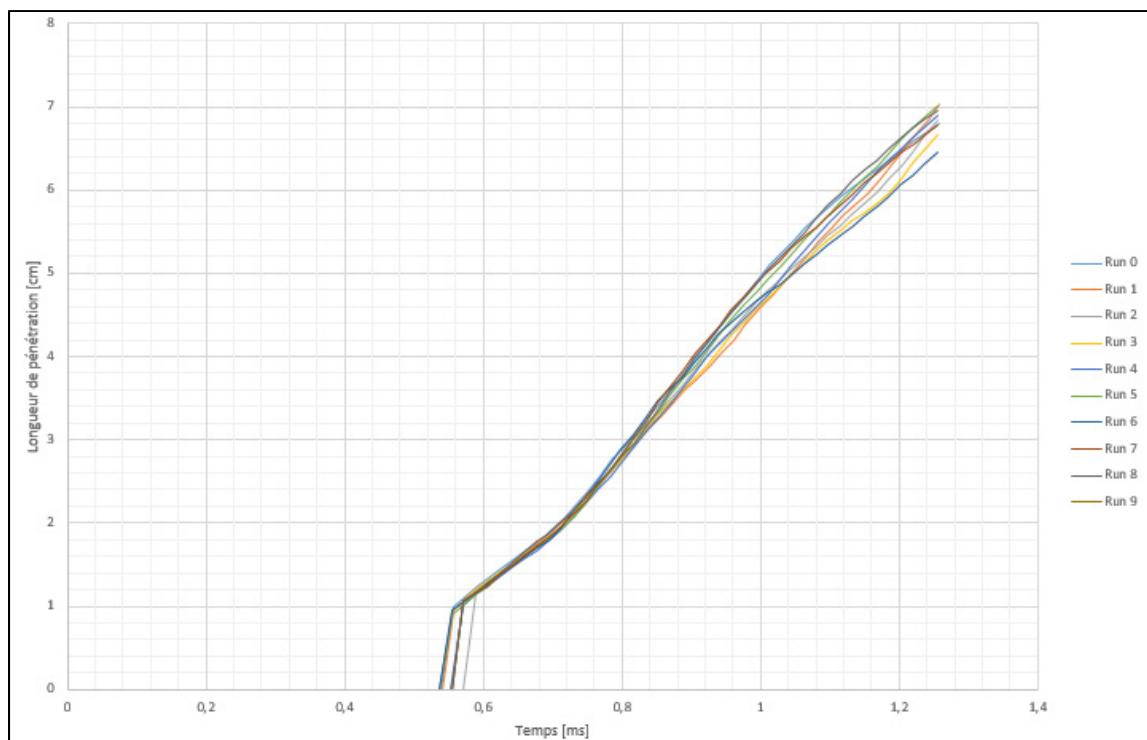


Figure 2.13 Longueurs de pénétration en fonction du temps

Ensuite, tout comme dans l'étude précédente, les moyennes et les écart-types ont été calculés en suivant les formules 2.2 et 2.3. Les figures 2.14 et 2.15 illustrent les résultats ainsi obtenus. Tout comme dans l'étude précédente, les essais ont une bonne répétabilité car les moyennes varient peu en fonction du nombre d'essais pris en compte dans la moyenne. En effet, les variations maximums par rapport à la moyenne avec les dix essais sont de -1,77% et +3,03%.

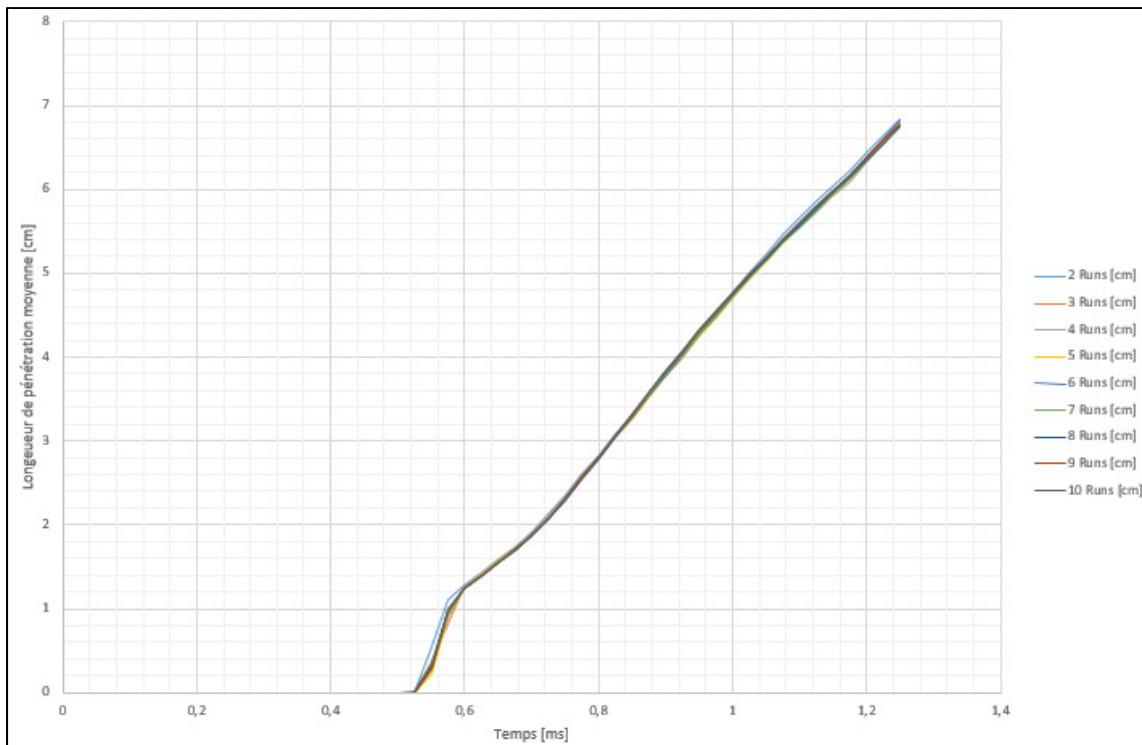


Figure 2.14 Variation des moyennes en fonction du temps

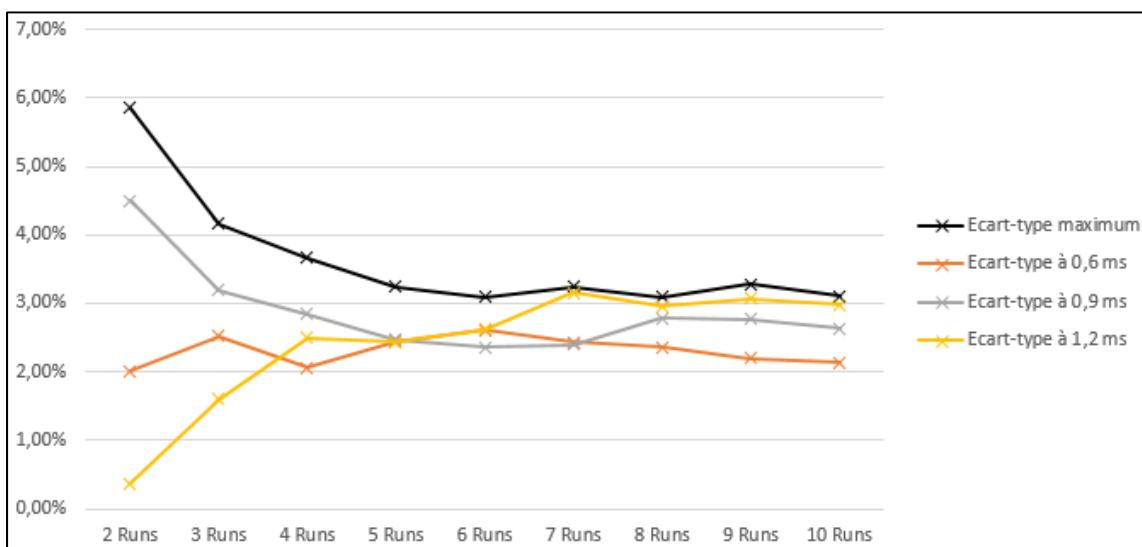


Figure 2.15 Évolution de l'écart-type maximum en fonction du nombre de test pris en compte

Sur la figure 2.15, on peut voir que l'écart-type maximal se stabilise lorsque cinq essais sont pris en compte. En se basant sur le même critère que précédemment, c'est-à-dire un écart-type maximal inférieur à 6%, seulement deux essais sont nécessaires.

En choisissant le nombre d'essais le plus élevé remplissant le critère initial, le nombre de quatre essais a donc été retenu. Par ailleurs, ce nombre est du même ordre de grandeur que ce qui est souvent utilisé dans la littérature où trois répétitions sont effectuées (Anis & Budiandono, 2019; Du et al., 2019b; Han et al., 2014; Hawi et al., 2019). Certains travaux sont réalisés avec plus d'essais (Boggavarapu & Ravikrishna, 2019) mais il s'agit généralement d'expériences réalisées avec des conditions particulières.

Ainsi, pour chaque condition énumérée précédemment, quatre tests ont été réalisés les uns après les autres. Plus précisément, la chambre n'a pas été vidée entre chaque essai pour garder une pression la plus constante possible au sein de la chambre. De plus, le délai entre chaque essai pour même condition a été d'une à deux minutes. Après chaque série de quatre essais, la chambre a été vidée et tous les hublots ont été nettoyés afin de garder une bonne visibilité sur les prochaines injections.

Finalement, on peut noter que les résolutions spatiale et temporelle, respectivement de $17,5 \mu\text{s}$ par image et $337 \mu\text{m}$ par pixel, sont suffisamment faibles pour être comprises à l'intérieur des écart-types dus à la variabilité de la pénétration des jets.

2.6 Synthèse du chapitre

Dans ce chapitre, nous avons présenté les moyens mis en place pour acquérir les données ainsi que les méthodes utilisés pour détecter les jets et traiter les données. Ensuite, nous avons déterminé les conditions d'injections qui seront utilisées pour l'établissement des modèles futurs. Une étude de répétabilité a enfin été réalisée pour intégrer dans notre étude la variabilité des essais. Il a été déterminé qu'avec quatre expériences par condition d'injection, la variabilité des essais était acceptable.

L'objectif du prochain chapitre est maintenant d'établir deux modèles numériques qui pourront être par la suite confrontés aux données expérimentales récoltées. Ces modèles utiliseront comme données d'entrée les conditions de l'injection ainsi que le débit massique instantané de carburant.

CHAPITRE 3

MODÈLES NUMÉRIQUES

Dans ce chapitre, nous allons présenter deux modèles issus de la littérature qui seront par la suite comparés aux résultats expérimentaux. Le premier est le modèle à masse volumique constante et le second est le modèle à masse volumique variable. Ces modèles utiliseront le flux de quantité de mouvement du jet afin de prédire sa longueur de pénétration. Ils ont été programmés sur Matlab et une fois mis en place, ils ont été comparés aux résultats des auteurs respectifs afin de valider leur prédition. La validation des modèles est présentée en ANNEXE I.

3.1 Modèle à masse volumique constante

Le modèle à masse volumique constante est issu de deux articles, respectivement de Desantes, Payri, Salvador, et Gil (2006) et R. Payri, Ruiz, Salvador, et Gimeno (2007). Il a été validé avec une durée d'injection de 2 ms et tant que le jet était fourni en quantité de mouvement. Comparer ce modèle aux données expérimentales permettra par ailleurs de vérifier s'il s'applique à des injections courtes et lorsqu'il n'y a plus d'apport en quantité de mouvement.

3.1.1 Formulation des équations

Les équations sur lesquelles se basent ce modèle sont issues du premier article précisé précédemment (Desantes et al., 2006). Pour obtenir une équation reliant pénétration et FQM, il faut tout d'abord utiliser la définition de ce dernier ainsi que la loi de conservation de la quantité de mouvement :

$$\dot{M}(x) = \dot{M}_0 = \int_0^R 2\pi r \rho_{carb}(x, r) U^2(x, r) dr \quad (3.1)$$

Avec $\dot{M}(x)$, le FQM à une distance x de l'orifice de l'injecteur, \dot{M}_0 le FQM à la sortie de l'injecteur, ρ_{carb} la masse volumique du carburant, U la vitesse du jet et R le rayon du jet à la distance x .

La vitesse est ensuite considérée comme gaussienne et la masse volumique du carburant est assimilée à celle ambiante à l'aide du diamètre équivalent :

$$U(x, r) = U_{axe}(x) \times \exp\left(-\alpha\left(\frac{r}{R}\right)^2\right) \quad (3.2)$$

$$\dot{M}_0 = \rho_{carb} \times \frac{\pi d_0^2}{4} \times U_0^2 = \rho_{amb} \times \frac{\pi d_{eq}^2}{4} \times U_0^2 \Rightarrow d_{eq} = d_0 \sqrt{\frac{\rho_{carb}}{\rho_{amb}}} \quad (3.3)$$

Avec α le coefficient de forme de la gaussienne, d_0 le diamètre de sortie de l'injecteur, ρ_{amb} la masse volumique du gaz ambiant et d_{eq} le diamètre équivalent.

En supposant que la masse volumique ambiante au sein de la chambre est constante pendant toute la durée de l'injection, et en insérant les équations 3.2 et 3.3 dans l'équation 3.1, on obtient alors :

$$\dot{M}_0 = \rho_{amb} \frac{\pi}{2\alpha} U_{axe}^2(x) (1 - \exp(-2\alpha)) R^2 \quad (3.4)$$

On peut ensuite reformuler le rayon R à l'aide de l'angle de cône θ :

$$\dot{M}_0 = \rho_{amb} \frac{\pi}{2\alpha} U_{axe}^2(x) (1 - \exp(-2\alpha)) \times x^2 \tan^2(\theta) \quad (3.5)$$

Pour faire apparaître la longueur de pénétration S dans l'équation précédente, il faut utiliser la relation de proportionnalité entre la vitesse de pénétration et la vitesse à l'axe :

$$U_{axe}(S) = K_u \times \frac{dS}{dt} \quad (3.6)$$

Avec K_u une constante de proportionnalité. En réarrangeant les termes on obtient alors :

$$SdS = \frac{\dot{M}_0^{1/2}}{\rho_{amb}^{1/2} K_u \left(\frac{\pi}{2\alpha}\right)^{1/2} (1 - \exp(-2\alpha))^{1/2} \tan\left(\frac{\theta}{2}\right)} dt \quad (3.7)$$

La longueur de pénétration est finalement obtenue en intégrant l'équation 3.7 (Desantes et al., 2006):

$$S(t) = \left(\frac{2\alpha}{\pi}\right)^{1/4} \frac{2}{K_u} (1 - \exp(-2\alpha))^{-1/4} \tan^{-1/2}\left(\frac{\theta}{2}\right) \dot{M}_0^{1/4} \rho_{amb}^{-1/4} t^{1/2} \quad (3.8)$$

L'objectif à présent est de déterminer les constantes α et K_u . La première peut s'obtenir en considérant que la bordure du jet est la zone où la vitesse du jet atteint 1% de sa vitesse sur l'axe.

$$\begin{cases} U(x, R) = 0.01 \times U_{axe}(x) \\ U(x, R) = U_{axe}(x) \times \exp\left(-\alpha \left(\frac{R}{R}\right)^2\right) \Rightarrow \alpha = -\ln(0.01) \approx 4.605 \end{cases} \quad (3.9)$$

Avec une telle valeur, on peut considérer que :

$$1 - \exp(-2\alpha) \approx 1 \quad (3.10)$$

Finalement, pour déterminer la valeur de K_u , les définitions intégrales du FQM et du débit massique sont utilisées avec la notion de vitesse moyenne (Desantes et al., 2006).

$$\begin{cases} \dot{M}(x) = 2\pi\rho_{amb}U_{axe}^2(x) \int_0^R r \times \exp^2\left(-\alpha\left(\frac{r}{R}\right)^2\right) dr \\ \dot{m}(x) = 2\pi\rho_{amb}U_{axe}(x) \int_0^R r \times \exp\left(-\alpha\left(\frac{r}{R}\right)^2\right) dr \\ U_{moy}(x) = \frac{\dot{M}(x)}{\dot{m}(x)} \end{cases} \quad (3.11)$$

Avec le changement de variable $\beta = r/R$, on obtient maintenant :

$$U_{moy}(x) = U_{axe}(x) \times \frac{\int_0^1 \beta \times \exp(-2\alpha\beta^2) d\beta}{\int_0^1 \beta \times \exp(-\alpha\beta^2) d\beta} \quad (3.12)$$

Le calcul des intégrales donne finalement la relation :

$$U_{moy}(x) = U_{axe}(x) \times \frac{1 - \exp(-2\alpha)}{2(1 - \exp(-\alpha))} = 0.505 \times U_{axe}(x) \quad (3.13)$$

En appliquant cette équation au bout du jet, on obtient finalement :

$$\begin{cases} U_{moy}(S) = 0.505 \times U_{axe}(S) \\ U_{moy}(S) = \frac{dS}{dt} = \frac{1}{K_u} \times U_{axe}(S) \Rightarrow K_u = \frac{1}{0.505} = 1.98 \end{cases} \quad (3.14)$$

Ces valeurs sont enfin insérées dans l'équation 3.8 pour obtenir la relation utilisée dans le modèle numérique et donnée par l'équation 3.15.

$$S(t) = \left(\frac{2 \times 4.605}{\pi}\right)^{1/4} \frac{2}{1.98} \tan^{-1/2}\left(\frac{\theta}{2}\right) \dot{M}_0^{1/4} \rho_{amb}^{-1/4} t^{1/2} \quad (3.15)$$

3.1.2 Principe de fonctionnement du modèle

Cette section se base sur le second article de R. Payri et al. (2007) qui vise à mettre en place le modèle numérique en tant que tel. Ce modèle, contrairement à beaucoup d'autres, permet de prendre en compte la variation du FQM au cours de l'injection. La figure 3.1 illustre la manière dont cette variation est prise en compte.

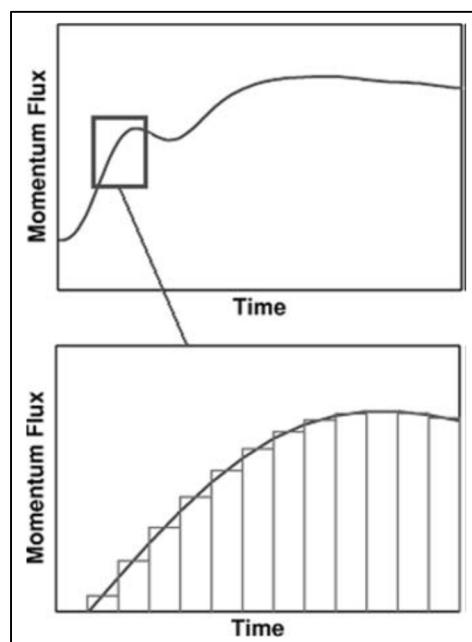


Figure 3.1 Décomposition du FQM en paquet
Tirée de R. Payri et al. (2007)

Cette décomposition permet de considérer que chaque paquet possède son propre FQM constant, son temps de départ et sa longueur de pénétration calculée à l'aide de l'équation 3.15. Par la suite, les paquets seront repérés dans le temps et l'espace comme illustré dans la figure 3.2.

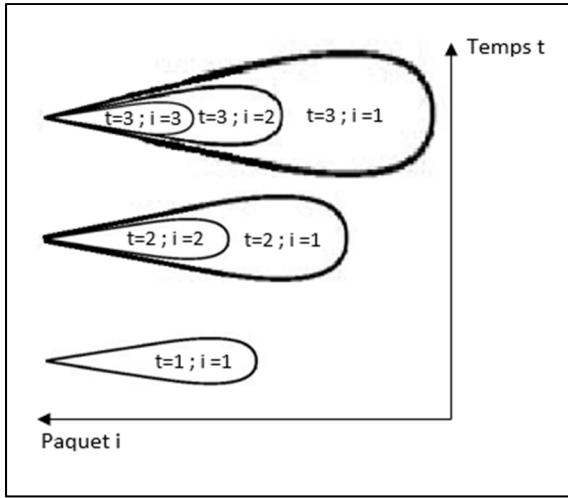


Figure 3.2 Indication des paquets dans le temps et l'espace

Le premier paquet pénètre dans un milieu au repos. Ensuite, les paquets suivant pénètrent dans un milieu déjà en mouvement. Leur FQM est donc ajouté à celui du paquet précédent. Cela se traduit par les relations suivantes :

$$\begin{cases} \dot{M}_1 = \int_{t_{0,1}}^{t_{0,1}+dt} \dot{M}_0(t) \approx dt \times \dot{M}_0(t_{0,1}) \\ \dot{M}_i = \dot{M}_{i-1} + dt \times \dot{M}_0(t_{0,i}) \text{ si } i > 1 \end{cases} \quad (3.16)$$

Avec \dot{M}_i le FQM du paquet i et $t_{0,i}$ le temps de départ du paquet i .

Dans la section précédente, nous avons vu que la pénétration dépend du FQM. Or, chaque paquet a un FQM plus important que le paquet précédent, il est certain que chaque paquet finira par rattraper le paquet précédent. En introduisant un déphasage initialement nul, la continuité de la pénétration globale du jet est assurée. L'équation 3.15 devient donc :

$$S_i(t) = \left(\frac{2 \times 4.605}{\pi} \right)^{1/4} \frac{2}{1.980} \tan^{-1/2} \left(\frac{\theta}{2} \right) \dot{M}_i^{1/4} \rho_{amb}^{-1/4} (t - t_{0,i} + \varphi_i)^{1/2} \quad (3.17)$$

Avec φ_i le déphasage du paquet i .

On peut alors calculer le temps de rencontre de deux paquets en égalisant leur longueur de pénétration respective :

$$S_i(t_{r,i,i-1}) = S_{i-1}(t_{r,i,i-1}) \quad (3.18)$$

$$\sqrt{\dot{M}_i} \times (t_{r,i,i-1} - t_{0,i} + \varphi_i) = \sqrt{\dot{M}_{i-1}} \times (t_{r,i,i-1} - t_{0,i-1} + \varphi_{i-1}) \quad (3.19)$$

$$t_{r,i,i-1} = \frac{\sqrt{\dot{M}_i} \times (t_{0,i} - \varphi_i) - \sqrt{\dot{M}_{i-1}} \times (t_{0,i-1} - \varphi_{i-1})}{\sqrt{\dot{M}_i} - \sqrt{\dot{M}_{i-1}}} \quad (3.20)$$

Avec $t_{r,i,i-1}$ le temps de rencontre entre les paquets i et i-1.

Lors de la rencontre entre le paquet i et le paquet précédent, le FQM de ce dernier disparaît et il faut alors mettre à jour ce changement dans tous les paquets suivants :

$$\dot{M}'_k = \dot{M}_k - dt \times \dot{M}_0(t_{0,i-1}) \text{ avec } k = i \text{ à } n \quad (3.21)$$

Avec \dot{M}'_k le nouveau FQM du paquet k, et n le nombre de paquet dans le jet à l'instant $t_{r,i,i-1}$.

De plus, il faut aussi mettre à jour tous les déphasages des paquets suivants avec leur nouveau FQM. Pour ce faire, il suffit d'égaliser les longueurs de pénétrations avant et après mise à jour du FQM pour chaque paquet k :

$$S'_k(t_{r,i,i-1}) = S_k(t_{r,i,i-1}) \quad (3.22)$$

$$\sqrt{\dot{M}'_k} \times (t_{r,i,i-1} - t_{0,k} + \varphi'_k) = \sqrt{\dot{M}_k} \times (t_{r,i,i-1} - t_{0,k} + \varphi_k) \quad (3.23)$$

$$\varphi'_k = \left(\sqrt{\frac{\dot{M}_k}{\dot{M}'_k}} - 1 \right) \times (t_{r,i,i-1} - t_{0,k}) + \sqrt{\frac{\dot{M}_k}{\dot{M}'_k}} \times \varphi_k \text{ avec } k = i \text{ à } n \quad (3.24)$$

Avec φ'_k le nouveau déphasage du paquet k.

Finalement, il faut recalculer les nouveaux temps de rencontre des paquets i à n avec leur nouveau FQM et leur nouveau déphasage en utilisant l'équation 3.20.

La validation de la programmation de ce modèle est présentée en annexe I.1. Elle a été réalisé en comparant un résultat issu du programme avec le même cas tiré de l'article de R. Payri et al. (2007). Cette comparaison permet de valider l'implémentation du modèle à masse volumique constante dans Matlab.

La figure 3.3 présente un exemple de résultat issu de la programmation de ce modèle dans les conditions du présent travail, pour une pression d'injection de 800 bar, une contre-pression de 10 bar et une durée d'injection de 1 ms. Sur ce graphique, chaque couleur représente la longueur de pénétration d'un paquet et chaque paquet est émis à intervalle de temps régulier : $dt = 52 \mu\text{s}$.

