

Modélisation Eulérienne de l'Atomisation Haute Pression

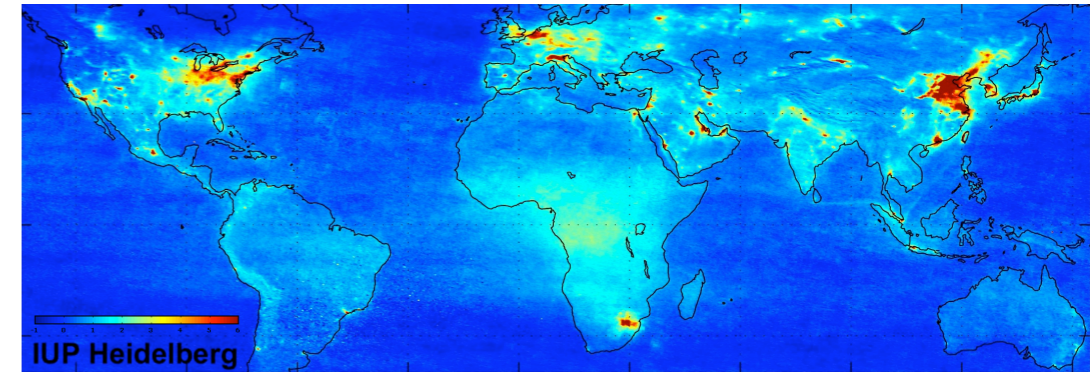
Influences sur la Vaporisation et la Combustion Induite

Romain Lebas

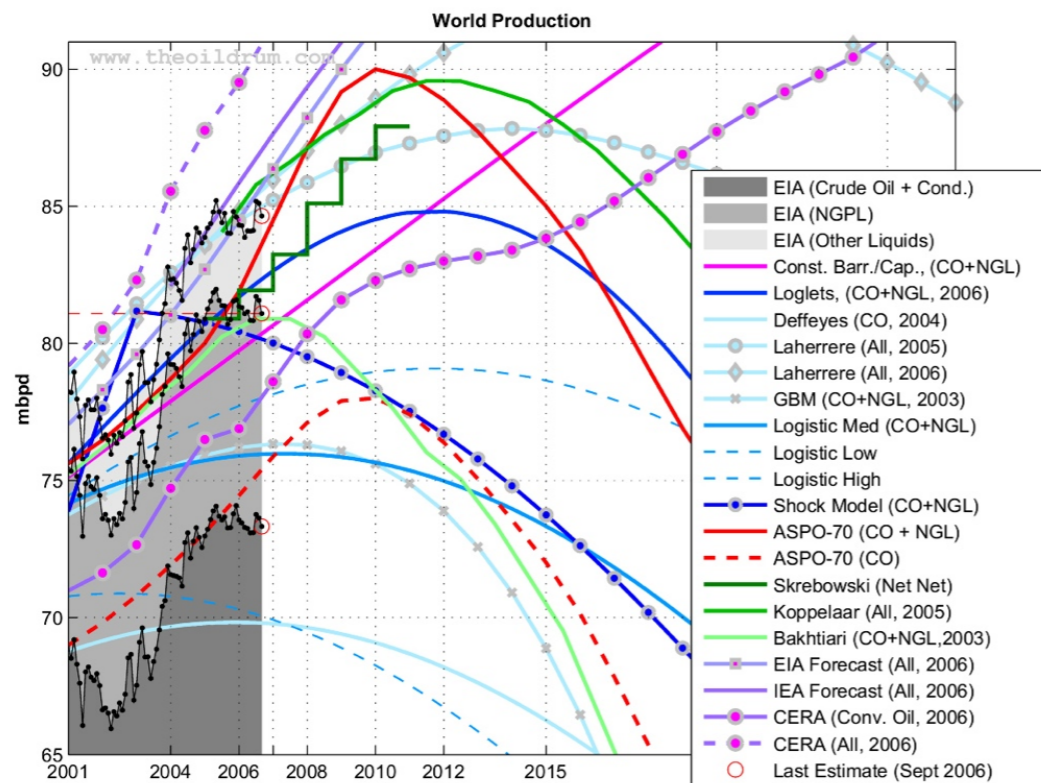
Composition du jury

Alain Berlemont	-	CNRS
Grégory Blokkeel	-	PSA Peugeot Citroën
Roland Borghi	-	Ecole Centrale de Marseille
François-Xavier Demoulin	-	Université de Rouen
Francis Dupoirieux	-	ONERA de Palaiseau
Mikhael Gorokhovski	-	Ecole Centrale de Lyon
Benoît Oesterlé	-	ESSTIN de Nancy
Alexandre Raulot	-	AVL France