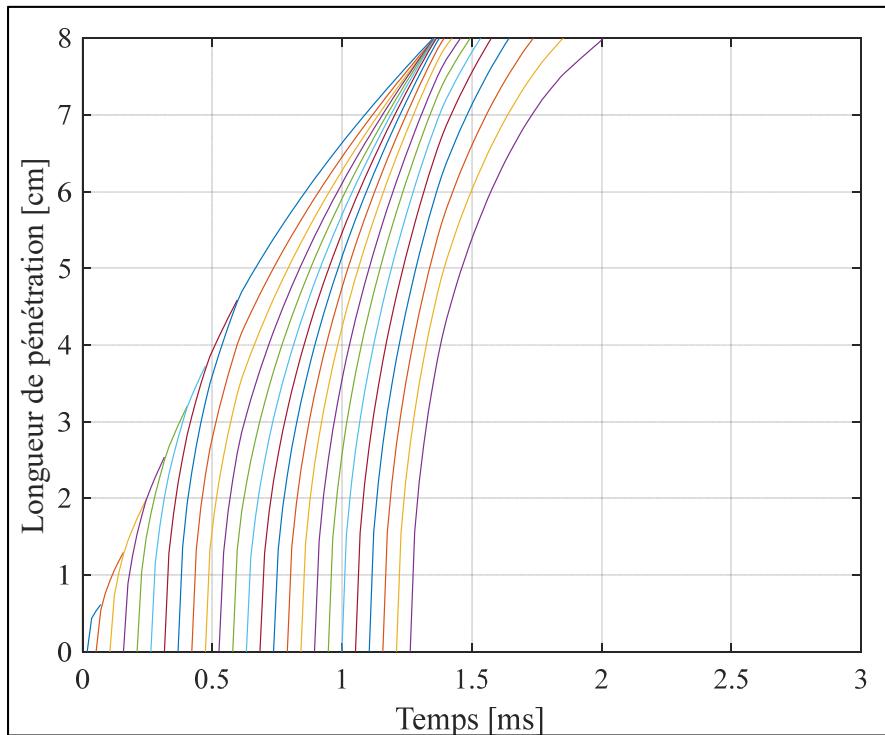


Figure 3.3 Visualisation de la pénétration de chaque paquet pour une injection de 1 ms avec une pression d'injection de 800 bar et une contre-pression de 10 bar

La longueur de pénétration du jet correspond finalement à la longueur de pénétration du paquet le plus en aval du jet à tout moment. Pour obtenir l'approximation la plus fidèle possible de la courbe de FQM, il convient d'utiliser un pas d'intégration le plus petit possible. Dans les essais réalisés, la résolution temporelle des données était de $17.5 \mu\text{s}$. C'est donc ce pas d'intégration qui sera utilisé par la suite. La figure 3.4 présente la pénétration globale du jet avec ce pas d'intégration.

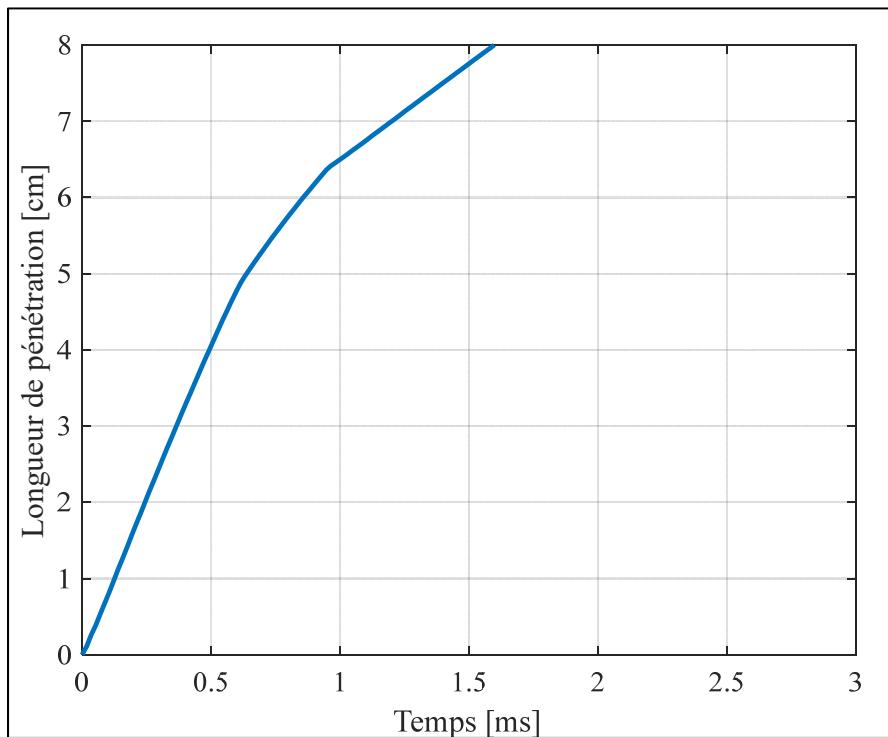


Figure 3.4 Pénétration du jet avec le modèle à masse volumique constante pour une injection de 1 ms avec une pression d'injection de 800 bar et une contre-pression de 10 bar

3.2 Modèle à masse volumique variable

Le modèle à masse volumique variable se base sur un article de Katrašnik (2016). Tout comme le modèle précédent, il permet de prédire la longueur de pénétration d'un jet mais cette fois en considérant la masse volumique du jet différente de la masse volumique ambiante dans la chambre de pénétration. De plus, la masse volumique n'est plus considérée constante dans le temps mais l'est toujours dans l'espace. Cette distinction permet notamment de prédire la

position de la queue du jet après la fin de l'injection mais aussi la répartition de la masse de carburant en fonction du ratio d'excès d'air. Il s'agit donc d'un modèle permettant de tirer plus d'informations sur le jet que le modèle précédent.

3.2.1 Prédiction de la pénétration du jet

Le modèle est fondé sur des équations classiques de la mécanique des fluides pour prédire le comportement du jet. Certaines de ces équations ont déjà été présentées dans la section 3.1 et ne seront donc pas représentées ici. De cette manière, le profil de vitesse est aussi considéré Gaussien et l'équation 3.9 est conservée.

La vitesse à l'axe est calculée à partir des équations 3.5 et 3.10, permettant d'obtenir l'équation 3.25 :

$$U_{axe}(x) = \sqrt{\frac{2\alpha \dot{M}_0}{\pi \rho}} \times \frac{1}{x \tan\left(\frac{\theta}{2}\right)} \quad (3.25)$$

Avec ρ la masse volumique du jet.

Le FQM moyen est utilisé dans ce modèle afin de supporter l'intégration, ce qui implique de modifier la vitesse à l'axe :

$$\dot{\tilde{M}}_0 = \frac{\int_0^t \dot{M}_0 dt}{t} = \frac{M_0}{t} \quad (3.26)$$

$$U_{axe}(x) = \sqrt{\frac{2\alpha \dot{\tilde{M}}_0}{\pi \rho}} \times \frac{1}{x \tan\left(\frac{\theta}{2}\right)} \quad (3.27)$$

Avec $\dot{\tilde{M}}_0$ le FQM moyen et M_0 la quantité de mouvement du jet.

La forme intégrale du FQM, couplée avec l'équation 3.2 sont finalement utilisées pour obtenir la longueur de pénétration du jet telle que décrite par l'équation 3.28 (Katrašnik, 2016) :

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t} \int_{VC} \rho U(x) dV = \dot{M}_0 \Rightarrow \int_{VC} \rho U(x) dV = \int_0^t \dot{M}_0 dt = M_0 = \dot{M}_0 \times t \\ \dot{M}_0 \times t = \int_{VC} \rho U(x) dV = 2\pi\rho \int_{S_1(t)}^{S(t)} \int_0^R r U_{axe}(x) \exp\left(-\alpha \left(\frac{r}{R}\right)^2\right) dr dx \\ S(t) = \sqrt{S_1^2(t) + \frac{\sqrt{\dot{M}_0} \times t}{\sqrt{\frac{\pi\rho}{2\alpha}} \tan\left(\frac{\theta}{2}\right) (1 - e^{-\alpha})}} \end{aligned} \quad (3.28)$$

Avec VC le volume de contrôle et $S_1(t)$ la pénétration de la queue du jet. Pour déterminer cette longueur, il faut distinguer si l'injection est terminée. Tant que l'injection est en cours, la queue du jet est attachée à la sortie de l'injecteur comme l'illustre la figure 3.5. Il suffit alors d'utiliser la relation trigonométrique permettant de fixer l'origine de tel sorte que l'orifice de sortie de l'injecteur corresponde au rayon du jet.

$$x = \frac{R}{\tan\left(\frac{\theta}{2}\right)} \Rightarrow S_1(t < t_{injec}) = \frac{r_0}{\tan\left(\frac{\theta}{2}\right)} \quad (3.29)$$

Avec r_0 le rayon de sortie de l'injecteur.

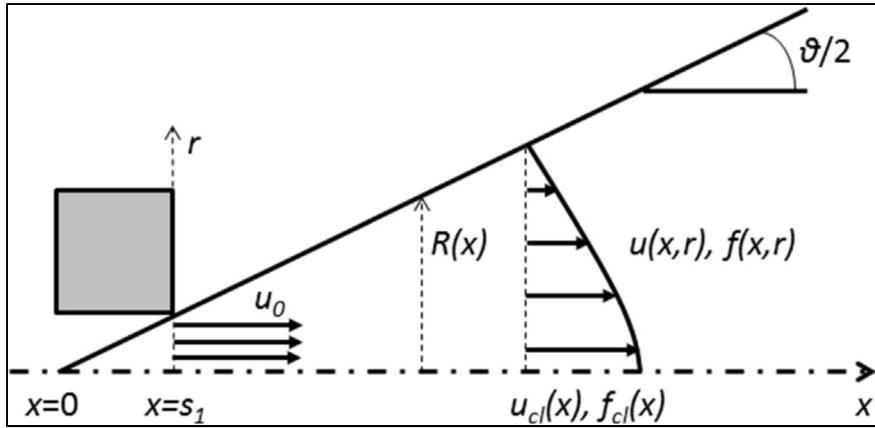


Figure 3.5 Caractéristiques géométriques du jet
Tirée de Katrašnik (2016)

Lorsque l'injection est terminée, la queue du jet se détache de la sortie de l'injecteur et il faut alors déterminer sa position à partir de celle du centre de gravité du jet.

$$x_{cg} = \frac{\int_{VC} \rho x dV}{\int_{VC} \rho dV} = \frac{3(S^4 - S_1^4)}{4(S^3 - S_1^3)} \quad (3.30)$$

Cette position est ensuite dérivée par rapport au temps pour obtenir la vitesse du centre de gravité du jet.

$$u_{cg} = \frac{\partial}{\partial t} \left(\frac{3((S_1^2 + C)^2 - S_1^4)}{4((S_1^2 + C)^{\frac{3}{2}} - S_1^3)} \right) \quad (3.31)$$

Où

$$C = S^2 - S_1^2 = \frac{\sqrt{\dot{M}_0} \times t}{\sqrt{\frac{\pi \rho}{2\alpha}} \times \tan\left(\frac{\theta}{2}\right) (1 - e^{-\alpha})} \quad (3.32)$$

Le calcul de cette dérivée nous amène ainsi à déterminer la vitesse de la queue du jet :

$$\dot{S}_1 = \frac{4}{3} \times \frac{u_{cg}}{\frac{4CS_1}{S^3 - S_1^3} - 3 \frac{2CS_1^2 + C^2}{(S^3 - S_1^3)^2} (SS_1 - S_1^2)} \quad (3.33)$$

La vitesse du centre de gravité est obtenue à partir de la quantité de mouvement, constante après la fin de l'injection, et de la masse du jet.

$$u_{cg} = \frac{M_0}{m_{jet}} = \frac{\dot{M}_0 \times t}{m_{jet}} \quad (3.34)$$

Avec m_{jet} la masse du jet calculé en intégrant la masse volumique du jet sur l'ensemble du jet :

$$m_{jet} = \int_{jet} \rho dV = 2\pi\rho \int_0^R \int_{S_1}^S r dr dx = \frac{\pi\rho}{3} \tan^2\left(\frac{\theta}{2}\right) (S^3 - S_1^3) \quad (3.35)$$

La position de la queue du jet est enfin obtenue en intégrant sa vitesse :

$$S_1(t + dt) = S_1(t) + \int_t^{t+dt} \dot{S}_1(t) dt \approx S_1(t) + \dot{S}_1(t) \times dt \quad (3.36)$$

3.2.2 Prédition de la répartition de la masse de carburant dans le jet

Comme énoncé précédemment, le modèle est aussi en mesure de déterminer la répartition de la masse de carburant dans le jet en fonction du ratio d'excès d'air. Ce calcul est possible car la masse volumique du jet est différenciée de celle du gaz ambiant. La masse volumique du jet se calcule à l'aide de la fraction massique de carburant dans le jet :

$$\rho = \frac{1}{\frac{f}{\rho_{carb,vap}} + \frac{1-f}{\rho_{amb}}} \quad (3.37)$$

Avec f la fraction massique de carburant dans le jet et $\rho_{carb,vap}$ la fraction massique de carburant à l'état gazeux. Le carburant présent dans le jet est en effet supposé complètement atomisé et évaporé donc le jet se compose uniquement de vapeur de carburant.

La fraction massique de carburant dans le jet se calcule directement à partir de sa définition :

$$f = \frac{m_{carb}}{m_{jet}} \quad (3.38)$$

Avec m_{carb} la masse de carburant injecté et m_{jet} la masse totale du jet.

En insérant cette définition dans l'équation 3.37, on obtient donc finalement :

$$\rho = \frac{\rho_{amb}}{1 - \frac{m_{carb}}{m_{jet}} \left(1 - \frac{\rho_{amb}}{\rho_{carb,vap}} \right)} \quad (3.39)$$

La masse du carburant est calculée en intégrant le débit massique :

$$m_{carb}(t) = \int_0^t \dot{m} dt \quad (3.40)$$

La fraction massique de carburant dans le jet est considérée comme ayant un profil Gaussien, tout comme la vitesse. De plus, la définition intégrale du débit massique permet de calculer la fraction massique le long de l'axe :

$$\begin{aligned} \dot{m} &= \int_{A(x)} \rho U(x) f(x) dA = 2\pi\rho \int_0^R U_{axe}(x) \times f_{axe}(x) \times \exp^2 \left(-\alpha \left(\frac{r}{R} \right)^2 \right) dr \\ \dot{m} &= \frac{\pi}{2\alpha} \rho x^2 \tan^2 \left(\frac{\theta}{2} \right) U_{axe}(x) f_{axe}(x) (1 - \exp(-2\alpha)) \end{aligned} \quad (3.41)$$

En insérant dans cette relation l'équation 3.27, et en utilisant les notions de FQM moyen ainsi que de débit massique moyen, décrite par l'équation 3.42, on obtient finalement l'équation 3.43 :

$$\dot{\tilde{m}} = \frac{\int_0^t \dot{m} dt}{t} = \frac{\dot{m}_{carb}}{t} \quad (3.42)$$

$$f_{axe}(x) = \sqrt{\frac{2\alpha}{\pi\rho\tilde{M}_0}} \dot{\tilde{m}} \frac{1}{x \tan\left(\frac{\theta}{2}\right)} \quad (3.43)$$

Pour déterminer la masse de carburant dans un intervalle de ratio d'excès d'air, il faut à présent relier cette dernière avec la fraction de carburant dans le jet :

$$f = \frac{1}{1 + \lambda A/F_s} \quad (3.44)$$

Avec λ le ratio d'excès d'air et A/F_s le ratio air-carburant stœchiométrique.

La masse de carburant est finalement obtenue avec l'équation 3.45 :

$$m_{carb, 0 < \lambda < \lambda_1} = \int_{jet} \rho f dV = 2\pi\rho \int_{S_{\lambda_1,min}}^{S_{\lambda_1,max}} \int_0^{r_{\lambda_1,x}} f r dr dx \quad (3.45)$$

Avec $S_{\lambda_1,min}$ et $S_{\lambda_1,max}$ les longueurs de pénétration minimum et maximum de carburant ayant un ratio d'excès d'air λ_1 et $r_{\lambda_1,x}$ le rayon correspondant à ce ratio d'excès d'air. Pour obtenir la masse de carburant, il faut à présent déterminer les bornes de cette intégrale. Dans un premier temps, le rayon s'obtient à l'aide du profil Gaussien de la fraction massique de carburant et des équations 3.43 et 3.44.

$$\frac{1}{1 + \lambda_1 A/F_s} = \sqrt{\frac{2\alpha}{\pi\rho\tilde{M}}} \dot{\tilde{m}} \frac{1}{x \tan\left(\frac{\theta}{2}\right)} \exp\left(-\alpha \left(\frac{r_{\lambda_1,x}}{R}\right)^2\right) \quad (3.46)$$

$$r_{\lambda_1,x} = R \sqrt{\frac{\ln\left(\frac{x \tan\left(\frac{\theta}{2}\right)}{\sqrt{\frac{2\alpha}{\pi\rho\tilde{M}}} \dot{\tilde{m}} \left(1 + \lambda_1 A/F_s\right)}}\right)}{-\alpha}} \quad (3.47)$$

Les longueurs de pénétrations se déterminent à présent à l'aide de l'équation 3.46 appliquée avec un rayon maximal et un rayon minimal :

$$\begin{cases} \tilde{S}_{\lambda_1,min} = \sqrt{\frac{2\alpha}{\pi\rho\tilde{M}}} \dot{\tilde{m}} \frac{1 + \lambda_1 A/F_s}{\tan\left(\frac{\theta}{2}\right)} \exp(-\alpha) \\ \tilde{S}_{\lambda_1,max} = \sqrt{\frac{2\alpha}{\pi\rho\tilde{M}}} \dot{\tilde{m}} \frac{1 + \lambda_1 A/F_s}{\tan\left(\frac{\theta}{2}\right)} \end{cases} \quad (3.48)$$

Ces longueurs ne peuvent pas être supérieures à la longueur de pénétration du jet et de la queue du jet. Un critère est donc ajouté pour prendre en compte cette condition :

$$\begin{cases} S_{\lambda_1,min} = S_1 & \text{si } \tilde{S}_{\lambda_1,min} < S_1 \\ S_{\lambda_1,min} = S & \text{si } \tilde{S}_{\lambda_1,min} > S \\ S_{\lambda_1,min} = \tilde{S}_{\lambda_1,min} & \text{sinon} \\ S_{\lambda_1,max} = S_1 & \text{si } \tilde{S}_{\lambda_1,max} < S_1 \\ S_{\lambda_1,max} = S & \text{si } \tilde{S}_{\lambda_1,max} > S \\ S_{\lambda_1,max} = \tilde{S}_{\lambda_1,max} & \text{sinon} \end{cases} \quad (3.49)$$

Il est maintenant possible de calculer l'intégrale de l'équation 3.45 pour finalement obtenir l'équation 3.50 :

$$\begin{aligned}
m_{carb,0<\lambda<\lambda_1} &= \sqrt{\frac{\pi\rho}{2\alpha\tilde{M}}}\dot{\tilde{m}}\tan\left(\frac{\theta}{2}\right)(S_{\lambda_1,max}^2 - S_{\lambda_1,min}^2) \\
&- \frac{\pi\rho}{3\alpha}\tan^2\left(\frac{\theta}{2}\right)\frac{1}{1+\lambda A/F_s}(S_{\lambda_1,max}^3 - S_{\lambda_1,min}^3)
\end{aligned} \tag{3.50}$$

Pour déterminer la masse de carburant entre deux ratios d'excès d'air, il suffit de faire la différence :

$$m_{carb,\lambda_1<\lambda<\lambda_2} = m_{carb,0<\lambda<\lambda_2} - m_{carb,0<\lambda<\lambda_1} \tag{3.51}$$

La validation de la programmation de ce modèle est présentée en annexe I.2 et permet de confirmer l'implémentation adéquate du modèle dans Matlab. Il est cependant à noter qu'aucune information sur la contre-pression n'a été présenté dans l'article de Katrašnik (2016). Elle a donc dû être déterminée en utilisant la programmation présentée dans cette section. Une contre-pression de 40 bar a permis d'offrir la meilleure correspondance entre les résultats de l'article et ceux issus de la programmation.

Les figures 3.6 et 3.7 présentent un exemple de résultat obtenu avec la programmation de ce modèle dans les conditions du présent travail, pour une pression d'injection de 800 bar, une contre-pression de 10 bar et une durée d'injection de 1 ms.

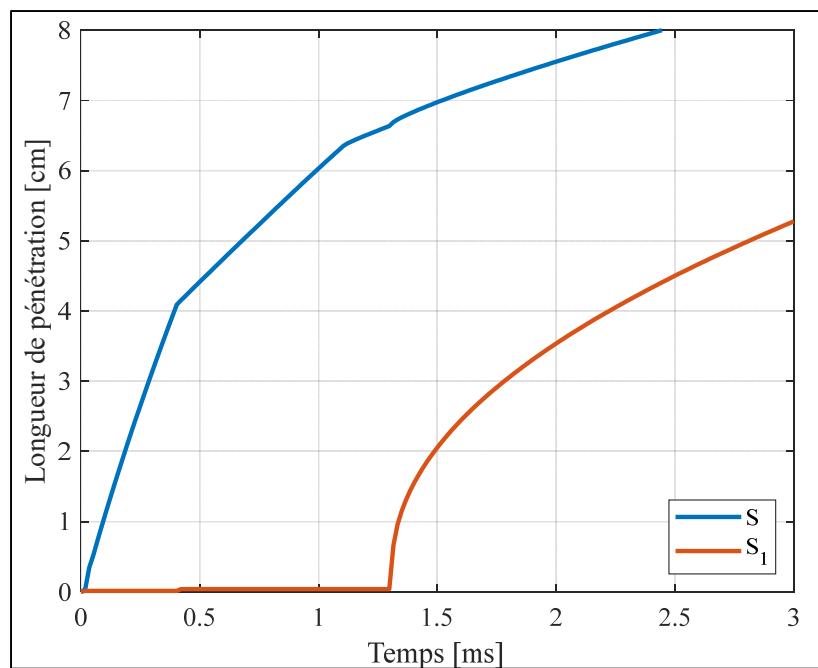


Figure 3.6 Pénétration du bout et de la queue du jet avec le modèle à masse volumique variable

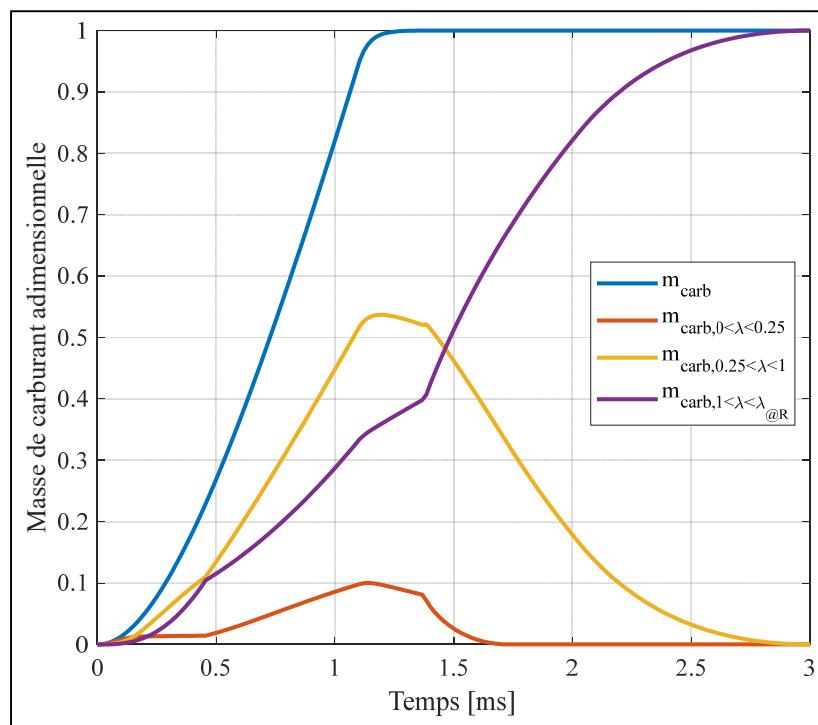


Figure 3.7 Évolution de la masse de carburant au sein du jet au cours du temps ($\lambda_{@R}$ correspond au ratio d'excès d'air sur la bordure du jet)

Sur la figure 3.6, on remarque qu'au moment de la fermeture de l'injecteur, la queue du jet se détache très rapidement de l'injecteur. En effet, la position de cette dernière dépend directement de sa vitesse, qui, en observant l'équation 3.33, dépend elle-même de la position de la queue au pas de temps précédent. Ainsi, peu après la fin de l'injection, la queue est très proche de l'injecteur. Elle se déplace donc initialement à très grande vitesse puis ralentit à mesure qu'elle s'éloigne de l'injecteur.

La figure 3.7 permet de visualiser la masse de carburant adimensionnelle, ainsi que sa dilution à mesure que le jet progresse. On remarque que tant que l'injecteur est ouvert, la majorité de la masse de carburant injecté se situe dans une plage de ratio d'excès d'air inférieur à 1, c'est-à-dire que le jet est principalement riche. Ensuite, dès la fermeture de l'injecteur, le jet se dilue rapidement et il n'y a plus que du carburant dans la plage de richesse pauvre. On notera que pour ces conditions d'injection, il faut respectivement environ 1.6 ms et 2.7 ms pour que la totalité du carburant injecté soit compris dans une plage de richesse inférieure à 4 et 1, et donc de ratio d'excès d'air supérieur à 0.25 et 1.

3.3 Synthèse du chapitre

Deux modèles numériques permettant la prédiction de la longueur de pénétration d'un jet de kérosène ont donc été mis en place dans ce chapitre. Ces modèles reposent sur des hypothèses différentes.

Le modèle à masse volumique constante permet de prendre en compte un débit massique de carburant variable dans le temps, pourvu qu'il dispose d'une résolution temporelle suffisamment faible. Il a été validé avec une durée d'injection longue et tant que le jet est alimenté en quantité de mouvement.

Le modèle à masse volumique variable, en revanche, utilise un débit massique moyen et ne peut donc pas prendre en compte les changements brusques de débit. Cependant, il permet de prédire la position de la queue du jet, ainsi que la répartition de la masse de carburant injecté

en fonction de la richesse. Ce modèle a donc un intérêt particulier dans le cadre d'injections multiples, pour prévoir si le jet d'une injection sera en mesure de rattraper celui de l'injection précédente. Il peut aussi permettre de prévoir finement la combustion du jet, grâce à l'information sur la richesse du carburant à tout instant.

L'objectif du prochain chapitre est de présenter les résultats expérimentaux et d'analyser l'influence des différents paramètres de l'injection afin de vérifier que les comportements observés sont les mêmes que dans la littérature. Cela validera le premier objectif secondaire de ce mémoire. Ensuite, un modèle statistique basé sur les données récoltées sera mis en place en deux étapes. D'abord, une analyse sera effectuée sur chaque durée d'injection séparément les unes des autres. Un modèle sera enfin mis en place à partir de l'ensemble des données, toute durée d'injection confondue. Il permettra de valider le troisième objectif secondaire de ce mémoire.

CHAPITRE 4

RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX

4.1 Étude des facteurs d'influence

Dans ce chapitre, nous allons présenter et analyser l'évolution de la pénétration des jets pour les différentes conditions testées. Comme discuté dans le chapitre 1, la pénétration du jet est conditionnée par les paramètres d'injections. Nous allons donc étudier un à un l'effet de chaque paramètre séparément, soit la pression d'injection, la contre-pression et enfin la durée d'injection.

4.1.1 Influence de la pression d'injection

Pour cette première étude, la contre-pression ainsi que la durée d'injection seront maintenues constantes. Nous étudierons chaque cas pour établir un lien qualitatif entre longueur de pénétration et pression d'injection. Dans tous les essais réalisés, les longueurs minimales et maximales observables étaient respectivement d'environ quatre millimètres et sept centimètres en raison de la taille du hublot et de l'illumination du jet. De plus, chaque courbe représente la moyenne des quatre essais réalisés par injection. Les écart-types sont aussi représentés au cours du temps et la valeur maximum de l'écart-type est indiquée en légende.

Les figures 4.1 à 4.3 présentent ainsi les pénétrations des jets pour les pressions d'injections de 400, 800 et 1600 bar, pour une contre-pression de 2.5 bar et une durée d'injection de 0.5 ms (figure 4.1), pour une contre-pression de 10 bar et une durée d'injection de 1 ms (figure 4.2) et pour une contre-pression de 20 bar et une durée d'injection de 2 ms (figure 4.3). Sur ces figures, l'origine du temps correspond au début de l'injection, tel que définit sur la figure 1.2. De plus, comme précisé précédemment, la partie la plus proche de la tête de l'injecteur n'a pas permis la détection du jet dans cette zone. Une pénétration linéaire du jet a donc été supposée dans cette zone.

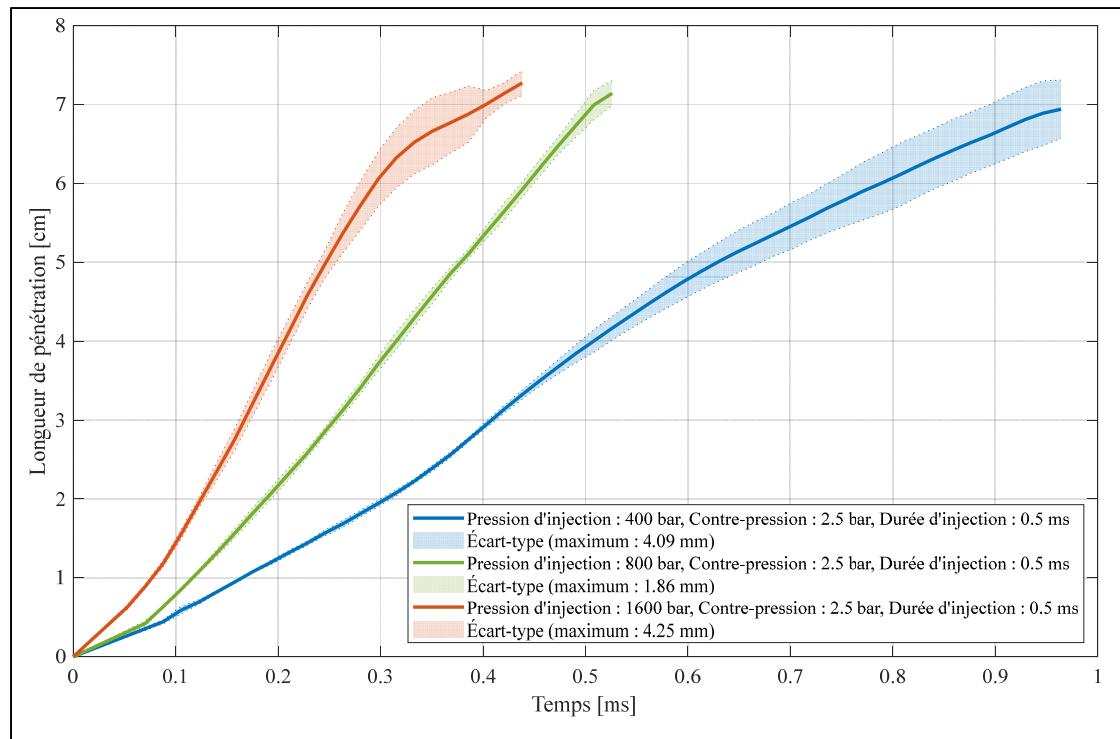


Figure 4.1 Pénétrations pour une contre-pression de 2.5 bar et une durée d'injection de 0.5 ms

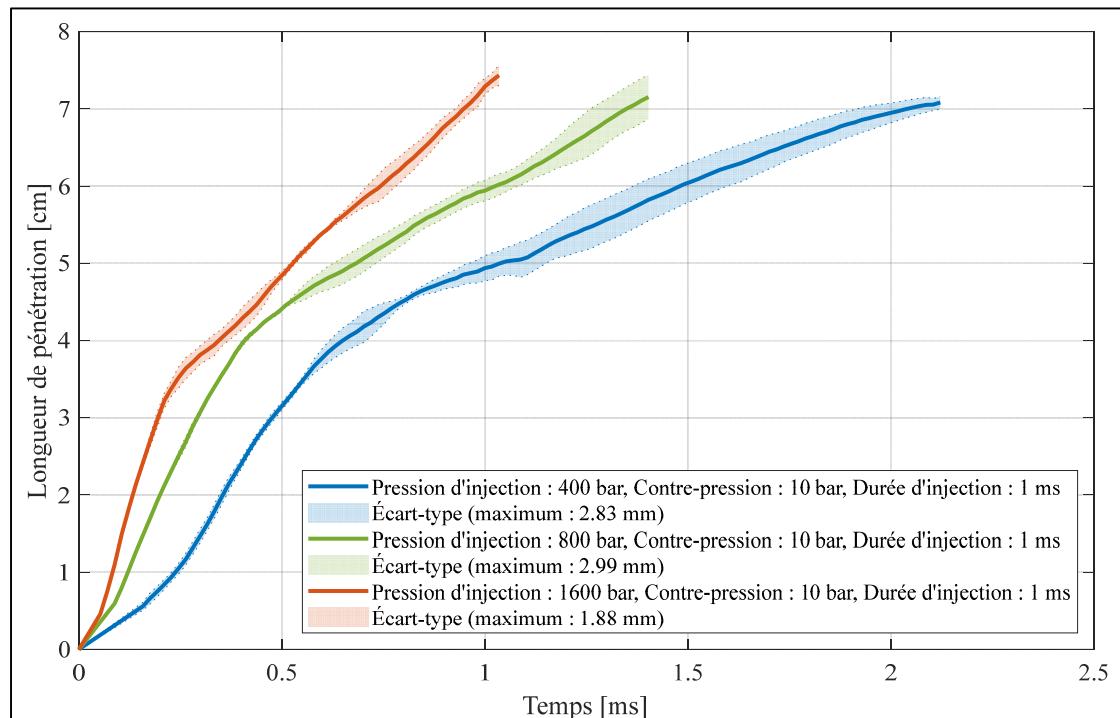


Figure 4.2 Pénétrations pour une contre-pression de 10 bar et une durée d'injection de 1 ms

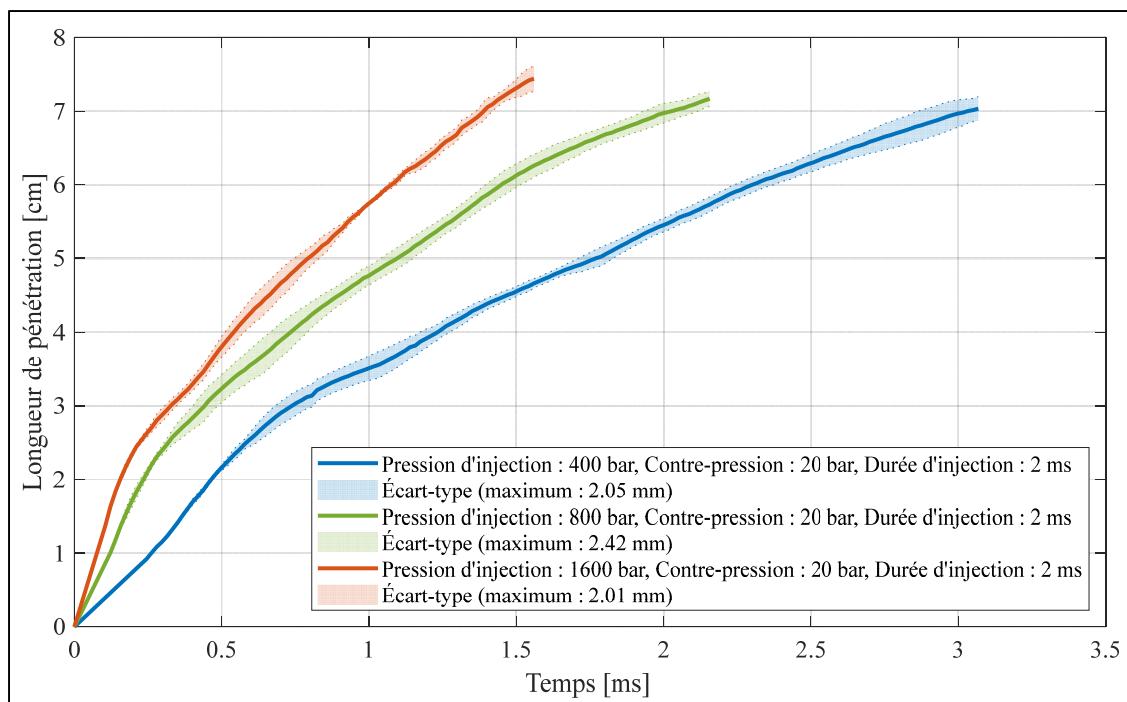


Figure 4.3 Pénétrations pour une contre-pression de 20 bar et une durée d'injection de 2 ms

Comme on peut le voir sur ces figures, la pression d'injection a une influence positive sur la pénétration du jet, c'est-à-dire que plus la pression d'injection est importante plus la pente de la courbe de pénétration est importante. Ce résultat coïncide avec les résultats de la littérature vus dans le chapitre 1 où la même tendance était observée. Ce résultat est aussi supporté par les différents modèles de la littérature (Liu et al., 2020). De plus, les faibles écart-types sur toutes les courbes obtenues montrent que les essais ont une bonne répétabilité.

4.1.2 Influence de la masse volumique ambiante

Nous allons à présent étudier l'influence de la masse volumique ambiante au travers de la contre-pression. Le gaz ambiant dans la chambre de visualisation est en effet assimilé à un gaz parfait et on peut alors appliquer la relation des gaz parfaits :

$$\rho_{amb} = \frac{P_{amb}}{\frac{R_u}{MM_{amb}} \times T_{amb}} \quad (4.1)$$

La masse molaire ambiante est considérée constante et égale à celle de l'azote, gaz utilisé pour pressuriser l'enceinte. En effet, chaque phase de test n'est constituée que de peu d'injection ce qui permet de négliger l'effet du carburant injecté sur la masse molaire du mélange. De plus, l'effet de l'air initialement présent dans la chambre peut aussi être négligé. En effet, pour le cas où son effet est le plus important, c'est-à-dire pour une contre-pression de 2.5 bar, la prise en compte de l'air initialement présent dans la chambre fait varier la masse volumique ambiante de seulement 1.3%. Finalement, la température est constante, ce qui permet de considérer que la contre-pression et la masse volumique sont directement proportionnelles.

Les figures 4.4 à 4.6 présentent les pénétrations des jets pour les contre-pressions de 2.5, 5, 10, 15 et 20 bar correspondant respectivement à des masses volumiques ambiantes de 2.8, 5.6, 11.2, 16.8 et 22.5 kg/m³, pour une pression d'injection de 400 bar et une durée d'injection de 2 ms (figure 4.4), pour une pression d'injection de 800 bar et une durée d'injection de 1 ms (figure 4.5) et pour une pression d'injection de 1600 bar et une durée d'injection de 0.5 ms (figure 4.6).

Contrairement à la pression d'injection, la contre-pression, et donc la masse volumique du gaz ambiant, a une influence négative sur la longueur de pénétration. Cela s'explique par le fait que plus le milieu est chargé en azote, plus la densité du milieu sera importante et entraînera une grande résistance à la pénétration du jet. Cette tendance a aussi été observée de nombreuses fois et discutée précédemment dans le chapitre 1.

Sur l'ensemble des figures, aucune tendance n'est remarquable à propos des écart-types maximums. Cela semble indiquer que la répétabilité des essais n'est que peu impactée par la pression d'injection ou la masse volumique ambiante. En revanche, en observant les variations de l'écart-type au cours du temps, on remarque que dans la plupart des cas, l'écart-type augmente avec le temps. En effet, le développement du jet n'est pas parfaitement identique d'un essai à l'autre en raison des différents phénomènes transitoires qui régissent les phénomènes d'atomisation. Ces différences s'accumulent alors au cours du temps et cela se traduit en un écart-type qui augmente au cours du temps.

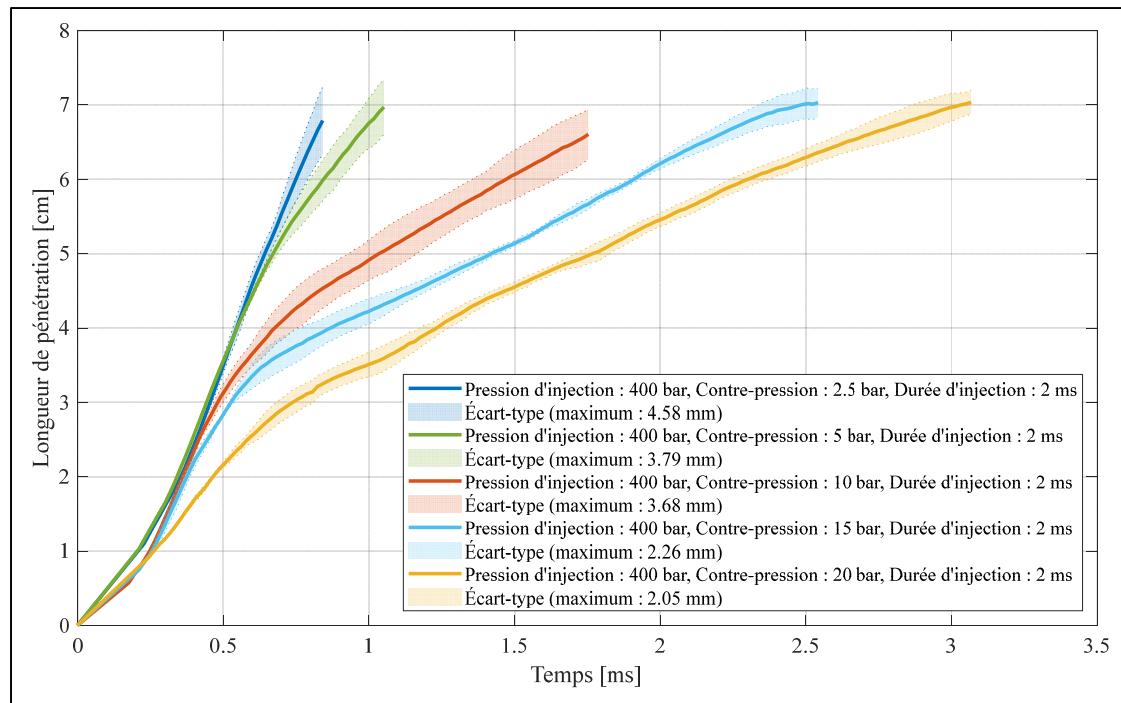


Figure 4.4 Pénétrations pour une injection de 2 ms et une pression d'injection de 400 bar

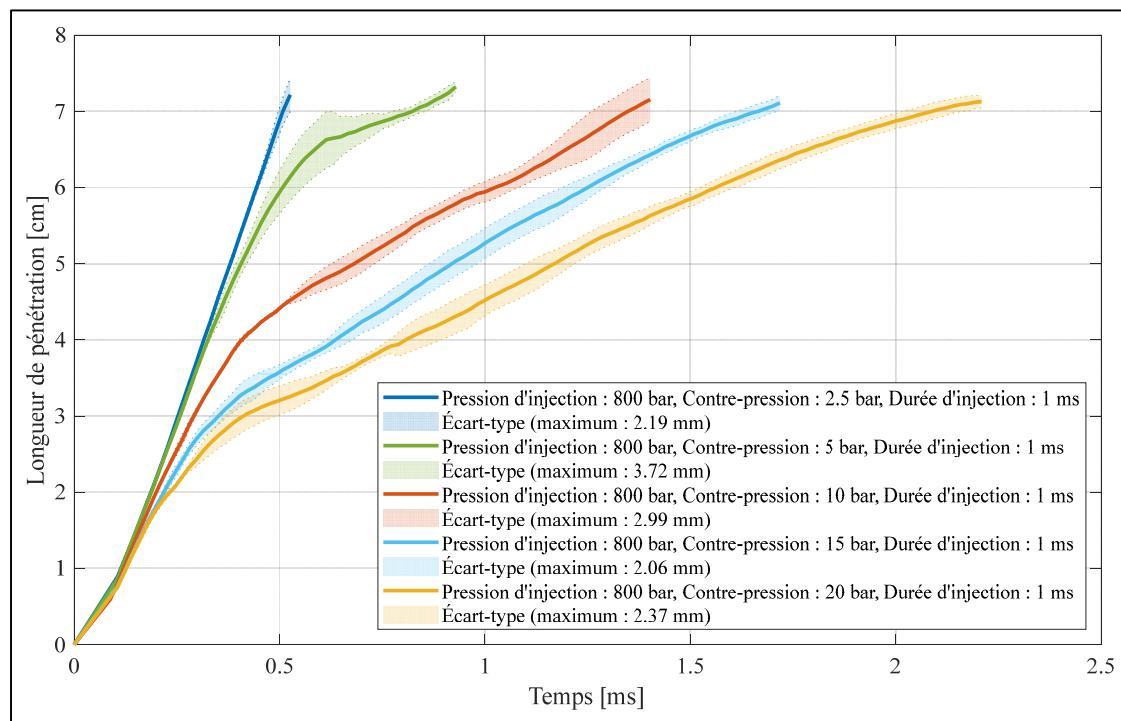


Figure 4.5 Pénétrations pour une injection de 1 ms et une pression d'injection de 800 bar

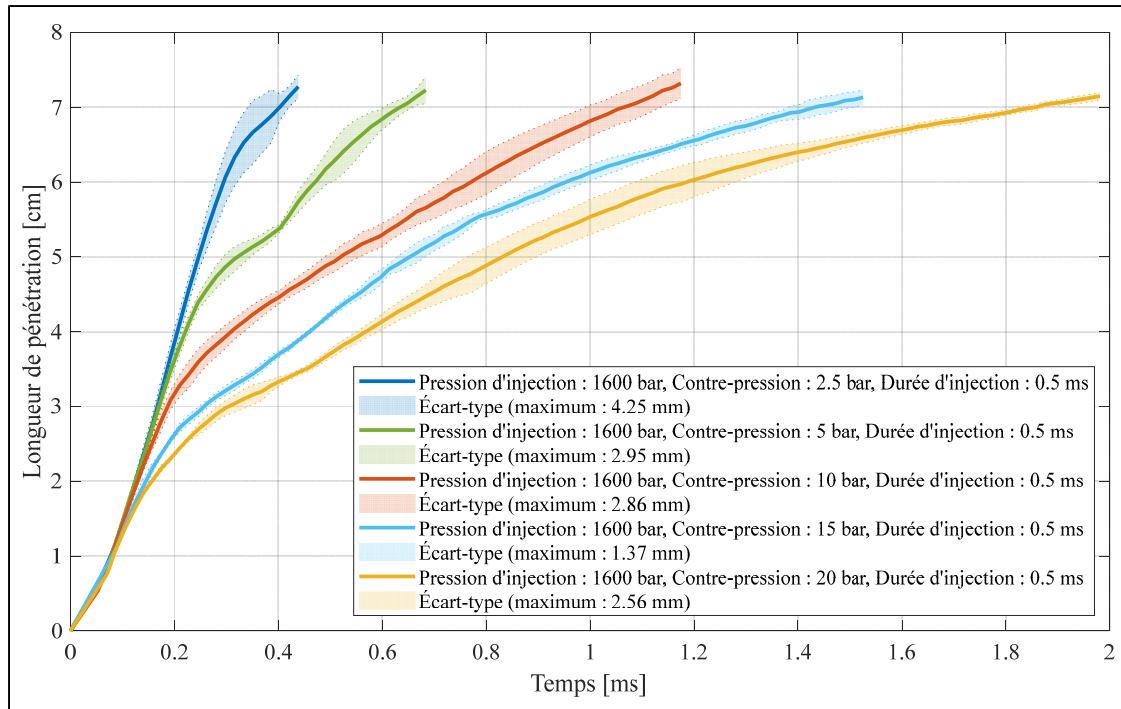


Figure 4.6 Pénétrations pour une injection de 0.5 ms et une pression d'injection de 1600 bar

4.1.3 Influence de la durée d'injection

Nous allons à présent nous intéresser à l'influence de la durée d'injection sur la pénétration du jet. Contrairement aux autres paramètres vus précédemment, la durée d'injection n'a que peu été étudiée dans la littérature. Il ne sera donc pas possible de vérifier les résultats de ce chapitre à l'aide de modèles ou observations déjà effectués.

Les figures 4.7 à 4.12 présentent les pénétrations pour toutes les durées d'injection et pour six cas de pression d'injection et de contre-pression variées.