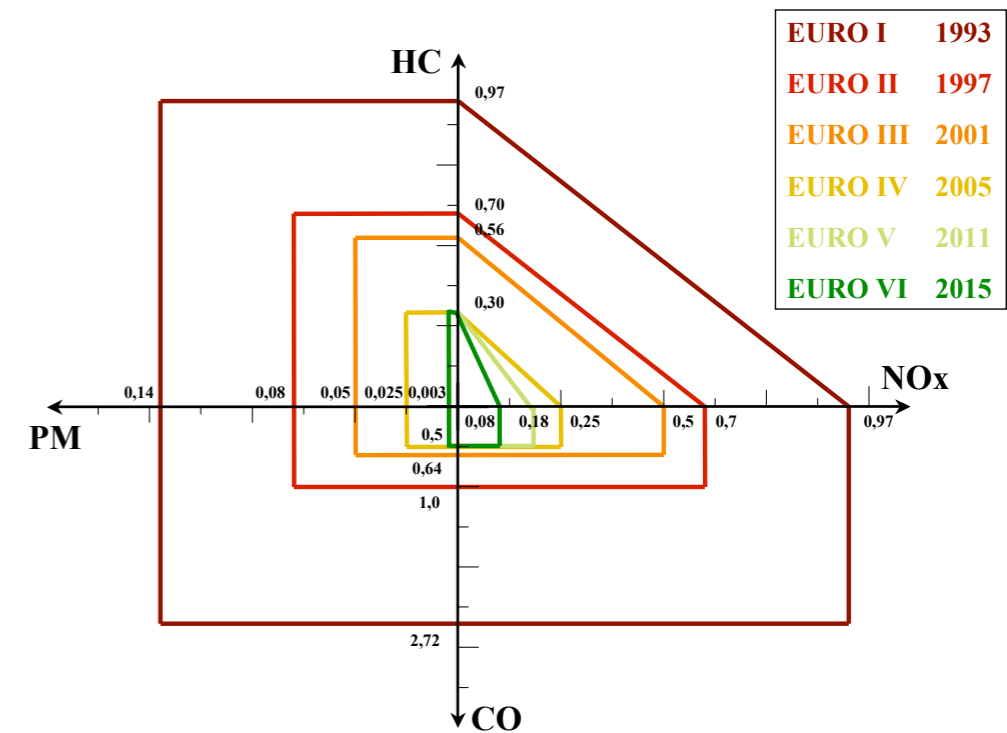
- Essor de pays émergents (Chine, Inde)
- Trafic automobile mondial croissant
- Qualité de l'air dégradée
- Réserves mondiales de pétrole brut décroissantes
- Réaction des législateurs (normes EURO)



NO₂ - Source : European Space Agency

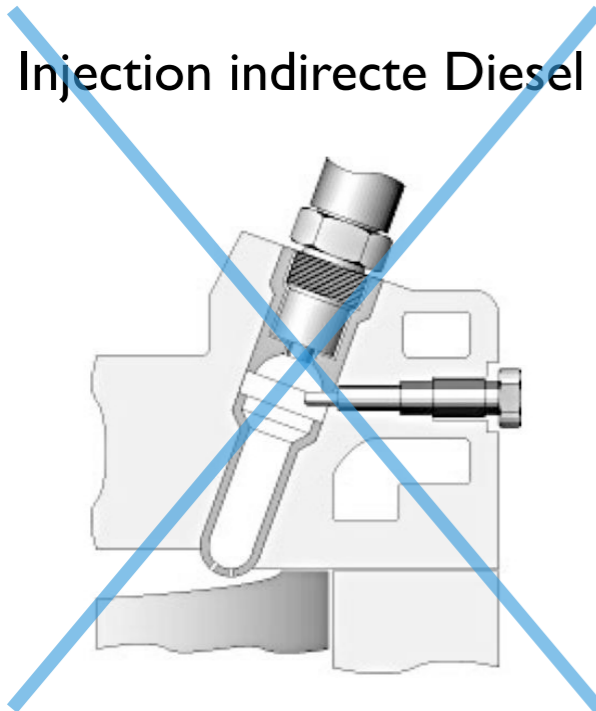


Source : <http://www.theoildrum.com>



Source : médiathèque PSA Peugeot Citroën

Injection indirecte Diesel



Injection directe Diesel

Avantages de l'injection directe :

- Meilleur rendement
- Émissions polluantes plus faibles
- Meilleures performances (agrément de conduite)
- Contrôle de l'aérodynamique interne (mélange air/carburant)

Choix de systèmes d'injection :