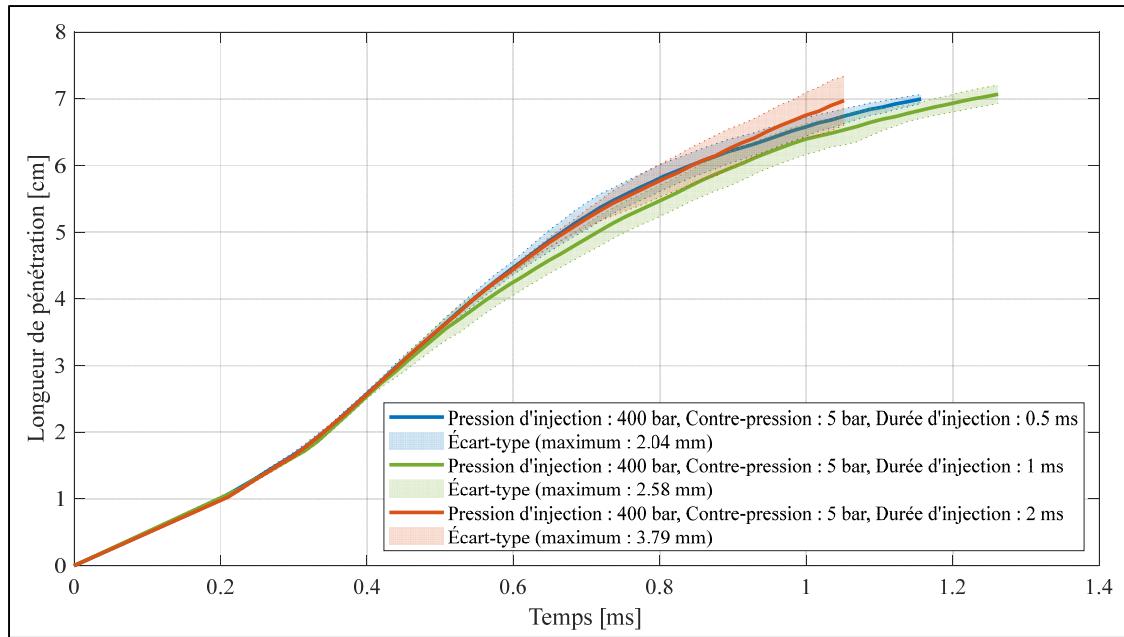


Figure 4.7 Pénétrations pour une pression d'injection de 400 bar et une contre-pression de 5 bar

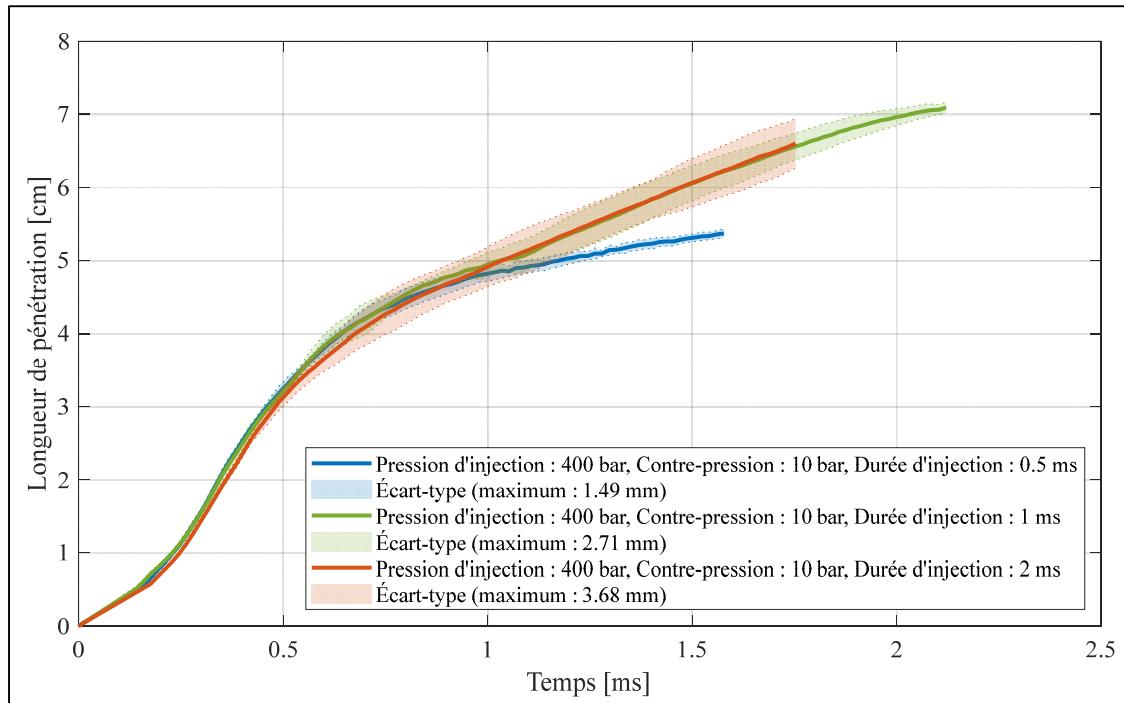


Figure 4.8 Pénétrations pour une pression d'injection de 400 bar et une contre-pression de 10 bar

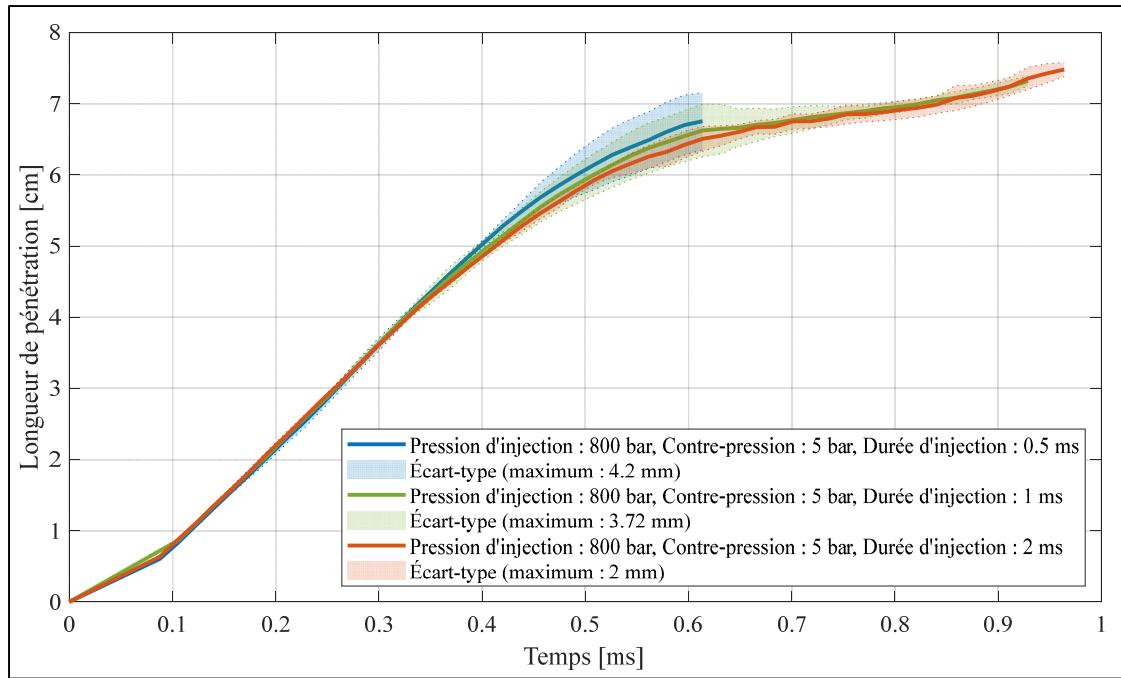


Figure 4.9 Pénétrations pour une pression d'injection de 800 bar et une contre-pression de 5 bar

En comparant respectivement les figures 4.7, 4.9 et 4.11 avec les figures 4.8, 4.10 et 4.12, on remarque que la durée d'injection n'a d'influence qu'à partir d'un certain couple pression d'injection – contre-pression, et ce uniquement pour la durée d'injection de 0.5 ms. En effet, lorsque la différence entre la pression d'injection et la contre-pression est grande, la vitesse du jet est trop importante pour pouvoir observer une différence entre les longueurs de pénétrations. Cette dernière apparaît en dehors du domaine d'étude une fois que le jet perd de sa quantité de mouvement.

Ainsi, la différence de pénétration entre la durée d'injection de 0.5 ms et 1 ms apparaît pour une pression d'injection de 400 bar entre 5 et 10 bar de contre-pression ; pour une pression d'injection de 800 bar entre 5 et 10 bar de contre-pression ; et pour une pression d'injection de 1600 bar entre 10 et 15 bar de contre-pression.

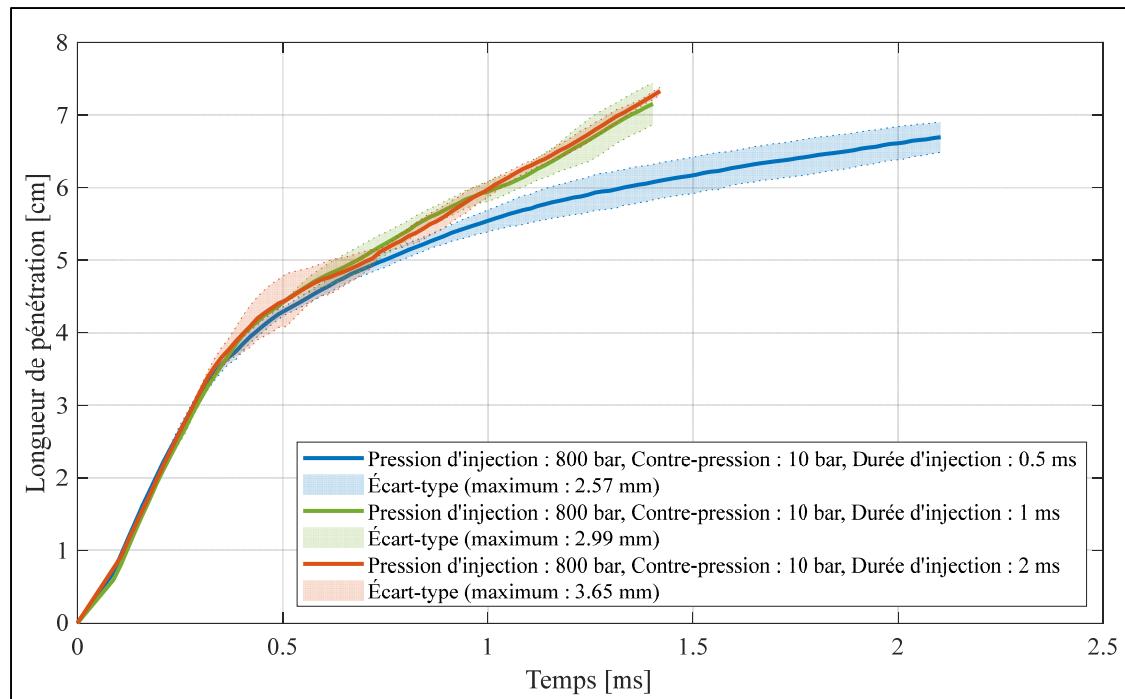


Figure 4.10 Pénétrations pour une pression d'injection de 800 bar et une contre-pression de 10 bar

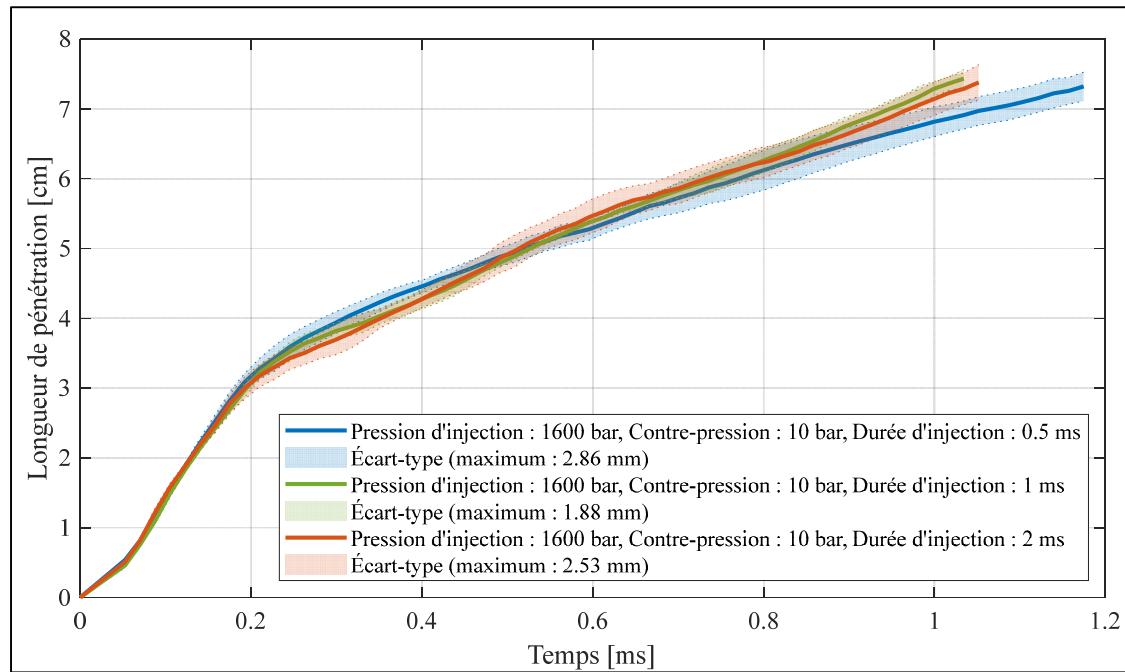


Figure 4.11 Pénétrations pour une pression d'injection de 1600 bar et une contre-pression de 10 bar

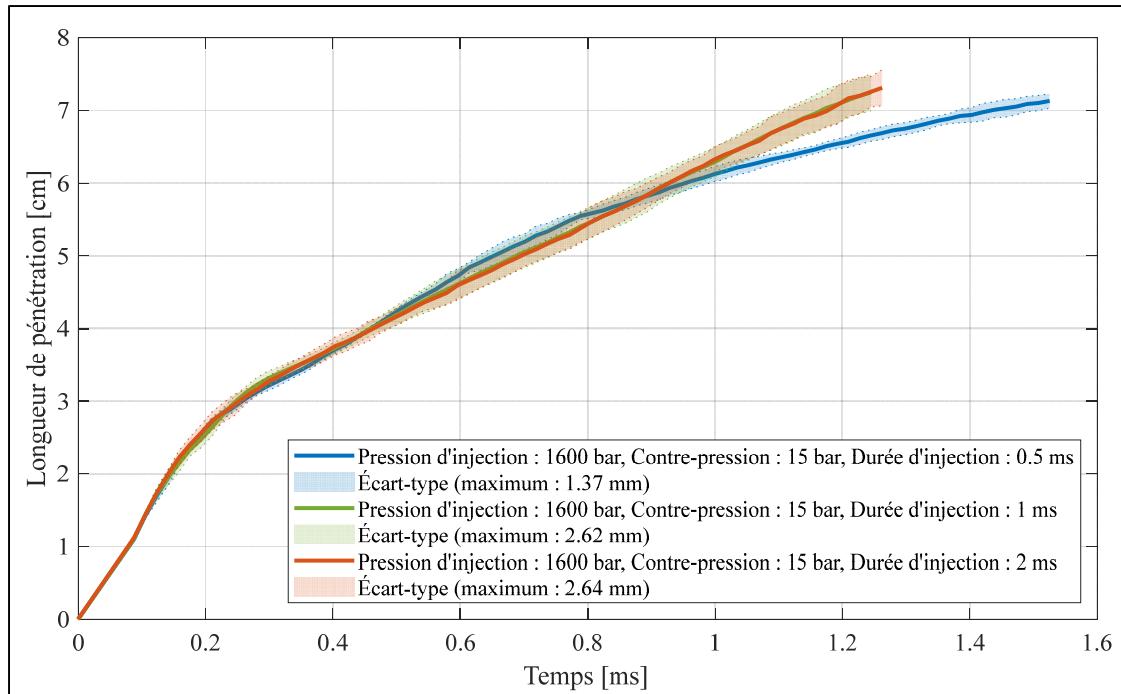


Figure 4.12 Pénétrations pour une pression d'injection de 1600 bar et une contre-pression de 15 bar

Tel que l'illustre les figures 4.13 à 4.15, la différence de pénétration entre la durée d'injection de 1 ms et 2 ms n'est visible que pour une pression d'injection de 400 bar et entre 10 bar (figure 4.8) et 15 bar de contre-pression (figure 4.13). Pour les pressions d'injection supérieures, aucune différence significative n'est visible, même avec la contre-pression maximale de 20 bar (figures 4.14 et 4.15).

Durant toute la durée de vie du jet, la quantité de mouvement fournie au jet est échangée avec le milieu ambiant. En revanche, lorsque l'injection se termine, l'apport en quantité de mouvement disparaît ce qui se traduit en un ralentissement important du jet en raison des forces aérodynamiques en jeu dans la chambre d'injection. Ainsi, la pénétration finale des jets issus des injections courtes est plus faible que celle des jets issus des injections longues car de la quantité de mouvement leur a été fourni pendant moins de temps.

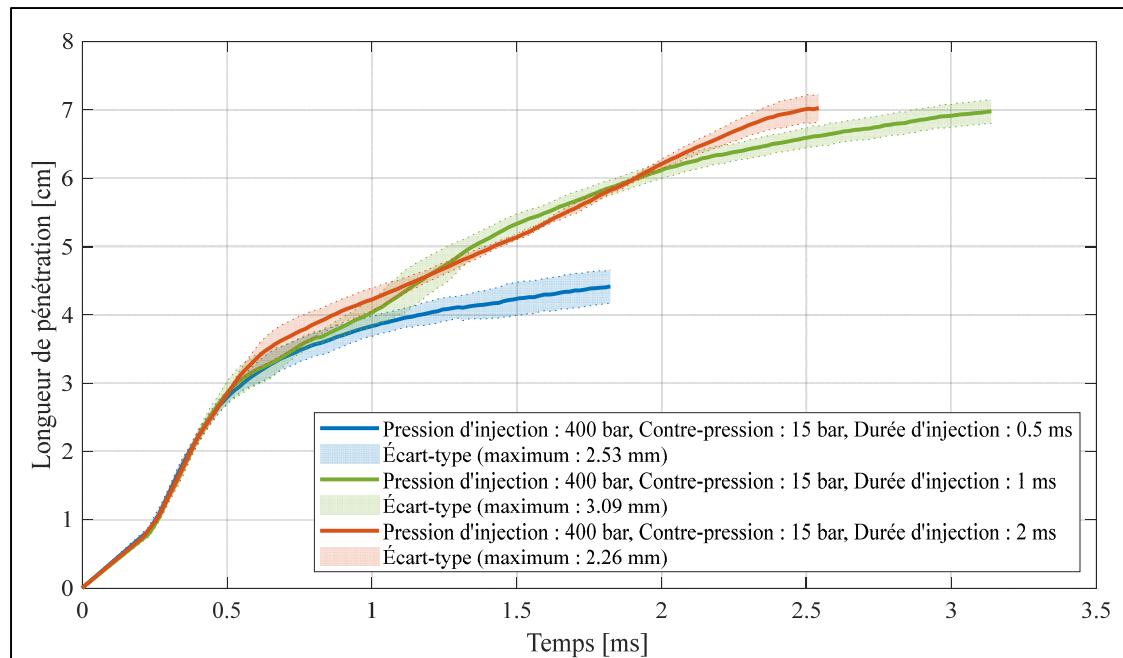


Figure 4.13 Pénétrations pour une pression d'injection de 400 bar et une contre-pression de 15 bar

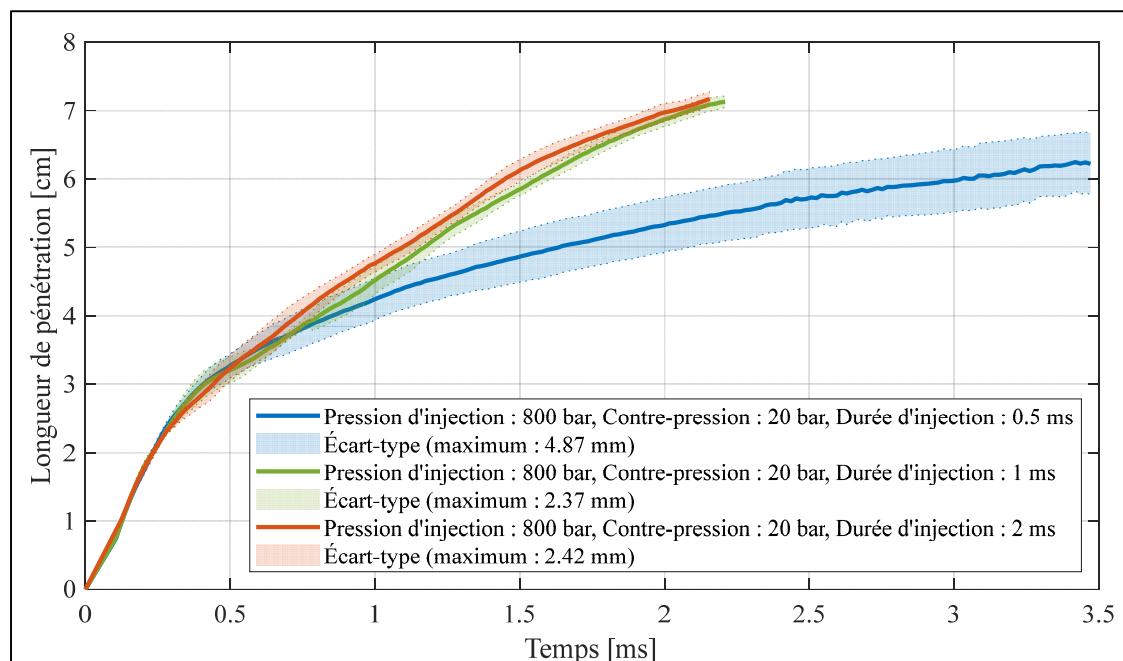


Figure 4.14 Pénétrations pour une pression d'injection de 800 bar et une contre-pression de 20 bar

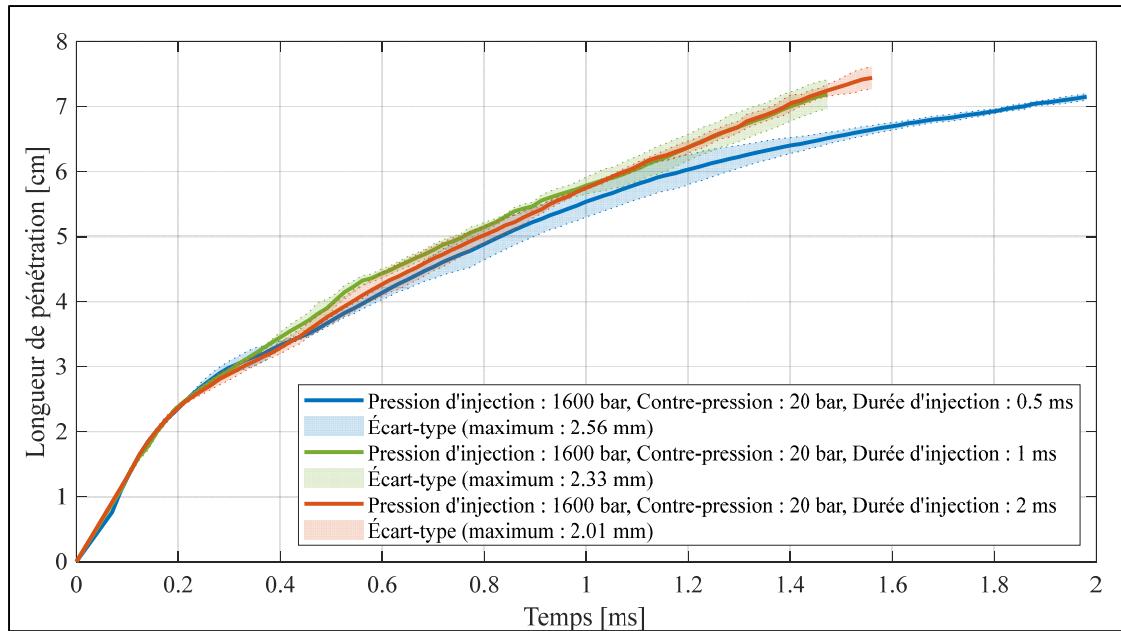


Figure 4.15 Pénétrations pour une pression d'injection de 1600 bar et une contre-pression de 20 bar

4.2 Modélisation empirique à partir des mesures

L'ensemble des données récoltées précédemment vont à présent être modélisées à l'aide du logiciel StatGraphics. Dans un premier temps, chaque durée d'injection sera étudiée séparément, puis, toutes les données seront traitées indépendamment de la durée d'injection. Ce modèle constituera ainsi le dernier modèle qui permettra la validation du troisième objectif secondaire de ce mémoire.

La création de modèles de prédiction du comportement des jets de carburant est essentielle pour optimiser la phase de combustion dans une machine thermique. En effet, ils permettent la simulation de nombreuses configurations d'injection sous des conditions variées lors de la phase de conception des moteurs. Ainsi, de nombreux tests peuvent être réalisés afin d'écartier les configurations aberrantes, avant de passer aux essais moteurs nettement plus couteux en temps et en moyen.

4.2.1 Modèles empiriques pour chaque durée d'injection

Dans cette section, nous analyserons les données issues de chaque durée d'injection séparément afin d'établir des corrélations simples s'appliquant lorsque l'injecteur est ouvert, telles que Hiroyasu et Arai (1990).

$$S(t) = k \times \rho_{amb}^a \times \Delta P^b \times t^{c_1} \quad (4.2)$$

Avec $S(t)$ la longueur de pénétration du jet principal, ρ_{amb} la masse volumique du gaz ambiant au sein de la chambre d'injection, ΔP la différence entre la pression d'injection et la contre-pression et t le temps depuis le début de l'injection. Les coefficients k , a , b et c_1 sont les coefficients à déterminer pour chaque modèle en appliquant une régression non linéaire aux données.

La méthode d'estimation de Marquardt est utilisée pour obtenir les coefficients désirés. Cette méthode est utilisée comme solution à un problème de résolution des moindres carrés. L'algorithme est itératif et se base sur la convergence d'un vecteur d'estimation vers le minimum désiré. Pour ce faire, un nouveau vecteur d'estimation est déterminé à chaque itération à partir des dérivées partielles de la fonction d'estimation, ainsi que d'un facteur d'amortissement permettant d'ajuster la vitesse de diminution de la somme des carrés (Marquardt, 1963). L'arrêt de l'estimation peut subvenir soit avec la convergence du modèle, soit avec la limite du nombre d'estimation ou d'évaluation de la fonction, fixées respectivement à 300 et 2000.

Deux analyses ont été réalisées pour améliorer la qualité de prédiction du modèle par rapport aux données expérimentales. La première analyse a porté sur les données où l'injecteur était ouvert et la deuxième sur les données avec l'injecteur fermé. Pour cette deuxième analyse, le modèle a pris la forme suivante :

$$S(t) = k \times DI_{eff}^{c_1 - c_2} \times \rho_{amb}^a \times \Delta P^b \times t^{c_2} \quad (4.3)$$

Avec DI_{eff} la durée d'injection effective obtenue expérimentalement et c_2 le coefficient à déterminer à l'aide d'une nouvelle régression non linéaire. Comme précisé au chapitre 1, DI_{eff} correspond à la durée réelle d'injection, durant laquelle le carburant est injecté dans la chambre de combustion. Dans les sections suivantes, des régressions non-linéaires seront appliquées aux données pour déterminer les coefficients des équations 4.2 et 4.3 pour chaque durée d'injection séparément. Une comparaison sera ensuite effectuée entre le modèle ainsi obtenu et les données. Les modèles utiliseront les données des quatre essais par condition afin d'augmenter leur fiabilité.

4.2.1.1 Durée d'injection de 0.5 ms

Ce modèle est constitué de l'ensemble des données avec une commande de durée d'injection de 0.5 ms, c'est-à-dire pour une pression d'injection de 400, 800 et 1600 bar et pour une contre-pression de 2.5, 5, 10, 15 et 20 bar. Toutes les longueurs de pénétrations issues des expériences avec ces conditions d'injection ont été entrées dans StatGraphics et des régressions non-linéaires ont été appliquées pour calibrer les équations 4.2 et 4.3. Ainsi, pour cette durée d'injection, le modèle suivant a été obtenu :

$$\begin{cases} S(t) = 1.571 \times \rho_{amb}^{-0.302} \times \Delta P^{0.416} \times t^{0.782} & t \leq DI_{eff} \\ S(t) = 1.571 \times DI_{eff}^{0.497} \times \rho_{amb}^{-0.302} \times \Delta P^{0.416} \times t^{0.286} & t > DI_{eff} \end{cases} \quad (4.4)$$

Avec S en cm, ρ_{amb} en kg.m^{-3} , ΔP en Pa, DI_{eff} en s et t en s.

Comme précisé précédemment, la première partie de l'équation 4.4 correspond à la calibration de l'équation 4.2 avec les données de pénétration où l'injecteur est ouvert. Cette première partie présente un coefficient de corrélation R^2 de 91.4% avec les données qui ont été utilisées pour la calibration. Ce coefficient signifie que 91.4% des variations observées dans les données sont expliquées par le modèle obtenu.

La seconde partie de l'équation 4.4 correspond quant à elle à la calibration de l'équation 4.3 avec les données où l'injecteur est fermé, c'est-à-dire à la pénétration du jet après la fin de l'apport en quantité de mouvement. Cette partie prédit de manière moins précise la pénétration du jet, car elle présente un coefficient R^2 de 56.1% avec les données qui ont été utilisées pour la calibration. Cette difficulté à prédire la pénétration du jet après la fin de l'injection peut s'expliquer par le fait que le modèle ne prend pas en compte des facteurs qui influencent la pénétration du jet pendant cette période tels que l'inertie du jet ou encore le déplacement de l'aiguille lors de la fermeture de l'injecteur.

Finalement, lorsqu'on prend en compte l'ensemble des données et qu'on applique la totalité de l'équation 4.4 à l'ensemble des données avec une durée d'injection de 0.5 ms, on obtient un coefficient R^2 de 82%, avec une erreur moyenne de -3.50 mm et un écart-type sur les erreurs de 6.40 mm. La figure 4.16 présente le graphique des données prévues par l'équation 4.4 en fonction des données expérimentales observées. Un point situé en dessous de la droite $x=y$ signifie donc que le modèle surévalue la pénétration du jet et inversement, un point situé au dessus de cette droite implique que le modèle sous-évalue la pénétration. La légende de ce graphique signifie : « Pression d'injection = X [bar] – Contre-pression = X [bar] ».

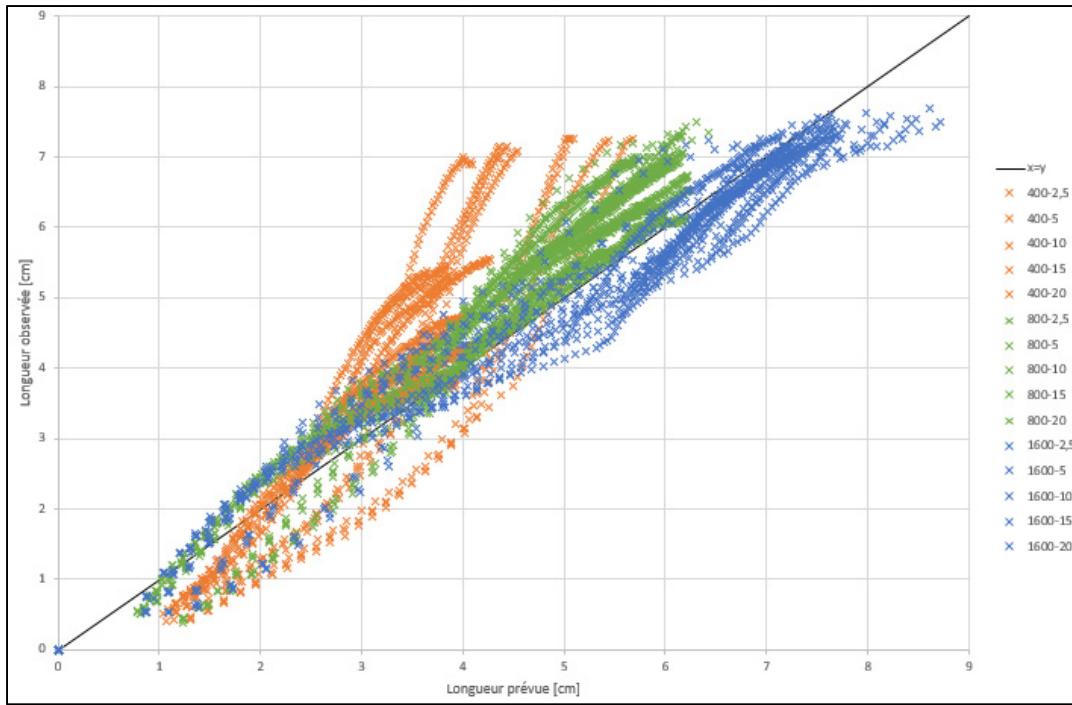


Figure 4.16 Longueurs observées en fonction des longueurs prévues avec une durée d'injection de 0.5 ms

Sur la figure 4.16, on remarque tout d'abord que la pression d'injection la plus basse est la moins bien modélisée. Cela s'explique par le fait que moins de quantité de mouvement est transmise au jet. Il sera donc plus facilement influencé par différents phénomènes externes à son développement ce qui rend sa représentation plus complexe.

De plus, les cas avec une faible contre-pression semblent être aussi plus complexe à modéliser. En outre, pour des valeurs de contre-pression inférieures à 10 bar, le comportement du jet ne semble pas être identique à celui avec une plus forte contre-pression. En effet, la partie linéaire de la propagation du jet, c'est-à-dire la première partie du développement du jet, est plus longue et constitue l'unique phase captée dans la zone de mesure. Une distinction entre ces cas pourrait donc permettre une amélioration de la prédiction de la pénétration du jet. L'équation 4.5 présente ainsi les différentes corrélations obtenues lorsque cette distinction est faite :

$$\begin{cases} P_{amb} < 10 \text{ bar} \\ \quad S(t) = 1.593 \times \rho_{amb}^{-0.312} \times \Delta P^{0.457} \times t^{0.881} & t \leq DI_{eff} \\ \quad S(t) = 1.593 \times DI_{eff}^{0.188} \times \rho_{amb}^{-0.312} \times \Delta P^{0.457} \times t^{0.693} & t > DI_{eff} \\ P_{amb} \geq 10 \text{ bar} \\ \quad S(t) = 1.506 \times \rho_{amb}^{-0.350} \times \Delta P^{0.372} \times t^{0.655} & t \leq DI_{eff} \\ \quad S(t) = 1.506 \times DI_{eff}^{0.375} \times \rho_{amb}^{-0.350} \times \Delta P^{0.372} \times t^{0.280} & t > DI_{eff} \end{cases} \quad (4.5)$$

Avec S en cm, ρ_{amb} en kg.m^{-3} , ΔP en Pa, DI_{eff} en s et t en s.

Ce modèle offre un coefficient R^2 global de 86.3% avec une erreur moyenne de -3.67 mm et un écart-type des erreurs de 5.20 mm. Les variations entre les équations 4.4 et 4.5 semblent valider la distinction réalisée sur la contre-pression car on peut remarquer que le temps n'a pas la même influence sur le jet. Comme précisé précédemment, pour les faibles contre-pressions, la pénétration varie de manière quasi-linéaire en fonction du temps. En revanche, à plus forte contre-pression, le jet est moins influencé par le temps car la vitesse du jet est moins importante en raison de la résistance qu'opère le gaz ambiant sur le jet. La figure 4.17 présente les longueurs observées en fonction des longueurs obtenues grâce à l'équation 4.5.

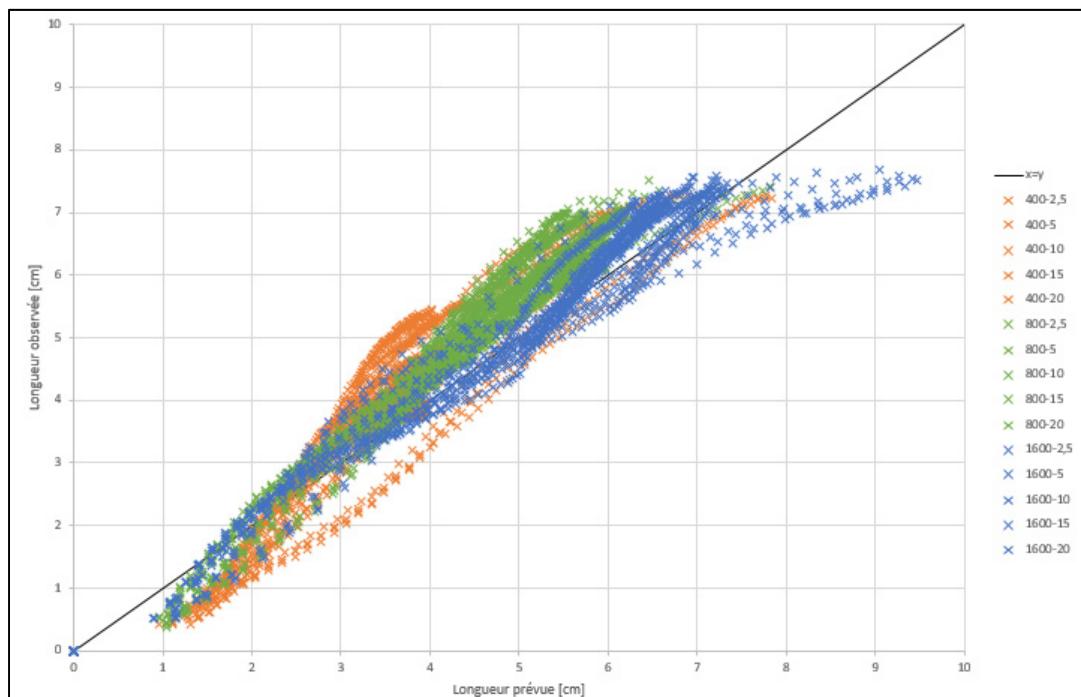


Figure 4.17 Longueurs observées en fonction des longueurs prévues pour une durée d'injection de 0.5 ms avec la distinction sur la contre-pression

Les figures 4.18 et 4.19 comparent les pénétrations obtenues avec les équations 4.4 et 4.5 pour un cas où la distinction améliore la prédiction et un cas où la distinction détériore la prédiction. En analysant la figure 4.18, on remarque que les modèles peinent à prédire le début de l'injection. En effet, comme rapporté dans la littérature, l'ouverture de l'injecteur n'est pas instantanée et varie avec la pression d'injection (Cavicchi & Postrioti, 2021). De plus, lorsque l'injecteur n'est que faiblement ouvert, le débit d'injection est plus faible (Raul Payri, Gimeno, Venegas, & Plazas, 2012). Les deux modèles ne prenant pas en compte cette réduction du débit, et donc de la vitesse du jet, cela pourrait expliquer leur surestimation de la pénétration du jet. On remarque cette surestimation dans tous les cas à 0.5 ms de durée d'injection, même si elle est plus marquée pour les plus faibles pressions d'injection.

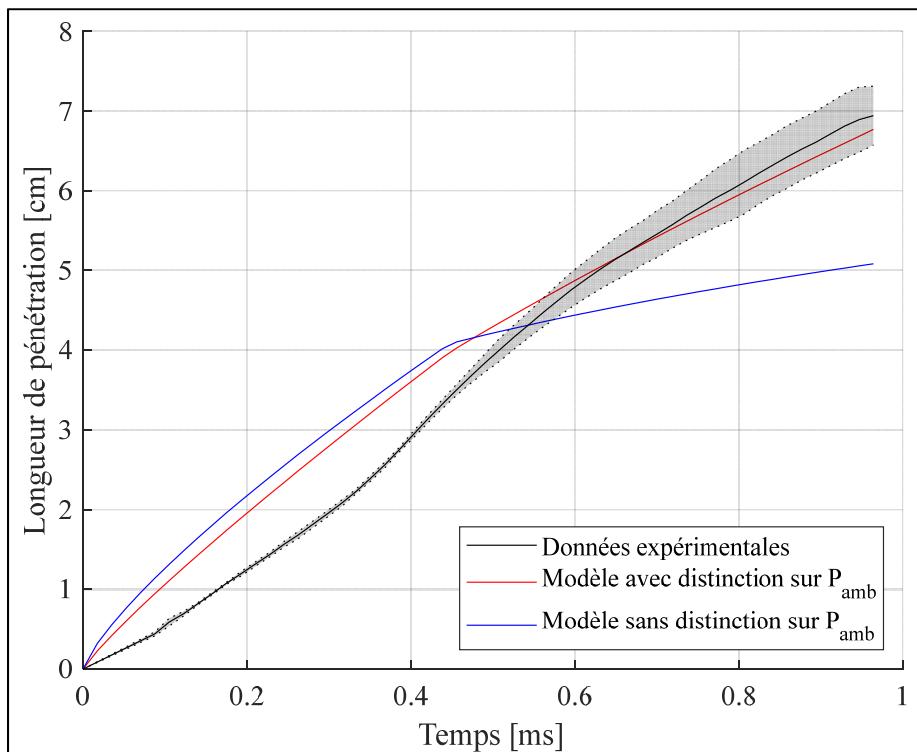


Figure 4.18 Visualisation de l'amélioration de la prédiction de la pénétration pour le cas à 400 bar de pression d'injection, 2.5 bar de contre-pression et 0.5 ms de durée d'injection

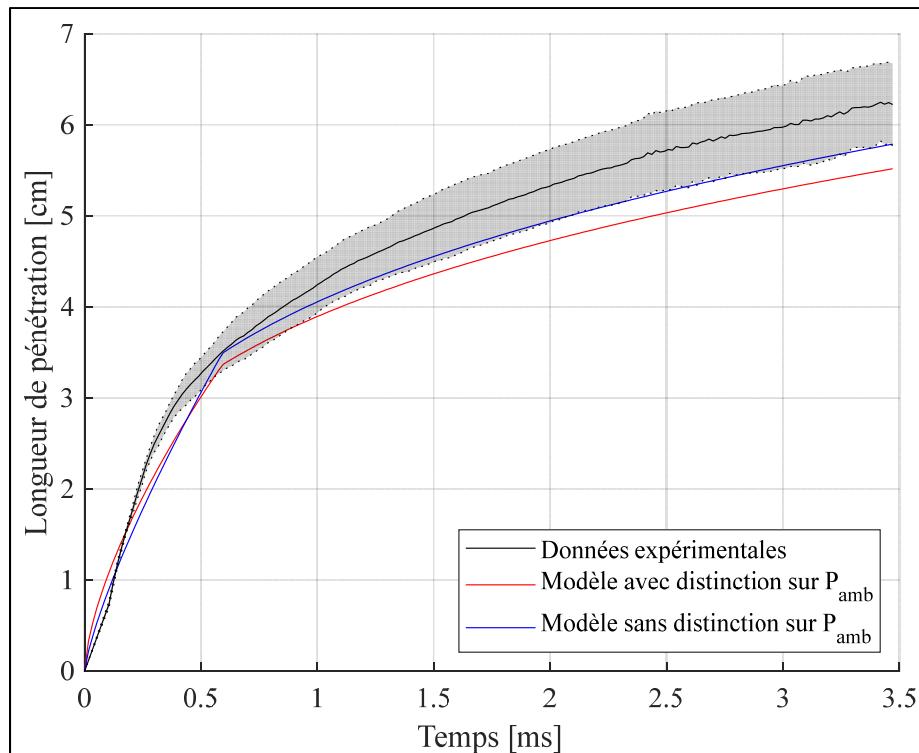


Figure 4.19 Visualisation de la détérioration de la prédition de la pénétration pour le cas à 800 bar de pression d'injection, 20 bar de contre-pression et 0.5 ms de durée d'injection

On notera que les injections courtes sont plus complexes à modéliser car la partie transitoire du déplacement de l'aiguille est importante par rapport à la durée d'injection effective. De plus, le débit instantané nominal ne peut pas être atteint avec cette durée d'injection ce qui induit plus de variation sur la quantité de mouvement fournie au jet et donc sur sa pénétration. Comme nous le verrons dans les sections suivantes, les injections plus longues ont pu être modélisées avec plus de précision.

4.2.1.2 Durée d'injection de 1 ms

Nous allons à présent analyser les données correspondant aux injections avec une durée d'injection de 1 ms. La même méthode d'analyse que la section précédente a été utilisée avec la distinction sur la contre-pression. La corrélation 4.6 a ainsi été obtenue :

$$\begin{cases} P_{amb} < 10 \text{ bar} \\ \quad S(t) = 0.695 \times \rho_{amb}^{-0.225} \times \Delta P^{0.467} \times t^{0.812} & t \leq DI_{eff} \\ \quad S(t) = 0.695 \times DI_{eff}^{0.415} \times \rho_{amb}^{-0.225} \times \Delta P^{0.467} \times t^{0.396} & t > DI_{eff} \\ P_{amb} \geq 10 \text{ bar} \\ \quad S(t) = 2.967 \times \rho_{amb}^{-0.373} \times \Delta P^{0.317} \times t^{0.603} & t \leq DI_{eff} \\ \quad S(t) = 2.967 \times DI_{eff}^{0.221} \times \rho_{amb}^{-0.373} \times \Delta P^{0.317} \times t^{0.383} & t > DI_{eff} \end{cases} \quad (4.6)$$

Avec S en cm, ρ_{amb} en kg.m^{-3} , ΔP en Pa, DI_{eff} en s et t en s.

Pour ce modèle, le coefficient R^2 global est de 95.3% avec une erreur moyenne de -0.94 mm et un écart-type sur les erreurs de 3.85 mm. La réduction de l'erreur moyenne et de l'écart-type tend à valider l'hypothèse énoncée dans la section précédente car avec une durée d'injection plus longue, le jet est plus chargé en quantité de mouvement et est donc moins perturbé par l'environnement extérieur. Il est donc plus simple à modéliser. La figure 4.20 valide par ailleurs cette conclusion en présentant le graphique des valeurs observées en fonction des valeurs prévues.

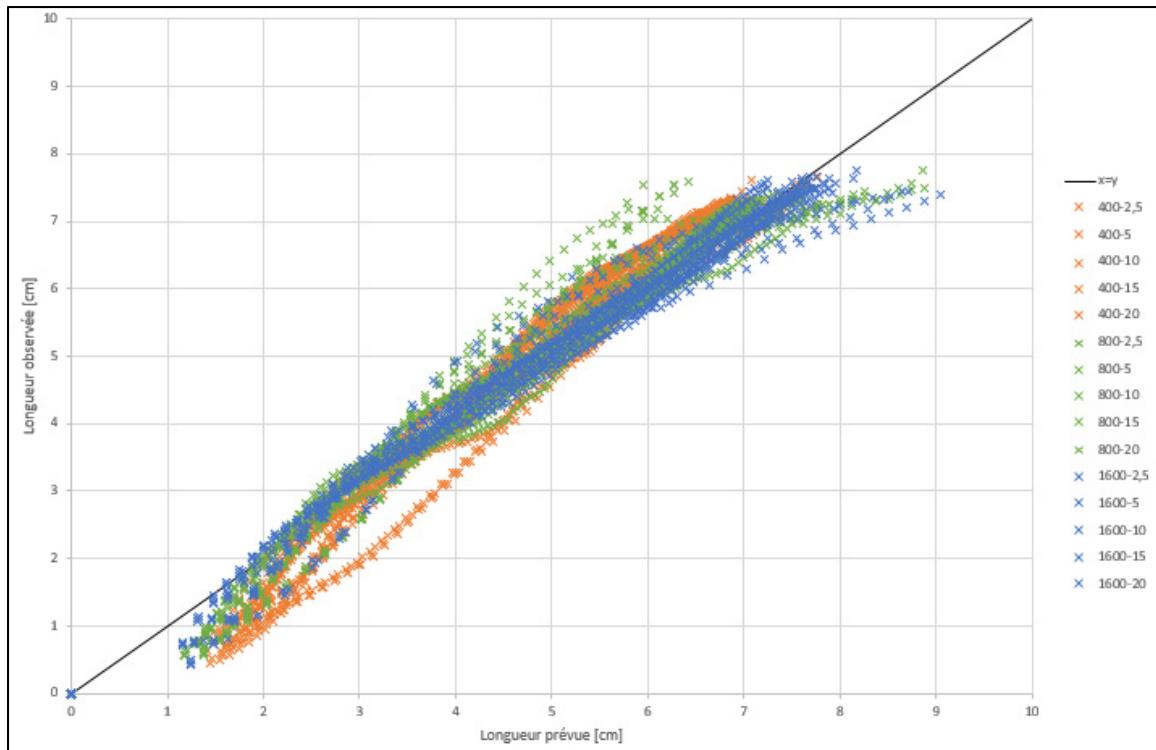


Figure 4.20 Longueurs observées en fonction des longueurs prévues pour une durée d'injection de 1 ms avec la distinction sur la contre-pression

4.2.1.3 Durée d'injection de 2 ms

Contrairement aux deux sections précédentes, aucune donnée n'a pu être analysée dans la partie avec l'injecteur fermé. En effet, en raison de la longueur du domaine d'étude et de l'importance de DI_{eff} , l'injecteur est toujours ouvert pendant l'étude des jets avec une durée d'injection de 2 ms. En revanche, la distinction entre les injections à basse et à forte contre-pression a été conservée.

Pour cette durée d'injection, le modèle a convergé pour obtenir la relation suivante :

$$\begin{cases} P_{amb} < 10 \text{ bar} : S(t) = 1.972 \times \rho_{amb}^{-0.180} \times \Delta P^{0.419} \times t^{0.842} \\ P_{amb} \geq 10 \text{ bar} : S(t) = 3.063 \times \rho_{amb}^{-0.369} \times \Delta P^{0.310} \times t^{0.590} \end{cases} \quad (4.7)$$

Avec S en cm, ρ_{amb} en kg.m^{-3} , ΔP en Pa, et t en s.

Cette corrélation offre un coefficient R^2 de 97.1%, une erreur moyenne de 0.12 mm et un écart-type sur les erreurs de 3.14 mm. Encore une fois, on remarque que l'erreur moyenne et l'écart-type sont plus faibles que ceux des cas avec une durée d'injection de 0.5 et 1 ms.

La figure 4.21 présente le graphique des longueurs prévues par le modèle en fonction des longueurs observées expérimentalement. Tout comme précédemment, le début de l'injection est difficile à prédire. Cela semble justifier l'utilisation d'un temps minimal de prédiction par Hiroyasu et Arai (1990), qui permet d'éviter la prédiction erronée de la pénétration du jet en début d'injection.

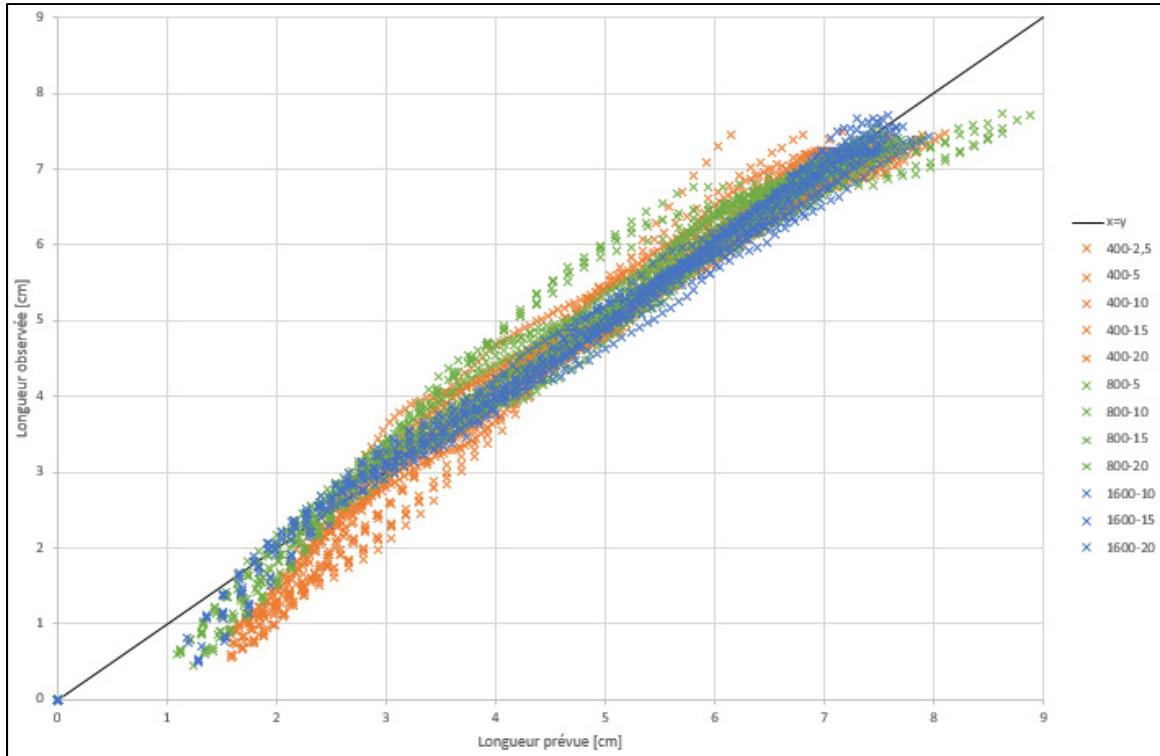


Figure 4.21 Longueurs observées en fonction des longueurs prévues pour une durée d'injection de 2 ms avec la distinction sur la contre-pression

4.2.1.4 Modèle empirique complet

L'objectif de cette dernière section est de déterminer un modèle empirique simple qui prend en compte l'ensemble des durées d'injections précédentes afin de pouvoir étendre la prédiction à d'autres durées d'injection, éventuellement non étudiée expérimentalement.

Encore une fois, la même méthodologie a été utilisée pour modéliser l'ensemble des données. La durée d'injection effective de chaque injection a été utilisée pour marquer la séparation des deux phases de propagation du jet. De plus, la distinction sur la contre-pression a aussi été utilisée, car elle permet d'améliorer la prédiction du modèle. L'équation 4.8 a été obtenue à la suite des différentes régressions non-linéaires.

$$\begin{cases} P_{amb} < 10 \text{ bar} \\ \quad \begin{cases} S(t) = 1.026 \times \rho_{amb}^{-0.238} \times \Delta P^{0.459} \times t^{0.840} & t \leq DI_{eff} \\ S(t) = 1.026 \times DI_{eff}^{0.212} \times \rho_{amb}^{-0.238} \times \Delta P^{0.459} \times t^{0.627} & t > DI_{eff} \end{cases} \\ P_{amb} \geq 10 \text{ bar} \\ \quad \begin{cases} S(t) = 3.085 \times \rho_{amb}^{-0.371} \times \Delta P^{0.314} \times t^{0.602} & t \leq DI_{eff} \\ S(t) = 3.085 \times DI_{eff}^{0.256} \times \rho_{amb}^{-0.371} \times \Delta P^{0.314} \times t^{0.346} & t > DI_{eff} \end{cases} \end{cases} \quad (4.8)$$

Avec S en cm, ρ_{amb} en kg.m^{-3} , ΔP en Pa, DI_{eff} en s et t en s.