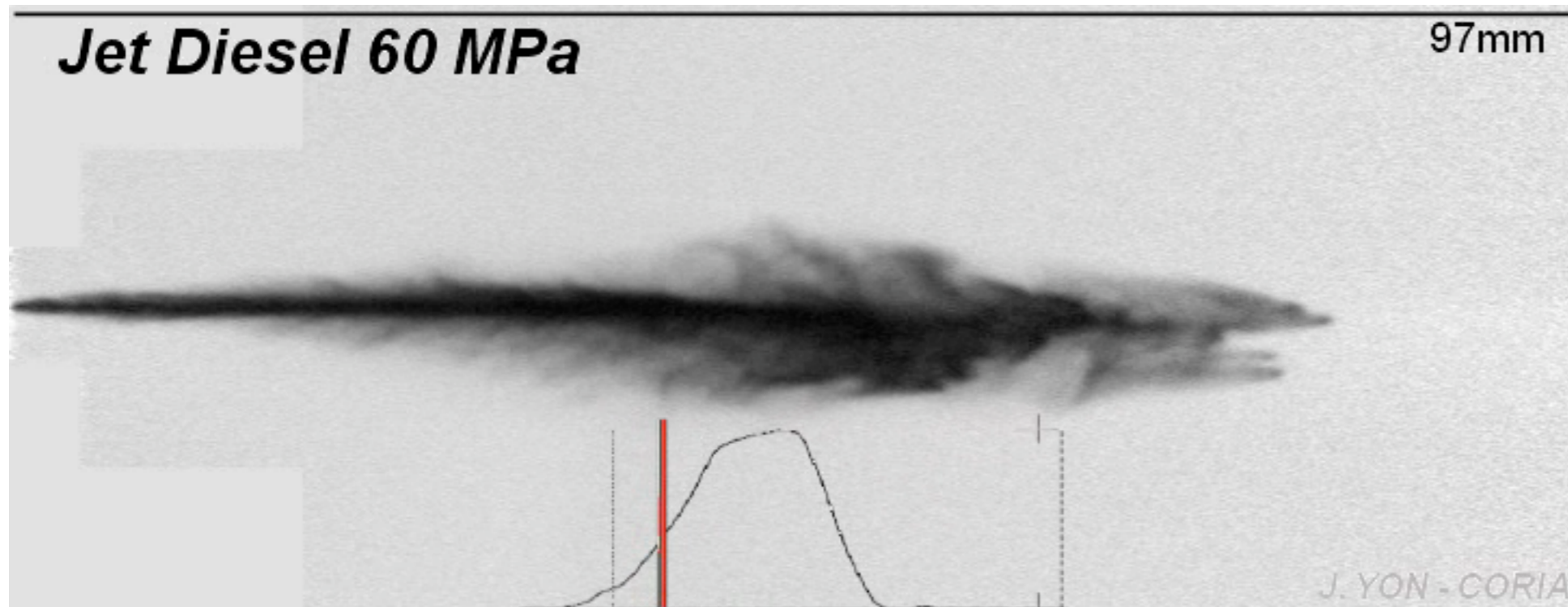
- Injecteurs en rampe commune haute pression
- Diamètres d'orifices des injecteurs faibles
 - ➔ Forte vitesse d'injection du carburant
 - ➔ Écoulement fortement contraint

Stratégie d'injection :

- Injection(s) pilote
- Injection(s) principale(s)
- Injection(s) post-principale(s)
 - ➔ Faibles durées des injections

Caractéristiques principales de l'injection directe Diesel :

- Injection à très haute pression
- Écoulement fortement contraint à la sortie de l'injecteur
- Durées d'injection brèves
- ➔ Comprendre les phénomènes physiques du processus d'atomisation
- ➔ Caractériser le spray pour optimiser le mélange dans la chambre
 - ✓ Observations expérimentales
 - ✓ Expérience numérique



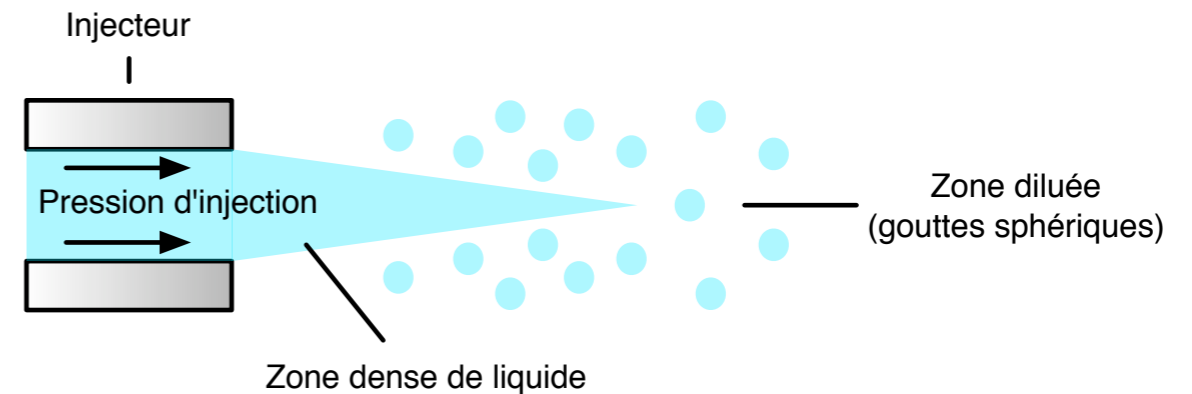
Imagerie par transmission d'un jet Diesel - Thèse de Jérôme Yon - CORIA (2003)



DNS de jet Diesel
Thèse de T. Ménard
CORIA (2007)

Mise en évidence de la présence d'un coeur liquide

- Fath *et al.* [1997]
- Chang *et al.* [1998]