On remarque que dans la première partie du modèle empirique, la durée d'injection effective n'est pas prise en compte dans l'équation de la longueur de pénétration. En effet, comme on l'observe sur les figures 4.7 à 4.12, tant que l'injecteur est ouvert, la durée d'injection n'a pas d'impact sur la pénétration du jet. En revanche, dès lors que l'injecteur se ferme, la propagation du jet ralentie rapidement, car ce dernier n'est plus alimenté en quantité de mouvement.

L'équation 4.8 offre un coefficient de corrélation de 94.2%, ce qui traduit une très bonne capacité du modèle à prédire la pénétration du jet. L'erreur moyenne commise est de -1.08 mm et l'écart-type des erreurs est de 4.20 mm. Pour mieux visualiser leur répartition, l'histogramme des écarts entre le modèle et les données est présenté en figure 4.22.

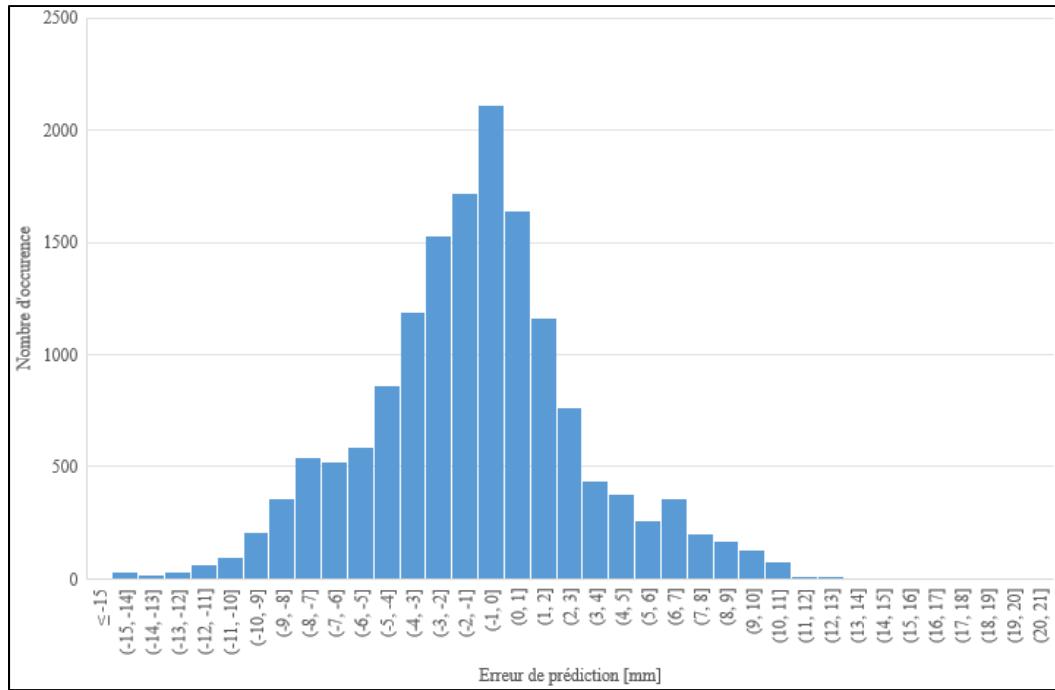


Figure 4.22 Histogramme des écarts entre le modèle empirique complet et les données expérimentales

Finalement, la figure 4.23 présente les données expérimentales en fonction des données issues de l'équation 4.8.

Les coefficients des corrélations présentées dans cette section sont récapitulés dans le tableau 4.1. De plus, d'autres corrélations issues de la littérature ont été ajoutées afin de permettre la comparaison des résultats. Dans la colonne Région, t_b représente le temps de rupture du jet. Il correspond au temps nécessaire pour que le jet soit suffisamment atomisé pour pouvoir être étudié. Pour rappel, les équations sur lesquelles s'appliquent ces coefficients sont les suivantes :

$$\begin{cases} S(t) = k \times \rho_{amb}^a \times \Delta P^b \times t^{c_1} & t \leq DI_{eff} \\ S(t) = k \times DI_{eff}^{c_1-c_2} \times \rho_{amb}^a \times \Delta P^b \times t^{c_2} & t > DI_{eff} \end{cases} \quad (4.9)$$

Seule la comparaison avec les facteurs de puissances sera possible car le coefficient k dépend de tous les autres paramètres non étudiés dans chaque travail.

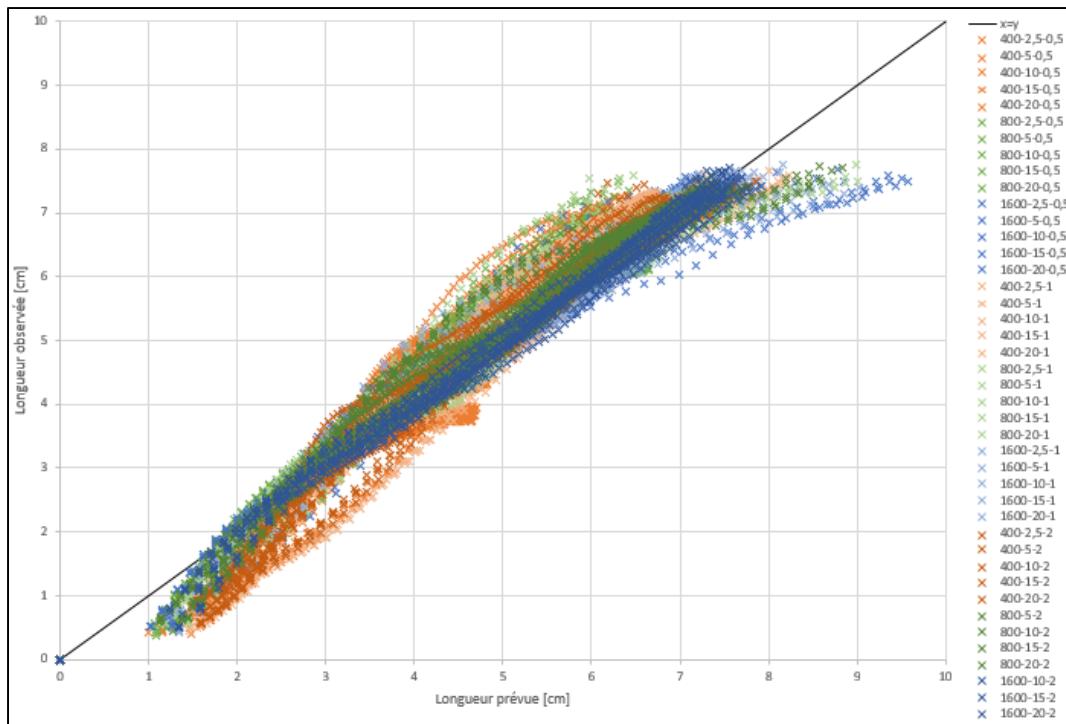


Figure 4.23 Longueurs observées en fonction des longueurs prévues pour toutes les durées d'injection avec la distinction sur la contre-pression

Tableau 4.1 Récapitulatif des coefficients obtenus et comparaison avec la littérature

Nom de l'étude	Région	k	a	b	c	Carburant	Type d'injecteur
Modèle $DI_{com} = 0,5$ ms	$P_{amb} < 10$ bar	1,593	-0,312	0,457	0,881	Kérosène	7 trous
	$t \leq DI_{eff}$				0,693		
	$t > DI_{eff}$				0,655		
	$P_{amb} \geq 10$ bar	1,506	-0,35	0,372	0,28		
Modèle $DI_{com} = 1$ ms	$P_{amb} < 10$ bar	0,695	-0,225	0,467	0,812	Kérosène	7 trous
	$t \leq DI_{eff}$				0,396		
	$t > DI_{eff}$				0,603		
	$P_{amb} \geq 10$ bar	2,967	-0,373	0,317	0,383		
Modèle $DI_{com} = 2$ ms	$P_{amb} < 10$ bar	1,972	-0,18	0,419	0,842	Kérosène	7 trous
	$P_{amb} \geq 10$ bar	3,063	-0,369	0,31	0,59		
Modèle complet	$P_{amb} < 10$ bar	1,026	-0,238	0,459	0,84	Kérosène	7 trous
	$t \leq DI_{eff}$				0,627		
	$t > DI_{eff}$				0,602		
	$P_{amb} \geq 10$ bar	3,085	-0,371	0,314	0,346		
Zhang et Hung (2015)	$t < t_b$	-	-0,142	0,549-0,615	1	Ethanol, Méthanol, Gazoline	8 trous
	$t > t_b$	-	-0,268	0,318-0,394	0,638		
Payri, Salvador, Gimeno, et Soare (2005)	$t > t_b$	-	-0,268	0,254	0,513	Diesel	Monotrou
Naber et Siebers (1996)	$t < t_b$	-	-	0,5	1	Diesel	Monotrou
	$t > t_b$	-	-0,35	0,25	0,5		
Hiroyasu et Arai (1990)	$t < t_b$	-	-	0,5	1	Diesel	Monotrou
	$t > t_b$	-	-0,25	0,25	0,5		

Les différences que l'on peut constater en étudiant le tableau 4.2 peuvent s'expliquer par le fait que le carburant et le nombre d'orifice de sortie des injecteurs utilisés dans la littérature sont différents de ceux utilisés dans ce travail. En effet, nous avons vu dans le chapitre 1 que ces facteurs influencent directement le développement du jet. Il est donc normal que cette influence se retrouve dans les corrélations obtenues. De plus, la plupart des corrélations sont obtenues avec des durées d'injections longues, généralement supérieures à 1.5 ms, et tant que le jet est alimenté en quantité de mouvement.

On retrouve cependant une similarité dans la variation du facteur associé au temps. En effet, lorsque la fin de l'injection ou le temps de rupture est passé (Hiroyasu & Arai, 1990; Naber & Siebers, 1996; Zhang & Hung, 2015), on observe une diminution de l'impact du temps sur la propagation du jet. Les facteurs associés aux autres paramètres n'ont pas été distingués en fonction de la fin de l'injection dans le présent travail afin d'assurer la continuité de la pénétration du jet modélisé.

4.3 **Synthèse du chapitre**

L'analyse des résultats expérimentaux a permis de vérifier que le jet est influencé par les conditions d'injection de la même manière que dans la littérature. Ensuite, trois modèles simples ont été établies à partir d'une équation couramment utilisée dans la littérature. Ils ont permis la mise en place d'un dernier modèle complet, qui prend en compte l'ensemble des données récoltées. Ce modèle présente une erreur moyenne de l'ordre du millimètre avec un écart-type d'environ 4 mm.

L'étude des modèles empiriques a aussi permis de comprendre pourquoi certaines conditions d'injection sont complexes à être modélisée. En effet, lorsque les conditions ne sont pas propices à fournir un flux de quantité de mouvement suffisant au jet, ce dernier peut être plus facilement influencé par son environnement externe. De plus, comme certaines injections étaient plus courtes que d'autres, leur poids dans l'établissement des modèles n'a pas toujours

été le même. En d'autres termes, les injections les plus longues ont eu le plus d'impact sur la mise en place des modèles.

Finalement, les modèles empiriques mis en place dans ce chapitre ont permis de valider le troisième objectif secondaire de ce mémoire. La comparaison des corrélations obtenues avec celles de la littérature ont de plus permis de valider l'utilité de ce travail car des légères différences ont pu être mises en lumière.

CHAPITRE 5

COMPARAISON DES MODÈLES

5.1 Modélisation du flux de quantité de mouvement

Les modèles à masse volumique constante et variable mis en place au chapitre 3 reposent sur le FQM du jet qui doit être obtenu à partir du débit massique de carburant. Les données sur le débit massique de carburant proviennent d'un travail antérieur et n'ont donc pas eu à être récoltées de nouveau. Dans ce travail, un modèle numérique avait été mis en place à partir des données et c'est ce modèle qui a été utilisé pour obtenir le flux de quantité de mouvement.

La figure 5.1 présente ainsi un exemple de courbe de débit massique qui a été utilisé pour déterminer le flux de quantité de mouvement. Seule l'allure de la courbe est présentée en raison de la confidentialité des données.

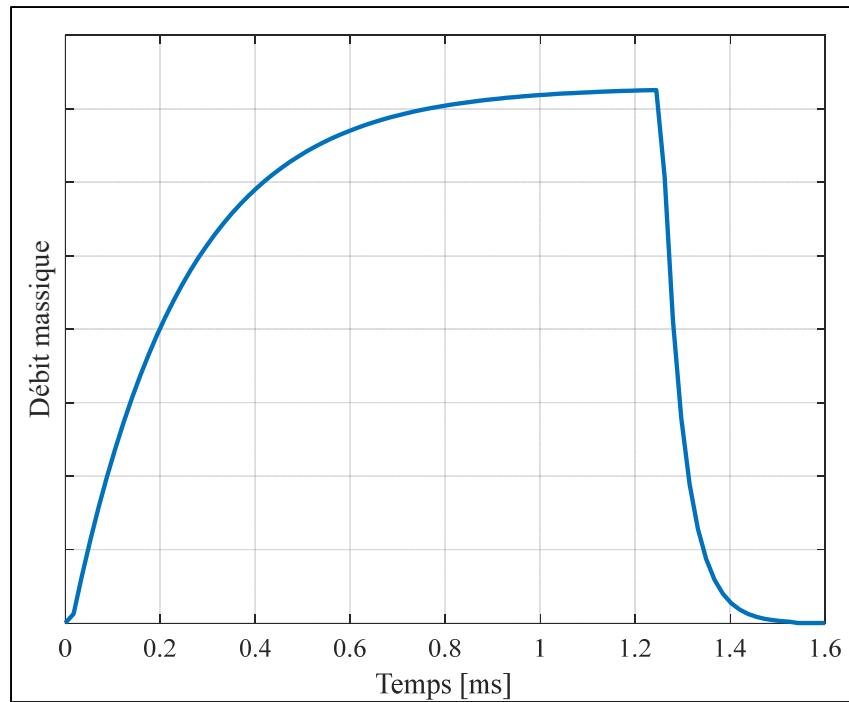


Figure 5.1 Exemple de courbe de débit massique utilisée dans les modèles numériques

Les DI_{eff} utilisées dans le chapitre 4 ont été modélisées afin de les implémenter dans le modèle de débit massique. Le modèle a permis de déterminer une corrélation entre les DI_{eff} et la pression d'injection, la contre-pression et la durée de la commande d'injection. Il a été établi en ne prenant en compte que les conditions où la fin de l'injection a pu être visible. Ces conditions sont résumées dans le tableau 5.1.

Tableau 5.1 Conditions prises en compte pour la création du modèle de DI_{eff}

Durée d'injection [ms]	Pression d'injection [bar]	Contre-pression [bar]
0,5	400	2,5
		5
		10
		15
		20
	800	5
		10
		15
		20
	1600	5
		10
		15
		20
		20
1	400	5
		10
		15
		20
	800	15
		20
2	400	20

Une régression multiple avec comme procédure d'ajustement la méthode des moindres carrés ordinaires a été utilisée pour obtenir la relation suivante :

$$DI_{eff} = -0.482 + 1.618 \times DI_{com} + 2.072 \times 10^{-4} \times P_{inj} + 5.423 \times 10^{-3} \times P_{amb} \quad (5.1)$$

Avec DI_{com} la consigne de durée d'injection en ms, P_{inj} la pression d'injection en bar et P_{amb} la contre-pression en bar.

Ce modèle possède une très bonne précision de prédition avec un coefficient R^2 de 98.4%, comme on peut le voir sur la figure 5.2. Ce modèle présente une erreur moyenne nulle et un écart-type sur les erreurs de 75 μs . Il est valide pour les conditions testées soit pour une pression d'injection de 400 à 1600 bar, une contre-pression de 2.5 à 20 bar et une commande de durée d'injection de 0.5 à 2 ms.

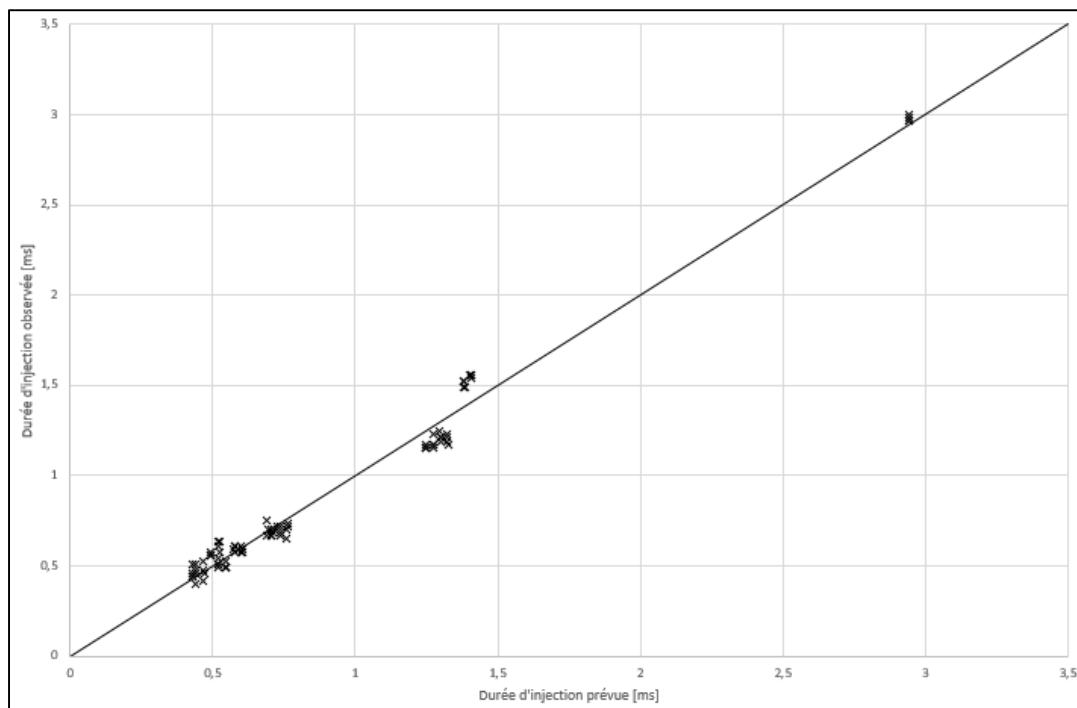


Figure 5.2 Durées d'injection effectives prévues en fonction de celles observées

Même si ce modèle semble très bien correspondre avec les observations expérimentales, il faut toutefois prendre avec précautions les prédictions qui pourraient en découler. En effet, un nombre de 80 observations peut s'avérer faible pour construire un modèle robuste. De nouveaux essais avec d'autres conditions d'injection devraient donc être réalisés à l'avenir pour augmenter la fiabilité du modèle.

Le flux de quantité de mouvement a finalement été déterminé à partir de la modélisation du débit massique à l'aide de l'équation 5.2 :

$$\dot{M}_0 = \frac{\dot{m}^2}{\rho_{carb} \times A_{eff}} \quad (5.2)$$

Avec \dot{M}_0 le flux de quantité de mouvement, \dot{m} le débit massique, ρ_{carb} la masse volumique du carburant et A_{eff} la section de sortie effective de l'orifice de l'injecteur. Cette section effective a été obtenue à l'aide d'un programme Matlab pour que les pénétrations obtenues par les modèles numériques aient la meilleure correspondance possible avec les données expérimentales. Deux valeurs moyennes de diamètres effectifs ont été retenues mais ne seront pas présentées en raison de leur caractère confidentiel. La première valeur correspond au diamètre efficace moyen lors de la phase transitoire du soulèvement de l'aiguille tandis que la seconde valeur correspond au moment où l'aiguille est complètement soulevée. Dans les deux cas, les données obtenues sont en accord avec ce qui peut être trouvé dans la littérature.

5.2 Comparaison des modèles

Maintenant que les modèles à masse volumique constante et variable ainsi et que le modèle empirique ont été établis, nous allons les comparer entre eux et avec les données expérimentales pour tenter de déterminer quel modèle s'applique le mieux dans quelle condition. Pour cela, il faut utiliser les conditions d'injection du présent travail qui correspondent à celles utilisées lors des expériences d'obtention des courbes de débit massique. Ces conditions sont résumées dans le tableau 5.2.

Tableau 5.2 Conditions propices à la comparaison des modèles

Durée d'injection [ms]	Pression d'injection [bar]	Contre-pression [bar]
0,5	800	5
		10
	1600	5
		10
1	800	5
		10
	1600	5
		10

Afin de visualiser ces comparaisons, les courbes de pénétration correspondant aux conditions non présentées du tableau 5.2 sont disponibles en ANNEXE II. Pour alléger les graphiques, la longueur de pénétration de la queue du jet dans le modèle à masse volumique variable n'a pas été représentée sur les graphiques.

L'étude qualitative de ces graphiques semble montrer que le modèle à masse volumique variable est le plus représentatif des données expérimentales. En effet, pour la plupart des conditions d'injections, la courbe de pénétration obtenue avec ce modèle est dans l'écart-type des données expérimentales, ou proche. Il n'y a que pour la condition à 800 bar de pression d'injection, 5 bar de contre-pression et 0.5 ms de durée d'injection que les trois modèles peinent à prédire la pénétration du jet. La comparaison des différents modèles pour cette condition d'injection est présentée en figure 5.3.

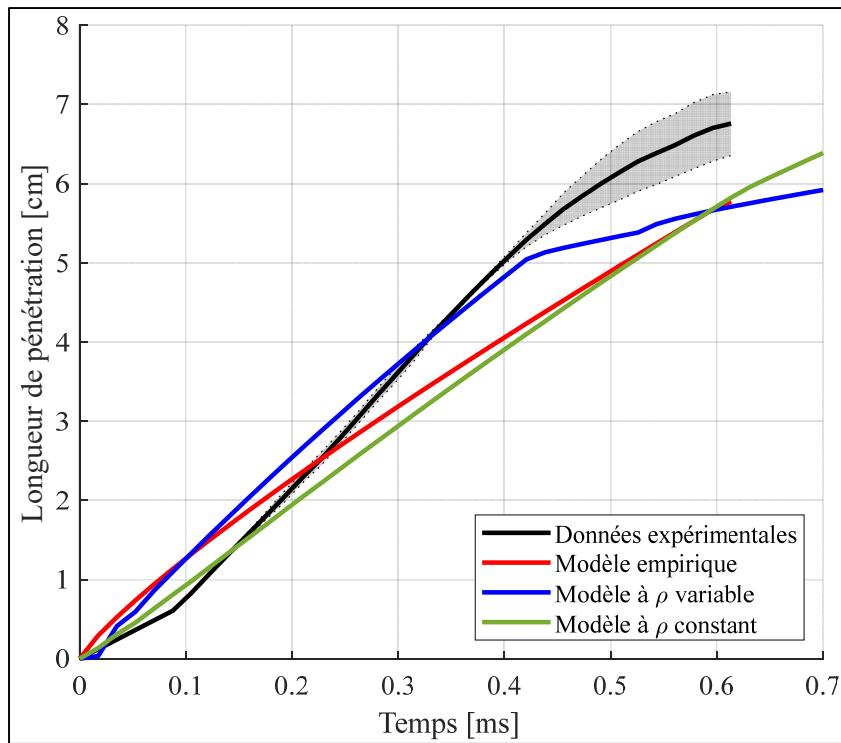


Figure 5.3 Comparaison entre les modèles et les données pour la condition : $P_{inj} = 800$ bar, $P_{amb} = 5$ bar, DI = 0.5 ms

On remarque pour cette condition que tous les modèles surestiment la pénétration du jet au début de l'injection et que la tendance n'est respectée que par le modèle à masse volumique variable. En effet, les deux autres modèles prédisent une pénétration linéaire du jet, ce qui n'est pas le cas.

La figure 5.4 présente le cas avec une pression d'injection de 800 bar, une contre-pression de 10 bar et une durée d'injection de 1 ms. Contrairement au cas présenté en figure 5.3, les trois modèles présentent une bonne prédiction de la pénétration du jet. Pour cette condition, on constate que le modèle à masse volumique variable estime le mieux la longueur de pénétration tout au long de l'injection. De plus, c'est le seul modèle à prédire convenablement le début de l'injection. Il semble donc que ce modèle soit le plus fiable pour les conditions testées.

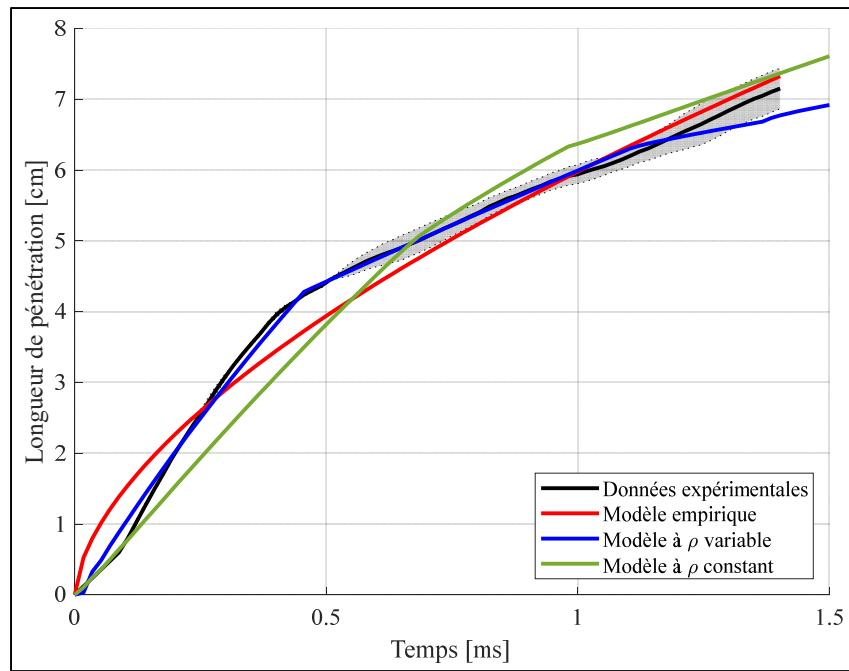


Figure 5.4 Comparaison entre les modèles et les données pour la condition : $P_{inj} = 800 \text{ bar}$, $P_{amb} = 10 \text{ bar}$, DI = 1 ms

Pour permettre une étude quantitative et comparer les performances des modèles, les écarts absolus moyens et maximums entre les trois modèles et les données expérimentales des conditions testées sont présentés dans le tableau 5.2. Ce tableau nous permet de valider les observations précédentes car on constate que dans la majorité des cas, le modèle à masse volumique variable possède les meilleurs écarts moyen et maximum, par rapport aux autres modèles. Cela confirme donc l'analyse qualitative des graphiques.