Zone dense étudiée par rayons X - Powel *et al.* [2001-2006] et Cai *et al.* [2003]

- Longueur du dard liquide
- Champs de fraction volumique

Utilisation de la *Laser Correlation Velocimetry* (LCV) en zone proche de l'injecteur par Chaves *et al.* [2004-2007] et Hespel *et al.* [2004-2007]

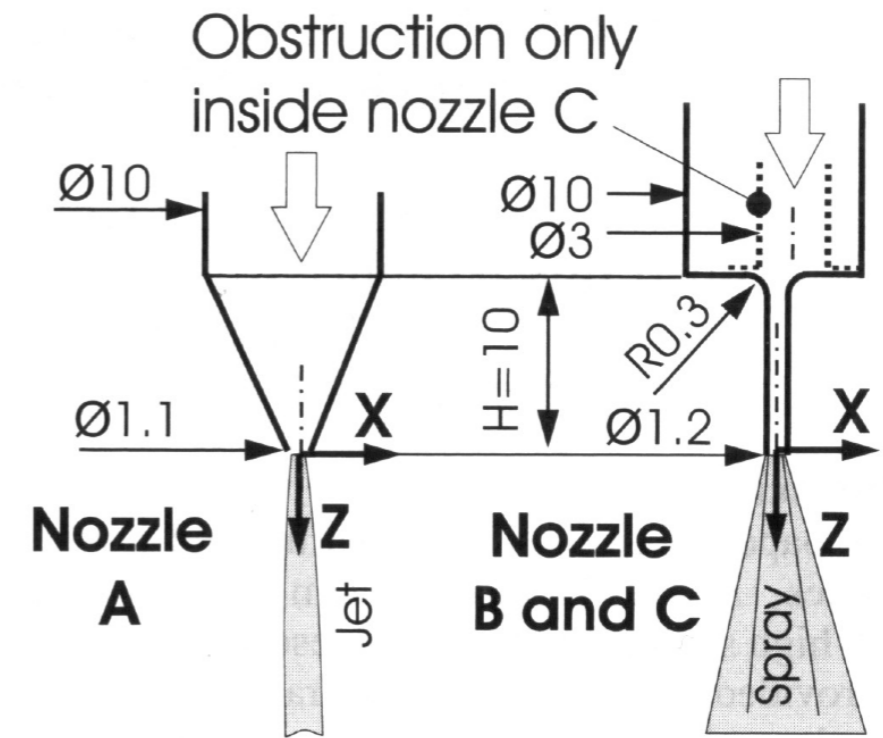
- Champs de vitesse

Lasers pulsés de durée ultra-courte de type femtoseconde - Méès *et al.* [2007]

- Informations sur la taille des paquets liquides issus du coeur liquide

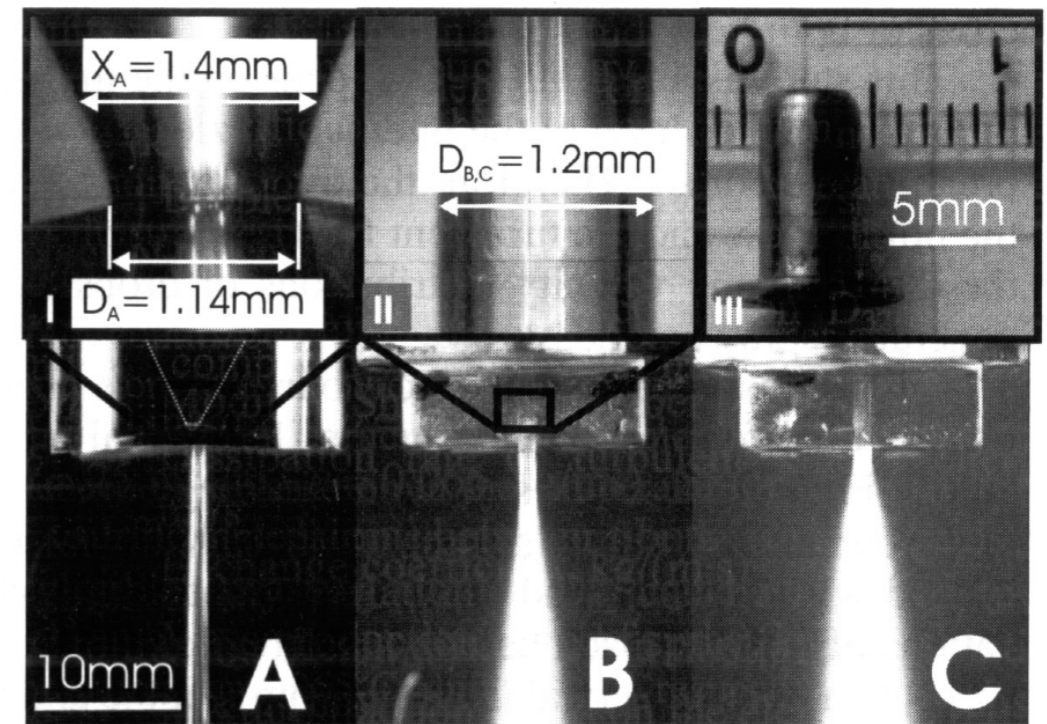
Influence de l'écoulement interne à l'injecteur sur le spray formé dans la chambre - Stahl *et al.* [2005-2006]

- Augmentation de la turbulence :
 - ➔ Angle de spray plus important
 - ➔ Longueur de déstabilisation qui diminue
- Ajout d'un insert (Nozzle C) :
 - ➔ Angle de spray encore augmenté
 - ➔ Longueur de déstabilisation également diminuée



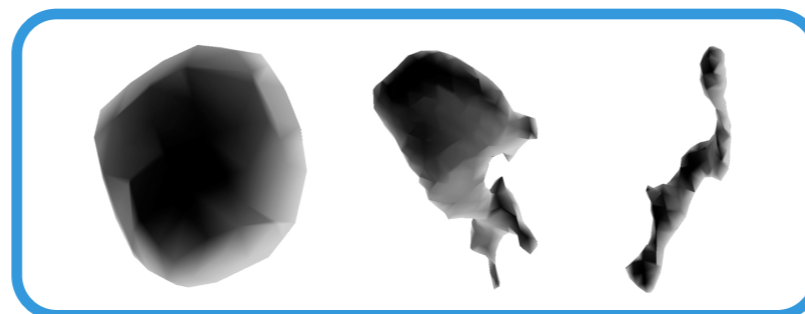
$$Re_A = 5000 \quad Re_B = Re_C = 6700$$

➔ Turbulence et topologie de l'écoulement interne impactent de façon significative le développement du spray dans la chambre de combustion - Reitz [1987]



Approches expérimentales difficiles pour caractériser un jet Diesel :

- Accès optique délicat entre les trous d'injecteur
 - Coeur liquide dense optiquement (taux de validation des mesures faibles)
 - Granulométries (PDA ou Malvern) valides à une distance minimum de 50 à 100 diamètres
- ➔ La Simulation Numérique Directe d'un jet Diesel permet une étude quantitative précise en zone dense, près de l'injecteur - Ménard *et al.* [2007]
- ✓ Mise en évidence d'une colonne de liquide intacte en zone proche de l'injecteur
 - ✓ Développement d'onde de surface
 - ✓ Plissement important de l'interface
 - ✓ Absence de goutte dès la sortie de l'injecteur (dard liquide)
 - ✓ Non sphéricité des structures liquides se détachant du dard



Développer un nouveau modèle d'atomisation avec prise en compte :

- De l'aspect fortement contraint de l'écoulement en zone proche de l'injecteur
- De la présence d'un coeur liquide
- Des fortes interactions liquide/gaz
- Des échanges thermique et massique entre les phases liquide et gaz

Intégrer ce modèle dans un code calcul utilisé par PSA Peugeot Citroën en vue d'une utilisation industrielle

- Introduction et contexte d'étude
- Revue des modèles d'atomisation actuels
 - Résoudre l'équation de Williams
 - Les modèles lagrangiens de fractionnement primaire et secondaire
 - Les échanges thermique et massique entre les phases liquide et gaz
- Le modèle Euler - Lagrange pour les Sprays et l'Atomisation (ELSA)
 - Principes du modèle ELSA
 - Transport de la densité massique moyenne d'interface liquide/gaz
 - Fermeture des termes de flux turbulents
- Validations du modèle ELSA - Applications et Résultats
 - Comparaisons avec une Simulation Numérique Directe en zone dense
 - Comparaisons avec des pénétrations liquide et vapeur
 - Cas de sprays Diesel en combustion
- Conclusion générale et perspectives