Tableau 5.3 Récapitulatif des écarts absolu entre chaque modèle et les données expérimentales testées

Pression d'injection [bar] - Contre-pression [bar] - Durée d'injection [ms]	Écart absolu [mm]	Modèle empirique	Modèle à p variable	Modèle à p constant
800-5-0,5	Moyen	6,95	4,67	7,47
	Maximum	11,82	10,49	12,56
800-10-0,5	Moyen	3,99	1,22	9,07
	Maximum	6,90	2,50	18,22
1600-5-0,5	Moyen	5,49	2,54	4,62
	Maximum	15,35	5,46	8,08
1600-10-0,5	Moyen	1,84	2,06	5,59
	Maximum	7,25	5,88	7,91
800-5-1	Moyen	5,69	2,68	5,52
	Maximum	10,53	5,79	11,26
800-10-1	Moyen	2,54	0,88	3,86
	Maximum	7,87	3,79	8,64
1600-5-1	Moyen	4,30	1,78	3,56
	Maximum	9,39	6,51	7,74
1600-10-1	Moyen	1,52	1,81	4,34
	Maximum	7,87	3,62	7,19

5.3 Synthèse du chapitre

Dans ce chapitre, nous avons tout d'abord présenté comment nous avons obtenu le flux de quantité de mouvement pour permettre la modélisation de la pénétration du jet avec les modèles numériques mis en place au chapitre 3. Nous avons par la suite défini les sections avec lesquelles nous avons travaillés dans les modèles numériques, sans avoir pu les présenter en raison de leur confidentialité.

Enfin, nous avons comparé qualitativement et quantitativement les différents modèles avec les données expérimentales et nous en avons déduit que le modèle à masse volumique variable offre la meilleure prédiction de la longueur de pénétration du jet pour les conditions analysées. Ceci permet de valider le dernier objectif secondaire de ce mémoire ainsi que son objectif principal.

CONCLUSION ET RECOMMANDATIONS

L'objectif principal de ce travail a été de mettre en place une expérience permettant de mesurer la pénétration du jet principal de kérosène issu d'un injecteur multi-trou, puis de développer et valider différents modèles permettant la prédition de cette pénétration.

De nombreuses méthodes de mesure ont été développées depuis de nombreuses années afin de capturer les jets pour différentes conditions d'injection. Dans le cas présent, toutes les injections ont été réalisées dans une atmosphère non évaporative.

Pour ce faire, la méthode d'illumination diffuse en contre-jour a été utilisée. Ensuite, une méthode de traitement d'image précédemment mise en place par Jourdain (2017) a été modifiée pour garantir la meilleure détection possible du jet. Un total de quatre essais a été réalisé pour chaque condition d'injection afin d'assurer une bonne représentativité des données.

Dans un second temps, deux modèles utilisant comme paramètre le flux de quantité de mouvement du jet ont été établis. Le premier modèle était basé sur la découpe du flux de quantité de mouvement en paquets et le second modèle a permis, quant à lui, de prendre en compte la variation de la masse volumique du jet dans le temps.

Enfin, les résultats expérimentaux ont été analysés et un dernier modèle basé sur des régressions non linéaires a été créé. Les données expérimentales ont été finalement confrontées aux modèles afin de les valider et de déterminer celui qui permet la meilleure prédition de la pénétration. Cette comparaison a permis de conclure que le meilleur modèle pour les conditions testées est le modèle à masse volumique variable, car il octroie les écarts les plus faibles avec les données expérimentales.

Plusieurs travaux futurs pourraient permettre d'améliorer ou de poursuivre les résultats de ce travail. En effet, comme énoncé dans le chapitre 5, le modèle basé sur les régressions non

linéaires utilise un premier modèle permettant de déterminer la durée d'injection effective en fonction de la commande de durée d'injection, de la pression d'injection et de la contre-pression. Ce modèle a été mis en place avec un nombre restreint de condition et augmenter ce nombre pourrait permettre d'améliorer la précision de la prédition de la durée réelle d'injection, et donc d'améliorer les modèles numériques.

De plus, pour améliorer la robustesse des modèles numériques, il serait aussi intéressant de réaliser de nouveaux tests de débit massique afin de comparer les modèles numériques avec les données expérimentales pour de nouvelles conditions d'injection. Par exemple, aucune comparaison n'a pu être effectuée avec une pression d'injection de 400 bar par manque de donnée sur le débit massique.

L'objectif de ce travail a été de déterminer la pénétration du jet principal d'un injecteur multi-trou. La mesure des jets auxiliaires permettrait de compléter cette étude car leur pénétration est différente de celle du jet principal. En effet, tous les orifices n'ont ni le même diamètre de sortie ni la même orientation par rapport à la position de la caméra et donc pas la même pénétration.

Enfin, de nouveaux essais en conditions évaporatives pourraient permettre d'étudier l'impact de la température sur la pénétration du jet liquide et sur la pénétration de la vapeur. Les données récoltées pourront par la suite être comparées au modèle à masse volumique variable qui devrait permettre de prédire les différentes pénétrations.

ANNEXE I

VALIDATION DES MODÈLES NUMÉRIQUES

Cette annexe a pour but de comparer les résultats des modèles numériques pour les cas présentés par les auteurs des articles d'origine avec ceux des articles. Dans un premier temps, la validation portera sur le modèle à masse volumique constante. Par la suite, les résultats du modèle à masse volumique variable seront comparés avec ceux de Katrašnik (2016).

1. Validation du modèle à masse volumique constante

La figure I-1 illustre un des résultats présentés par R. Payri et al. (2007) pour une pression d'injection de 800 bar, une contre-pression de 35 bar et une durée d'injection de 2 ms. Le même cas a été reproduit avec la programmation du modèle et est présenté sur la figure I-2.

Pour obtenir la figure I-2, le flux de quantité de mouvement de la figure I-1 a été reproduit en prenant soin d'utiliser le même angle de cône que celui obtenu dans les expériences de R. Payri et al. (2007). En comparant les pénétrations des jets, on constate qu'elles sont très similaires. Cela permet de valider la programmation du modèle et ainsi de pouvoir l'appliquer aux cas étudiés dans ce mémoire.

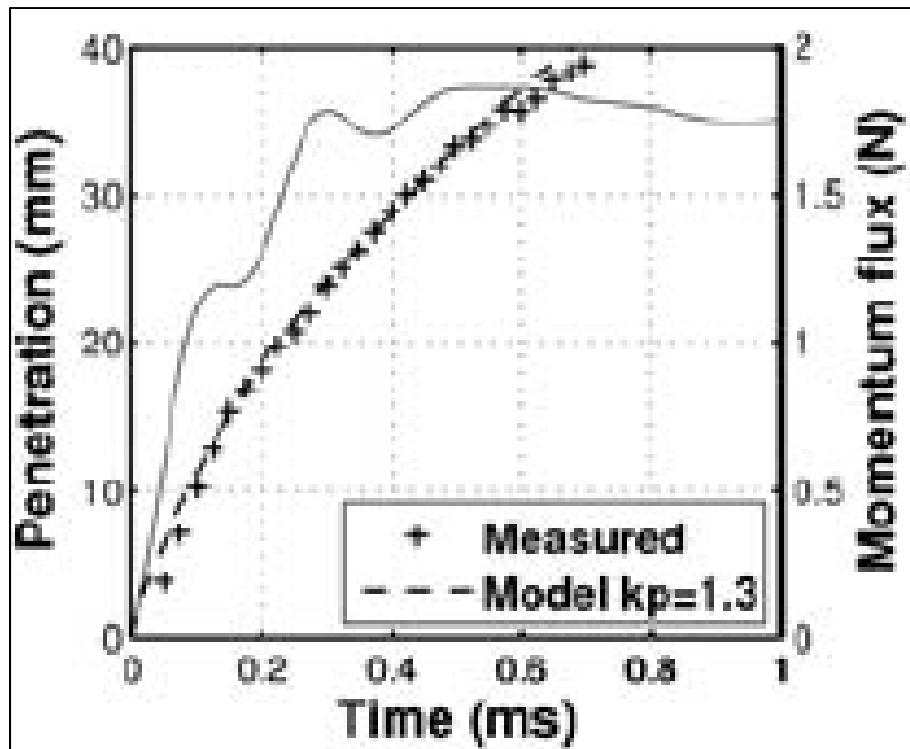


Figure-A I-1 Longueur de pénétration et FQM tirée de R. Payri et al. (2007)

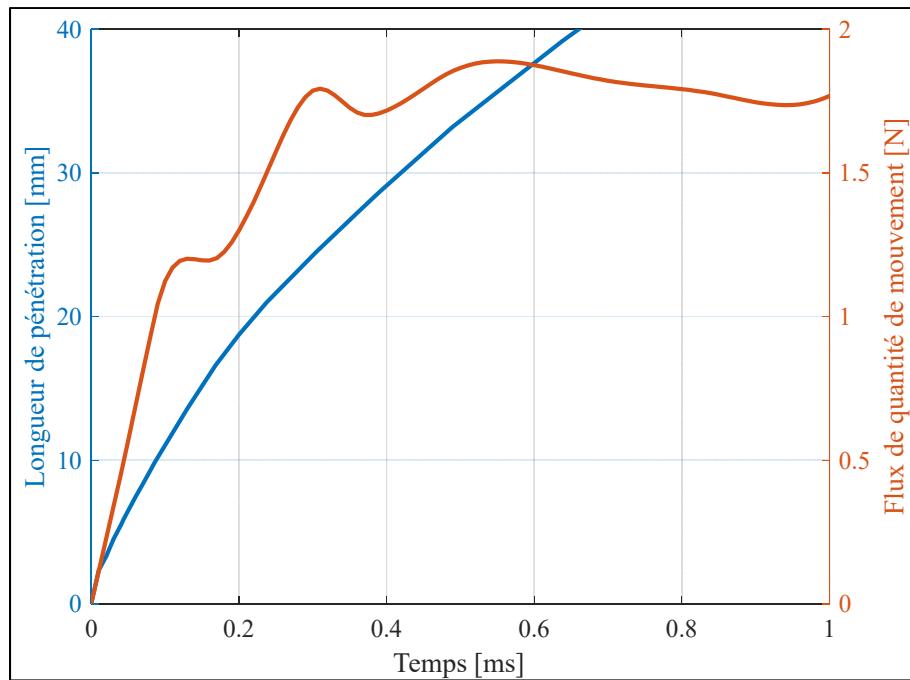


Figure-A I-2 Longueur de pénétration et FQM issu du modèle à masse volumique constante programmé

2. Validation du modèle à masse volumique variable

Les figures I-3 et I-5 illustrent les résultats de tiré de l'article de Katrašnik (2016). Ces résultats ont été obtenus avec une pression d'injection de 1200 bar. En revanche, la courbe de flux de quantité de mouvement utilisée pour obtenir la figure de référence n'étant pas présentée par l'auteur, elle a dû être déterminée à l'aide du modèle de débit massique issu des essais sur l'injecteur du présent travail. Comme précisé au chapitre 5, ce modèle était déjà mis en place et a simplement été utilisé. De plus, aucune information concernant la contre-pression n'a été précisée par l'auteur. Elle a donc dû être déterminée à l'aide du modèle programmé dans ce mémoire. Une contre-pression de 40 bar a été retenue car elle offrait la meilleure correspondance entre les différentes courbes de pénétration. Les figures I-4 et I-6 présentent donc les résultats issus du modèle à masse volumique variable pour cette condition d'injection.

Tout d'abord, les comparaisons des figures I-3 et I-5 avec les figures I-4 et I-6 démontre que les résultats sont similaires et qu'il est possible d'utiliser ce modèle pour le travail réalisé dans ce mémoire. Quelques différences au moment de la fermeture de l'injecteur peuvent cependant être remarquées. En effet, en comparant la pénétration de la queue du jet, il apparaît que celle du modèle programmé dans ce mémoire est plus rapide que celle de l'article de Katrašnik (2016). De la même manière, en observant les répartitions des masses de carburant, on remarque que la dilution du carburant dans l'air est beaucoup plus rapide dans le modèle programmé que dans le résultat de l'article. Cela laisse supposer que la vitesse fermeture de l'injecteur utilisé pour obtenir nos courbes de débit massique est plus importante que celle utilisé par l'auteur.

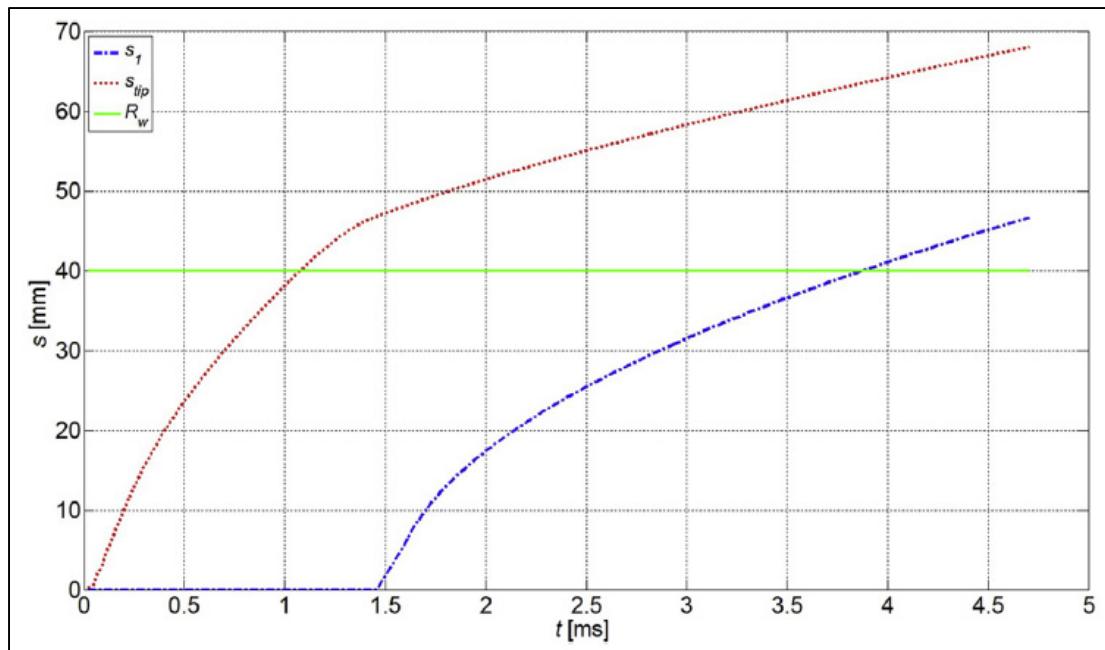


Figure-A I-3 Longueur de pénétration tirée de Katrašnik (2016)

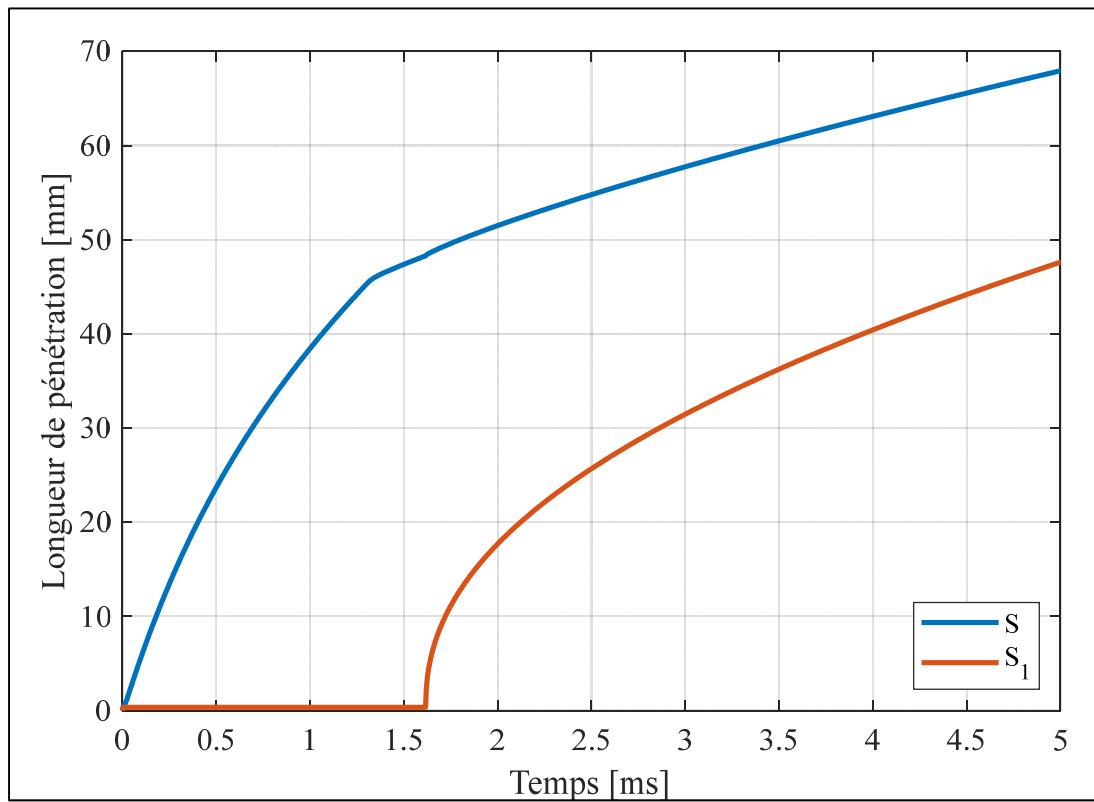


Figure-A I-4 Longueur de pénétration issue du modèle à masse volumique variable

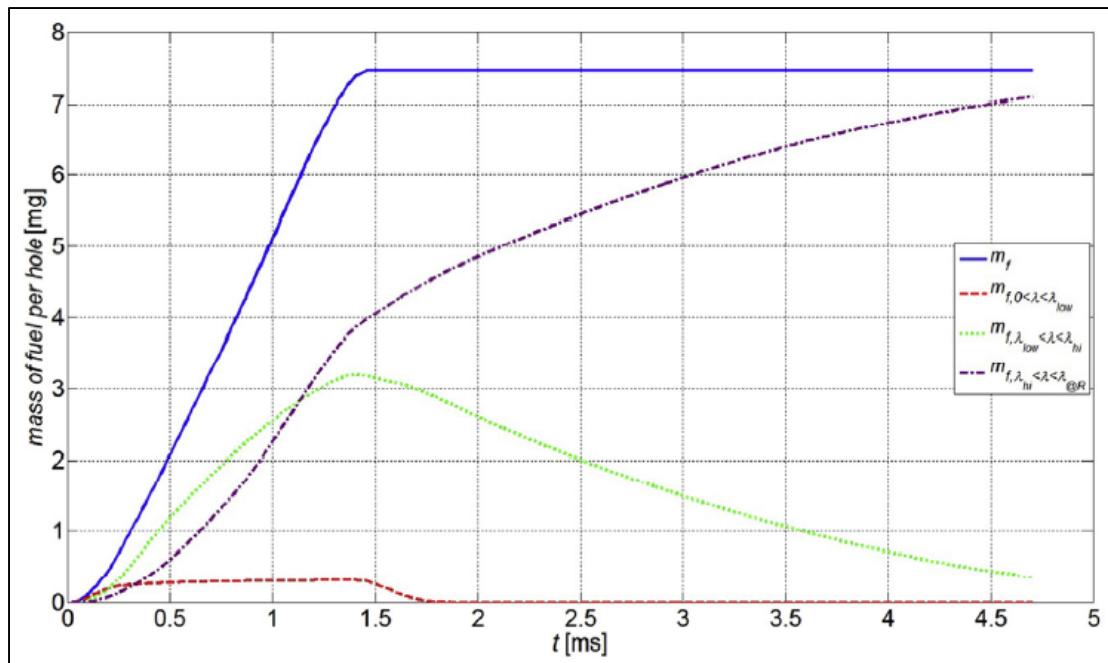


Figure-A I-5 Évolution dans le temps de la masse de carburant en fonction du ratio d'excès d'air tirée de Katrašnik (2016)

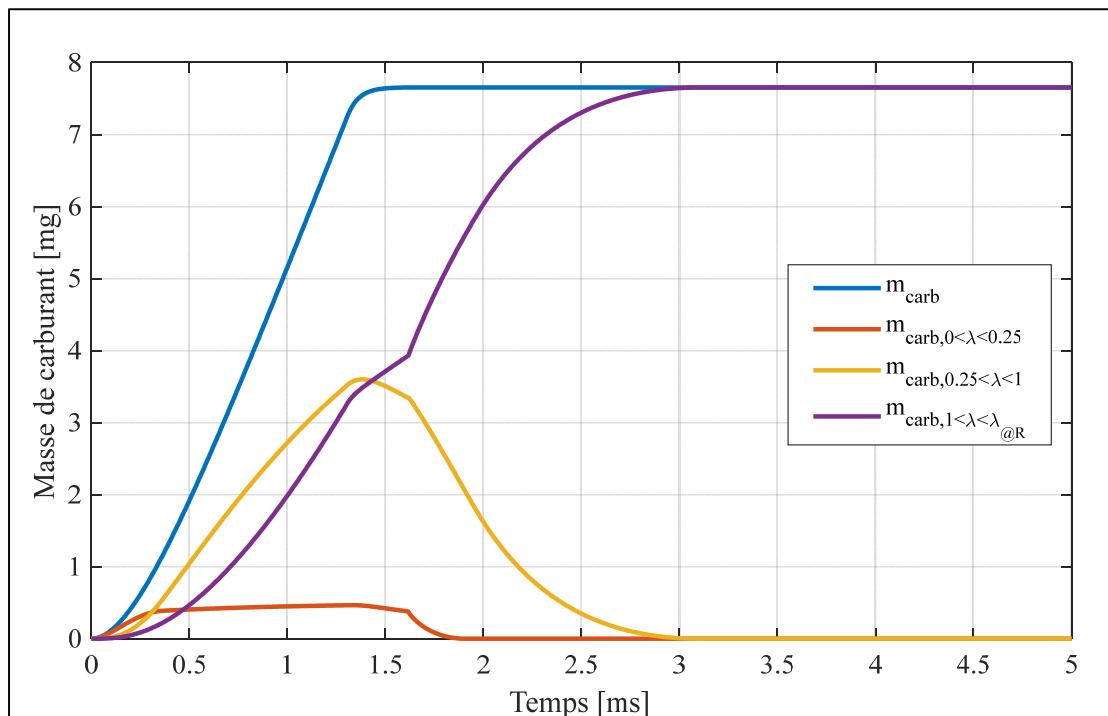


Figure-A I-6 Évolution dans le temps de la masse de carburant en fonction du ratio d'excès d'air issu du modèle à masse volumique variable

ANNEXE II

COURBES DE COMPARAISON DES MODÈLES

Les figures II-1 à II-6 rapportent les comparaisons entre les modèles et les données expérimentales pour les conditions d'injections non présentées dans le chapitre 5.