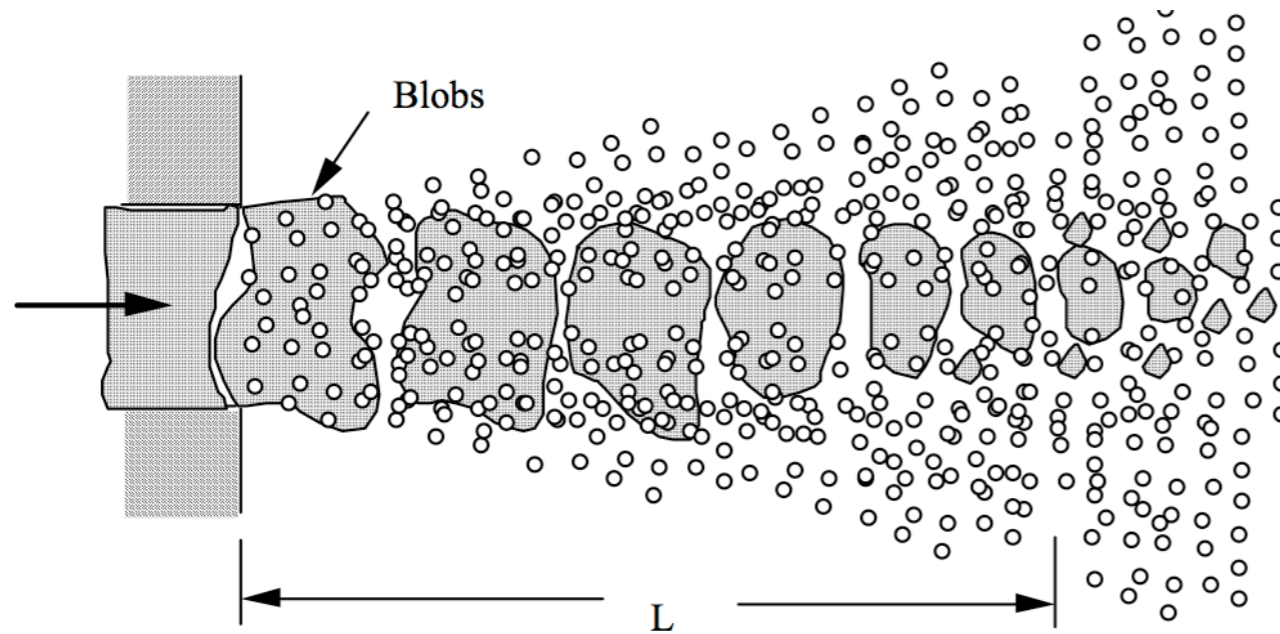
Equation d'évolution de la fonction de distribution $f(\vec{x}, t, m, \vec{u}, T) d\vec{x} dm d\vec{u} dT$ - Williams [1958] :

$$\frac{\partial f}{\partial t} = -\frac{\partial \dot{\vec{x}} f}{\partial \vec{x}} - \frac{\partial \dot{m} f}{\partial m} - \frac{\partial \dot{\vec{u}} f}{\partial \vec{u}} - \frac{\partial \dot{T} f}{\partial T} + Q + \Gamma$$

Avec :

- $\dot{\vec{x}} = \vec{u}$ Vitesse de la particule
- \dot{m} Evolution de la masse de la particule (évaporation)
- $\dot{\vec{u}}$ Evolution de la vitesse de la particule (traînée)
- \dot{T} Evolution de la température de la particule (réchauffement, refroidissement)
- Γ Q Termes source supplémentaires (collisions, coalescences de gouttes, rupture secondaire, ...)

- ➔ Hypothèse d'un milieu composé de particules séparées les unes des autres
- ➔ Deux approches possibles pour la résolution : Eulérienne ou Lagrangienne



Principe du modèle de Reitz [1987]

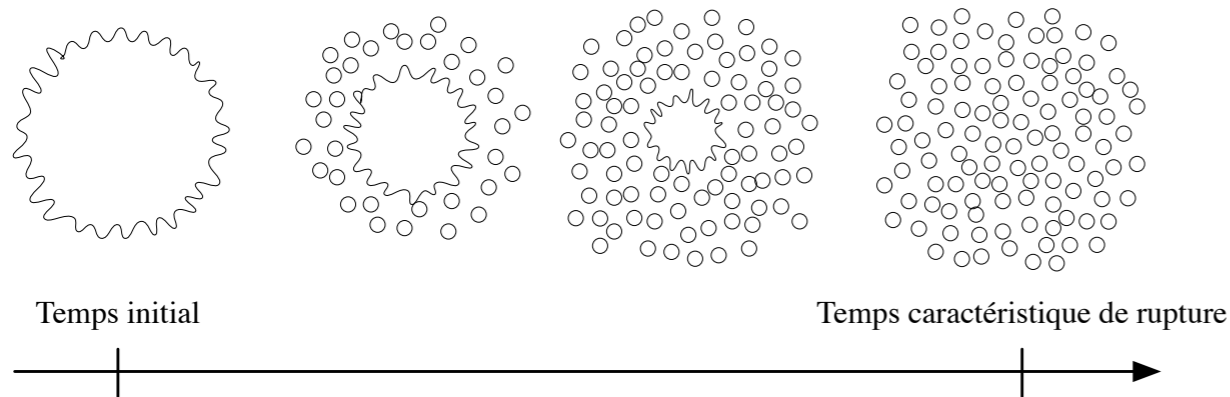
Loi d'évolution temporelle de taille des gouttes

$$\frac{dr_1}{dt} = \frac{r_2 - r_1}{\tau_{bu}}$$

Modèles de fractionnement primaire ($r_1 = D_{inj}/2$)

- ➡ détermination du temps caractéristique de rupture τ_{bu} et du rayon r_2
 - Reitz [1987] (Kelvin - Helmholtz)
 - Patterson - Reitz [1998] (Kelvin - Helmholtz ou Rayleigh - Taylor)
 - Huh et Gosman [1991] (lien entre écoulement dans l'injecteur et processus d'atomisation
- prise en compte de la turbulence du jet)

➡ Limitations pour des sprays denses et/ou haute pression (numériques et physiques)



Loi d'évolution temporelle de taille des gouttes

$$\frac{dr_1}{dt} = \frac{r_2 - r_1}{\tau_{bu}}$$

Modèles de fractionnement secondaire (phase dispersée)

- ➡ détermination du temps caractéristique de rupture τ_{bu} et du rayon critique r_2
 - Modèle TAB (analogie entre une goutte et un système oscillant) - Amsden et O'Rourke [1987]
 - Modèle de Pilch - Erdman [1987] (corrélations expérimentales pour la détermination du nombre de Weber critique en fonction des conditions de l'écoulement autour de la goutte)
 - Modèle Wave - FIPA par Habchi et al. [1997] (utilisation simultanée du modèle de Reitz pour les "blobs" liquides et des corrélations de Pilch et Erdman pour les gouttes sphériques de petite taille)

Modèle d'Abramzon et Sirignano [1987-1989]

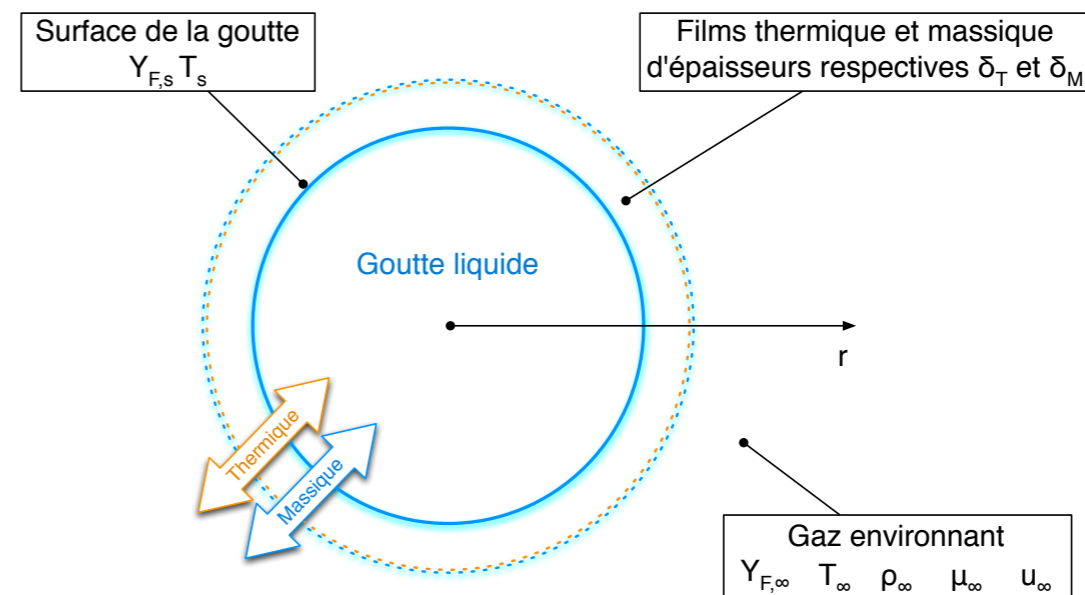
- Loi du "D²"
 - Relation de Clapeyron pour la température et la fraction massique de vapeur à la surface de la goutte
 - Théorie des films (Bird *et al.* [1960] et Frank-Kamenetskii [1969])
- ➔ Prise en compte de la résistance aux échanges thermique et massique due au mouvement de la goutte par rapport au gaz (écoulement de Stefan)

$$\frac{dD_d^2}{dt} = -\frac{4\dot{m}_{vap}}{\pi\rho_l D_d}$$

$$\begin{aligned}\dot{m}_{vap} &= \pi\bar{\rho}_g\bar{D}_g D_{d,s} Sh^* \ln(1 + B_M) \\ &= \pi\frac{\bar{k}_g}{\bar{C}_{p,F}} D_{d,s} Nu^* \ln(1 + B_T)\end{aligned}$$