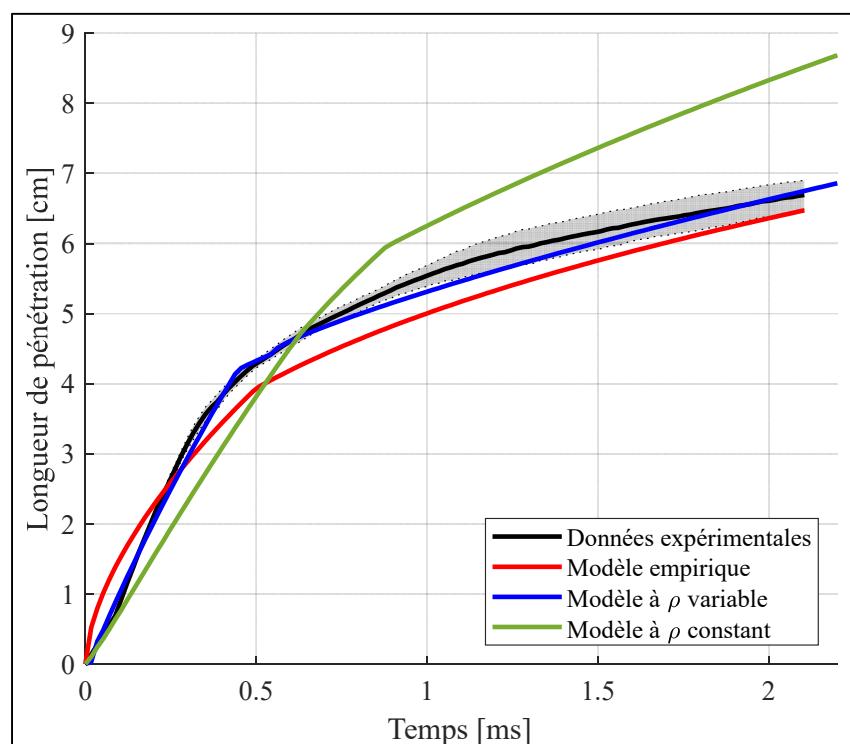


Figure-A II-1 Comparaison entre les modèles et les données pour la condition :
 $P_{inj} = 800 \text{ bar}$, $P_{amb} = 10 \text{ bar}$, DI = 0.5 ms

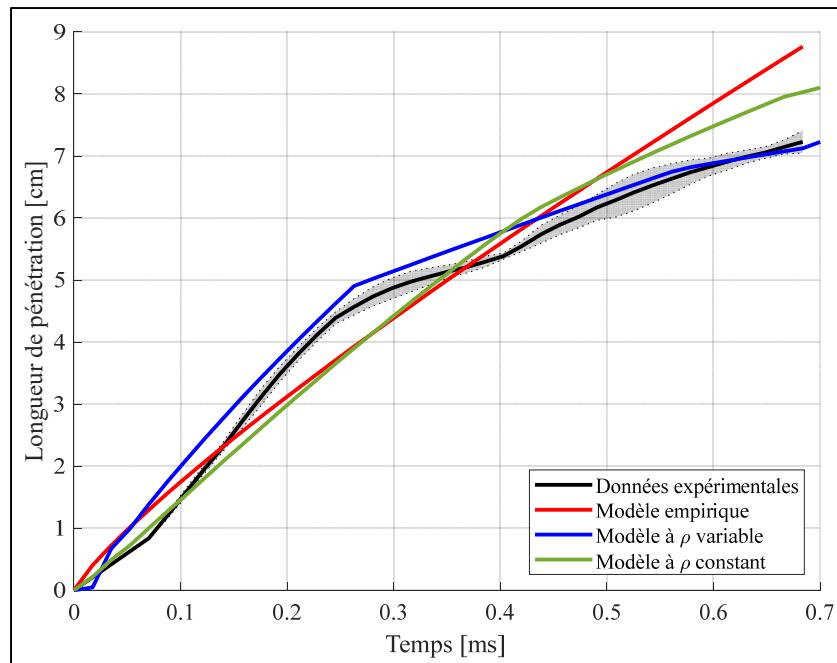


Figure-A II-2 Comparaison entre les modèles et les données pour la condition : $P_{inj} = 1600$ bar, $P_{amb} = 5$ bar, DI = 0.5 ms

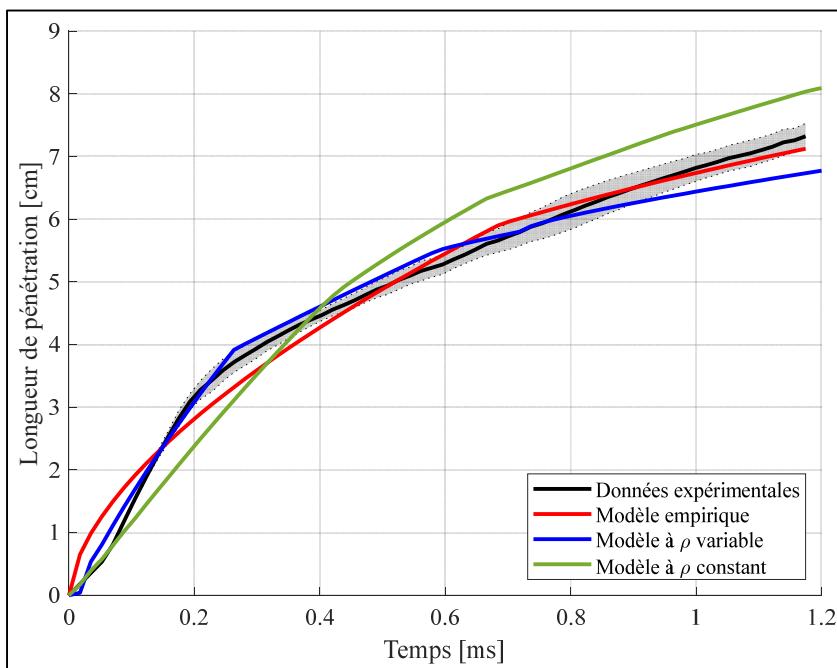


Figure-A II-3 Comparaison entre les modèles et les données pour la condition : $P_{inj} = 1600$ bar, $P_{amb} = 10$ bar, DI = 0.5 ms

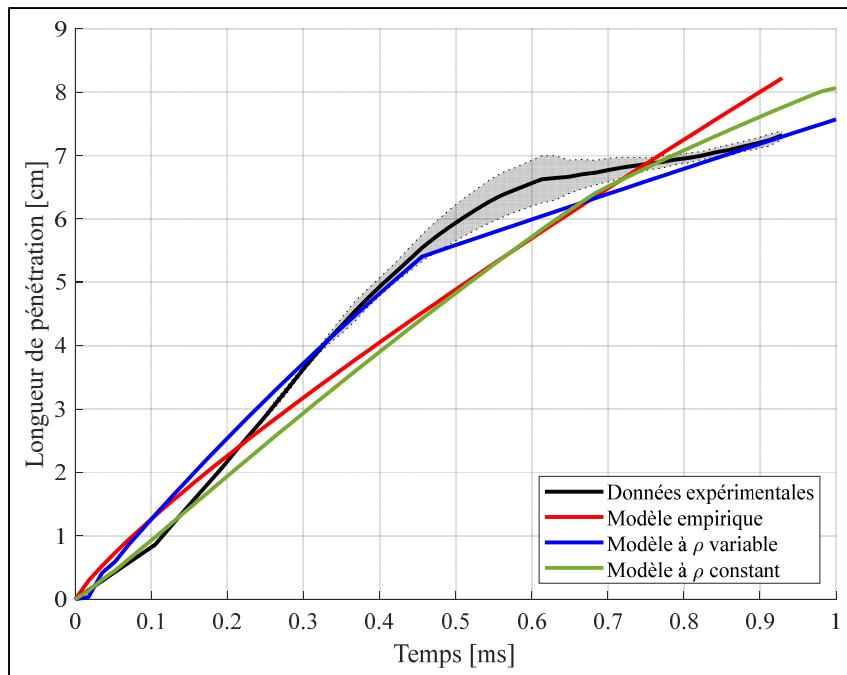


Figure-A II-4 Comparaison entre les modèles et les données pour la condition :
 $P_{inj} = 800 \text{ bar}, P_{amb} = 5 \text{ bar}, DI = 1 \text{ ms}$

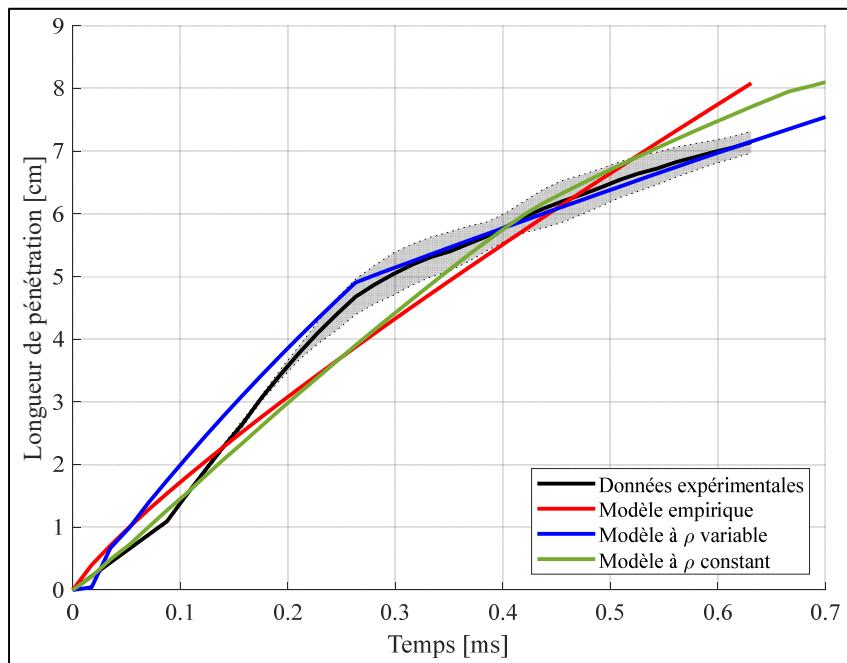


Figure-A II-5 Comparaison entre les modèles et les données pour la condition :
 $P_{inj} = 1600 \text{ bar}, P_{amb} = 5 \text{ bar}, DI = 1 \text{ ms}$

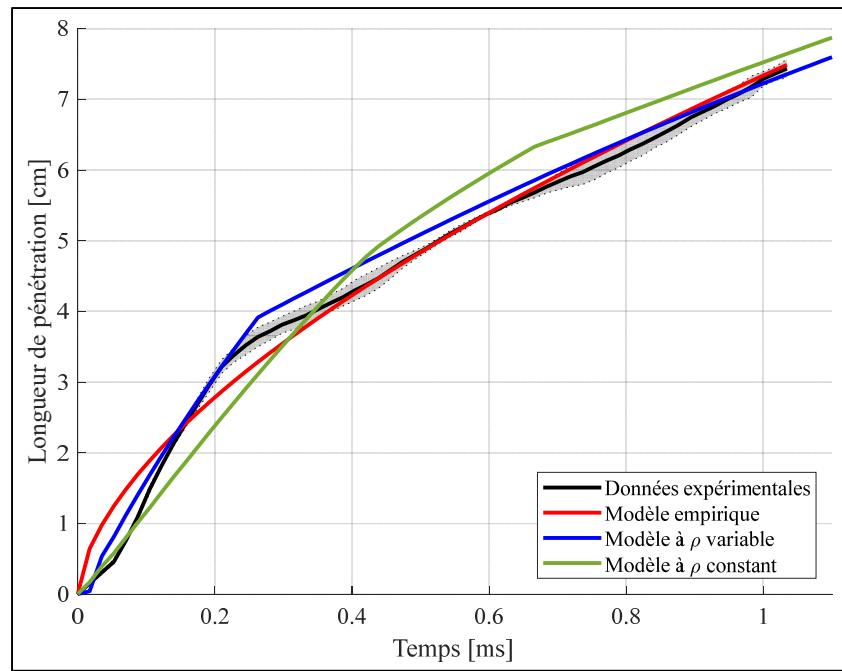


Figure-A II-6 Comparaison entre les modèles et les données pour la condition :
 $P_{inj} = 1600 \text{ bar}$, $P_{amb} = 10 \text{ bar}$, DI = 1 ms

BIBLIOGRAPHIE

- Anis, S., & Budiandono, G. N. (2019). Investigation of the effects of preheating temperature of biodiesel-diesel fuel blends on spray characteristics and injection pump performances. *Renewable Energy*, 140, 274-280. doi: 10.1016/j.renene.2019.03.062
- Bergstrand, P. (2007). *Effects on Combustion by Using Kerosene or MK1 Diesel*. doi: <https://doi.org/10.4271/2007-01-0002>. Repéré à <https://doi.org/10.4271/2007-01-0002>
- Boggavarapu, P., & Ravikrishna, R. V. (2019). Evaporating spray characteristics of a diesel-ethanol micro-emulsion. *Fuel*, 246, 104-107. doi: 10.1016/j.fuel.2019.02.035
- Bosch, W. (1966). *The Fuel Rate Indicator: A New Measuring Instrument For Display of the Characteristics of Individual Injection*. doi: <https://doi.org/10.4271/660749>
- Canny, J. (1986). A Computational Approach to Edge Detection. *IEEE Transactions on Pattern Analysis and Machine Intelligence*, PAMI-8(6), 679-698. doi: 10.1109/TPAMI.1986.4767851
- Cavicchi, A., & Postrioti, L. (2021). Simultaneous needle lift and injection rate measurement for GDI fuel injectors by laser Doppler vibrometry and Zeuch method. *Fuel*, 285, 119021. doi: <https://doi.org/10.1016/j.fuel.2020.119021>
- Chan, T. F., & Vese, L. A. (2001). Active contours without edges. *IEEE Transactions on Image Processing*, 10(2), 266-277. doi: 10.1109/83.902291
- Chen, P.-C., Wang, W.-C., Roberts, W. L., & Fang, T. (2013). Spray and atomization of diesel fuel and its alternatives from a single-hole injector using a common rail fuel injection system. *Fuel*, 103, 850-861. doi: <https://doi.org/10.1016/j.fuel.2012.08.013>
- DantecDynamics. Measurement Principales of PDA. Repéré à <https://www.dantecdynamics.com/solutions-applications/solutions/spray-and-particle/phase-doppler-anemometry-pda/measurement-principles-of-pda/>
- Delacourt, E., Desmet, B., & Besson, B. (2005). Characterisation of very high pressure diesel sprays using digital imaging techniques. *Fuel*, 84(7-8), 859-867. doi: 10.1016/j.fuel.2004.12.003
- Dent, J. C. (1971). *A Basis for the Comparison of Various Experimental Methods for Studying Spray Penetration*. doi: <https://doi.org/10.4271/710571>
- Desantes, J. M., Payri, R., Salvador, F. J., & Gil, A. (2006). Development and validation of a theoretical model for diesel spray penetration. *Fuel*, 85(7), 910-917. doi: <https://doi.org/10.1016/j.fuel.2005.10.023>

- Du, J., Mohan, B., Sim, J., Fang, T., & Roberts, W. L. (2019a). Experimental and analytical study on liquid and vapor penetration of high-reactivity gasoline using a high-pressure gasoline multi-hole injector. *Applied Thermal Engineering*, 163. doi: 10.1016/j.applthermaleng.2019.114187
- Du, J., Mohan, B., Sim, J., Fang, T., & Roberts, W. L. (2019b). Macroscopic non-reacting spray characterization of gasoline compression ignition fuels in a constant volume chamber. *Fuel*, 255. doi: 10.1016/j.fuel.2019.115818
- Duda, R. O., Hart, P. E., & Stork, D. G. (2001). *Pattern classification*. Wiley. Repéré à <https://books.google.ca/books?id=YoxQAAAAMAAJ>
- Elkotb, M. M. (1982). Fuel atomization for spray modelling. *Progress in Energy and Combustion Science*, 8(1), 61-91. doi: [https://doi.org/10.1016/0360-1285\(82\)90009-0](https://doi.org/10.1016/0360-1285(82)90009-0)
- Fimml, W., Chmela, F. G., Pirker, G., & Wimmer, A. (2010). Influence of Cavitation in the Injection Nozzle on Combustion in Diesel Engines. *International Journal of Engine Research*, 11(5), 375-390. doi: 10.1243/14680874jer516
- Gao, Y., Deng, J., Li, C., Dang, F., Liao, Z., Wu, Z., & Li, L. (2009). Experimental study of the spray characteristics of biodiesel based on inedible oil. *Biotechnol Adv*, 27(5), 616-624. doi: 10.1016/j.biotechadv.2009.04.022
- Guéret, C., Cathonnet, M., Boettner, J.-C., & Gaillard, F. (1991). Experimental study and modeling of kerosene oxidation in a jet-stirred flow reactor. *Symposium (International) on Combustion*, 23(1), 211-216. doi: [https://doi.org/10.1016/S0082-0784\(06\)80261-4](https://doi.org/10.1016/S0082-0784(06)80261-4)
- Hamaden, A. (2018). *Fonctionnement des injecteurs diesel*. Repéré à <https://www.youtube.com/watch?v=NpdPJcO4quw>
- Hamzah, A., Poursadegh, F., Lacey, J., Petersen, P., Brear, M. J., & Gordon, R. (2016). *A comparison of diffuse back-illumination (DBI) and Mie-scattering technique for measuring the liquid length of severely flashing spray*.
- Han, S., Kim, J., & Bae, C. (2014). Effect of air-fuel mixing quality on characteristics of conventional and low temperature diesel combustion. *Applied Energy*, 119, 454-466. doi: 10.1016/j.apenergy.2013.12.045
- Hawi, M., Kosaka, H., Sato, S., Nagasawa, T., Elwardany, A., & Ahmed, M. (2019). Effect of injection pressure and ambient density on spray characteristics of diesel and biodiesel surrogate fuels. *Fuel*, 254. doi: 10.1016/j.fuel.2019.115674
- Hiroyasu, H., & Arai, M. (1990). *Structures of Fuel Sprays in Diesel Engines*. doi: <https://doi.org/10.4271/900475>

- Ismael, M., Heikal, M. R., & Baharom, M. (2014). Spray-Wall Impingement of Diesel-CNG Dual Fuel Jet using Schlieren Imaging Technique. *MATEC Web of Conferences*, 13, 02037. doi: 10.1051/matecconf/20141302037
- Jourdain, C. (2017). *Développement d'une méthode de caractérisation externe et interne de sprays de carburants par imagerie rapide* (Mémoire de maîtrise, École de technologie supérieure, Montréal). Repéré à <http://espace.etsmtl.ca/id/eprint/2019>
- Katrašnik, T. (2016). Innovative 0D transient momentum based spray model for real-time simulations of CI engines. *Energy*, 112, 494-508. doi: <https://doi.org/10.1016/j.energy.2016.06.101>
- Kittler, J., & Illingworth, J. (1985). On threshold selection using clustering criteria. *IEEE Transactions on Systems, Man, and Cybernetics*, SMC-15(5), 652-655. doi: 10.1109/TSMC.1985.6313443
- Landini, G. (2017). Auto Threshold. Repéré à https://imagej.net/Auto_Threshold
- Lee, M.-Y., Lee, G.-S., Kim, C.-J., Seo, J.-H., & Kim, K.-H. (2018). Macroscopic and Microscopic Spray Characteristics of Diesel and Gasoline in a Constant Volume Chamber. *Energies*, 11(8). doi: 10.3390/en11082056
- Lefebvre, A. H., & McDonell, V. G. (2017). Atomization and Sprays (2nd Edition): CRC Press.
- Liu, L., Peng, Y., Liu, D., Han, C., Zhao, N., & Ma, X. (2020). A review of phenomenological spray penetration modeling for diesel engines with advanced injection strategy. *International Journal of Spray and Combustion Dynamics*, 12, 1756827720934067. doi: 10.1177/1756827720934067
- Lu, Y., Pan, J., Fan, B., Otchere, P., Chen, W., & Cheng, B. (2019). Research on the application of aviation kerosene in a direct injection rotary engine-Part 1: Fundamental spray characteristics and optimized injection strategies. *Energy Conversion and Management*, 195, 519-532. doi: 10.1016/j.enconman.2019.05.042
- Macian, V., Payri, R., Antonio, G., & Bardi, M. (2011). Experimental Evaluation of the Best Approach for Diesel Spray Images Segmentation. *Experimental Techniques*, 36. doi: 10.1111/j.1747-1567.2011.00730.x
- Marquardt, D. W. (1963). An Algorithm for Least-Squares Estimation of Nonlinear Parameters. *Journal of the Society for Industrial and Applied Mathematics*, 11(2), 431-441. doi: 10.1137/0111030

- McAllister, S., Chen, J.-Y., & Fernandez-Pello, A. C. (2011). Droplet Evaporation and Combustion. Dans *Fundamentals of Combustion Processes* (pp. 155-175). doi: 10.1007/978-1-4419-7943-8_8
- Mie, G. (1908). Beiträge zur Optik trüber Medien, speziell kolloidaler Metallösungen. *Annalen der Physik*, 330(3), 377-445. doi: 10.1002/andp.19083300302
- Mohan, B., Du, J., Sim, J., & Roberts, W. L. (2018). Hydraulic characterization of high-pressure gasoline multi-hole injector. *Flow Measurement and Instrumentation*, 64, 133-141. doi: 10.1016/j.flowmeasinst.2018.10.017
- Mohan, B., Yang, W., Tay, K. L., & Yu, W. (2014). Macroscopic spray characterization under high ambient density conditions. *Experimental Thermal and Fluid Science*, 59, 109-117. doi: 10.1016/j.expthermflusci.2014.08.003
- Monsálvez, J., Arrègle, J., & Palomares, A. (2001). Diesel Spray Image Segmentation With a Likelihood Ratio Test. *Applied optics*, 40, 2876-2885. doi: 10.1364/AO.40.002876
- Naber, J. D., & Siebers, D. L. (1996). Effects of Gas Density and Vaporization on Penetration and Dispersion of Diesel Sprays. doi: <https://doi.org/10.4271/960034>
- Otsu, N. (1979). A Threshold Selection Method from Gray-Level Histograms. *IEEE Transactions on Systems, Man, and Cybernetics*, 9(1), 62-66. doi: 10.1109/TSMC.1979.4310076
- Pastor, J. V., Arrègle, J., García, J. M., & Zapata, L. D. (2007). Segmentation of diesel spray images with log-likelihood ratio test algorithm for non-Gaussian distributions. *Applied optics*, 46(6), 888-899. doi: 10.1364/AO.46.000888
- Payri, R., Garcia, J., Salvador, F., & Gimeno, J. (2005). Using spray momentum flux measurements to understand the influence of diesel nozzle geometry on spray characteristics. *Fuel*, 84(5), 551-561. doi: 10.1016/j.fuel.2004.10.009
- Payri, R., Gimeno, J., Venegas, O., & Plazas, A. H. (2012). Experimental and computational study of the influence of partial needle lift on nozzle flow in diesel fuel injectors. *Atomization and Sprays*, 22, 687-714. doi: 10.1615/AtomizSpr.2012005810
- Payri, R., Ruiz, S., Salvador, F. J., & Gimeno, J. (2007). On the dependence of spray momentum flux in spray penetration: Momentum flux packets penetration model. *Journal of Mechanical Science and Technology*, 21(7), 1100-1111. doi: 10.1007/BF03027660
- Pickett, L., Genzale, C., Bruneaux, G., Malbec, L.-M., Hermant, L., Christiansen, C., & Schramm, J. (2010). Comparison of Diesel Spray Combustion in Different High-

- Temperature, High-Pressure Facilities. *SAE International journal of engines*, 3, 156-181.
- Rapp, B. E. (2017). Chapter 9 - Fluids. Dans B. E. Rapp (Éd.), *Microfluidics: Modelling, Mechanics and Mathematics* (pp. 243-263). Oxford: Elsevier. doi: <https://doi.org/10.1016/B978-1-4557-3141-1.50009-5>
- Settles, G. S. (2006). *Schlieren and shadowgraph techniques: visualizing phenomena in transparent media*. Berlin: Springer.
- Shao, J., Yan, Y., Greeves, G., & Smith, S. (2003). Quantitative characterization of diesel sprays using digital imaging techniques. *Measurement Science and Technology*, 14, 1110-1116.
- Sigma-Aldrich. (2021). Kerosene 329460. Repéré à <https://www.sigmaaldrich.com/CA/en/product/sigald/329460#>
- Su, T. F., Chang, C. T., Reitz, R. D., Farrell, P. V., Pierpont, A. D., & Tow, T. C. (1995). Effects of Injection Pressure and Nozzle Geometry on Spray SMD and D.I. Emissions. *SAE Transactions*, 104, 975-984. Repéré à <http://www.jstor.org/stable/44615145>
- Tétrault, P. (2019). *Étude de l'effet d'injection double sur le comportement d'un système d'injection directe de diesel à rampe commune* (Thèse de doctorat électronique, École de technologie supérieure, Montréal, QC). Repéré à <https://espace.etsmtl.ca/id/eprint/2377>
- Traldi, E., Boselli, M., Simoncelli, E., Stancampiano, A., Gherardi, M., Colombo, V., & Settles, G. S. (2018). Schlieren imaging: a powerful tool for atmospheric plasma diagnostic. *EPJ Techniques and Instrumentation*, 5(1). doi: 10.1140/epjti/s40485-018-0045-1
- Wang, L., Lowrie, J., Ngaile, G., & Fang, T. (2019). High injection pressure diesel sprays from a piezoelectric fuel injector. *Applied Thermal Engineering*, 152, 807-824. doi: 10.1016/j.aplthermaleng.2019.02.095
- Wang, X., Huang, Z., Kuti, O. A., Zhang, W., & Nishida, K. (2010). Experimental and analytical study on biodiesel and diesel spray characteristics under ultra-high injection pressure. *International Journal of Heat and Fluid Flow*, 31(4), 659-666. doi: 10.1016/j.ijheatfluidflow.2010.03.006
- Xia, J., Huang, Z., Xu, L., Ju, D., & Lu, X. (2019). Experimental study on spray and atomization characteristics under subcritical, transcritical and supercritical conditions of marine diesel engine. *Energy Conversion and Management*, 195, 958-971. doi: 10.1016/j.enconman.2019.05.080

Yamashita, H., Suzuki, T., Matsuoka, H., Mashida, M., & Kitano, K. (2007). *Research of the DI Diesel Spray Characteristics at High Temperature and High Pressure Ambient.* doi: <https://doi.org/10.4271/2007-01-0665>

Yang, S. I., Wu, M. S., & Hsu, T. C. (2017). Spray combustion characteristics of kerosene/bio-oil part I: Experimental study. *Energy*, 119, 26-36. doi: 10.1016/j.energy.2016.12.062

Yu, S., Yin, B., Deng, W., Jia, H., Ye, Z., Xu, B., & Xu, H. (2019). An experimental comparison of the elliptical and circular nozzles spray and mixing characteristics under different injection pressures. *Fuel*, 236, 1474-1482. doi: 10.1016/j.fuel.2018.09.118

Yu, W., Yang, W., Tay, K., Mohan, B., Zhao, F., & Zhang, Y. (2016). Macroscopic spray characteristics of kerosene and diesel based on two different piezoelectric and solenoid injectors. *Experimental Thermal and Fluid Science*, 76, 12-23. doi: <https://doi.org/10.1016/j.expthermflusci.2016.03.008>

Zhang, G., & Hung, D. L. S. (2015). Temporal investigations of transient fuel spray characteristics from a multi-hole injector using dimensionless analysis. *Experimental Thermal and Fluid Science*, 66, 150-159. doi: <https://doi.org/10.1016/j.expthermflusci.2015.03.011>