$$B_M = \frac{Y_{F,s} - Y_{F,\infty}}{1 - Y_{F,s}}$$

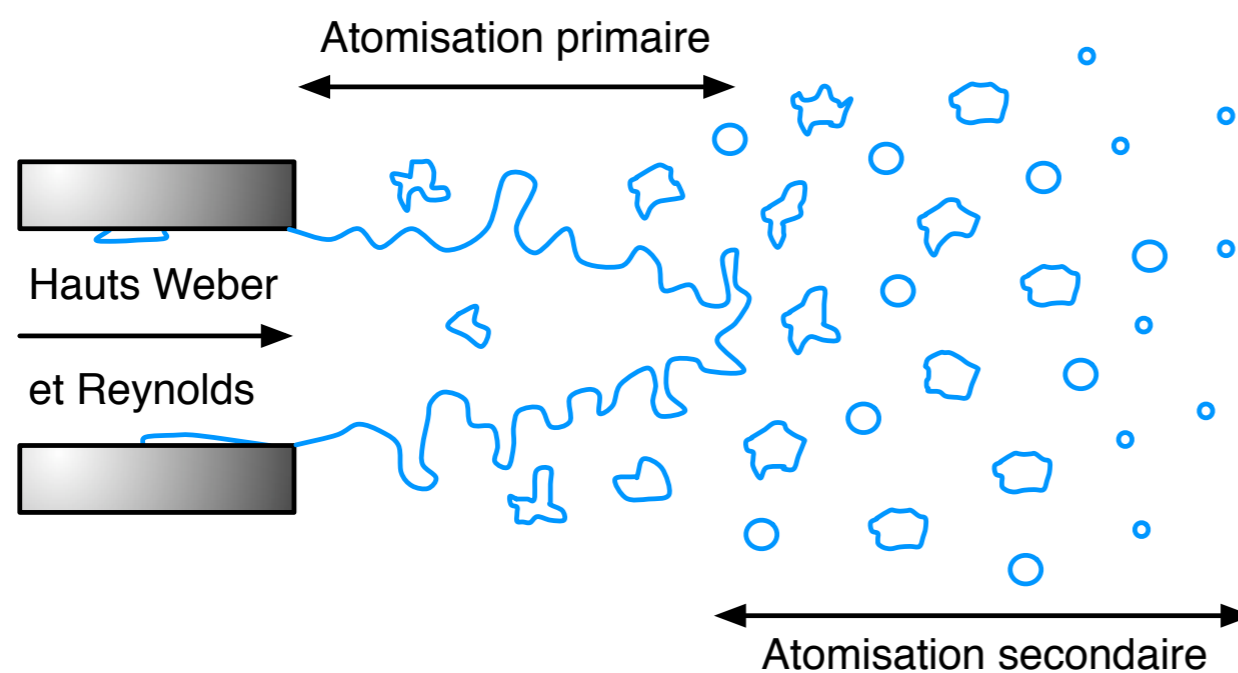
$$B_T = \frac{\bar{C}_{p,F} (T_\infty - T_s)}{L(T_s) + Q_L/\dot{m}_{vap}}$$



- Introduction et contexte d'étude
- Revue des modèles d'atomisation actuels
 - Résoudre l'équation de Williams
 - Les modèles lagrangiens de fractionnement primaire et secondaire
 - Les échanges thermique et massique entre les phases liquide et gaz
- Le modèle Euler - Lagrange pour les Sprays et l'Atomisation (ELSA)
 - Principes du modèle ELSA
 - Transport de la densité massique moyenne d'interface liquide/gaz
 - Fermeture des termes de flux turbulents
- Validations du modèle ELSA - Applications et Résultats
 - Comparaisons avec une Simulation Numérique Directe en zone dense
 - Comparaisons avec des pénétrations liquide et vapeur
 - Cas de sprays Diesel en combustion
- Conclusion générale et perspectives

Principes du modèle ELSA - Vallet *et al.* [1999-2001]

- Pour des injections haute pression : écoulements à hauts nombre de Weber et Reynolds
- Prendre en compte la zone dense de liquide près du nez de l'injecteur
- Les phases liquide et gaz sont vues comme un mélange turbulent à masse volumique fortement variable :



$$\frac{1}{\bar{\rho}} = \frac{\tilde{Y}_l}{\rho_l} + \frac{1 - \tilde{Y}_l}{\rho_g}$$

$$\rho_l = f(T_l) \quad \rho_g = \frac{P}{r_g T_g}$$

$$\frac{\partial \bar{\rho}}{\partial t} + \frac{\partial \bar{\rho} \tilde{u}_i}{\partial x_i} = 0$$

- Conservation de la quantité de mouvement moyenne du mélange liquide/gaz :

$$\frac{\partial \bar{\rho} \tilde{u}_i}{\partial t} + \frac{\partial \bar{\rho} \tilde{u}_i \tilde{u}_j}{\partial x_j} = -\frac{\partial \bar{P}}{\partial x_i} - \frac{\partial \widetilde{\rho u_i'' u_j''}}{\partial x_j}$$

Modélisation de la turbulence diphasique

- Tenseur de Reynolds et viscosité turbulente :

$$\widetilde{u_i'' u_j''} = -\nu_t \left(\frac{\partial \tilde{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \tilde{u}_j}{\partial x_i} - \frac{2}{3} \frac{\partial \tilde{u}_k}{\partial x_k} \delta_{ij} \right) + \frac{2}{3} \tilde{k} \delta_{ij} \quad \nu_t = C_\mu \frac{\tilde{k}^2}{\tilde{\varepsilon}}$$

- Transport de l'énergie cinétique turbulente du mélange liquide/gaz :

$$\frac{\partial \bar{\rho} \tilde{k}}{\partial t} + \frac{\partial \bar{\rho} \tilde{k} \tilde{u}_j}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\frac{\mu_t}{Sc_{t,k}} \frac{\partial \tilde{k}}{\partial x_i} \right) + \underbrace{\mu_t \left(\frac{\partial \tilde{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \tilde{u}_j}{\partial x_i} - \frac{2}{3} \frac{\partial \tilde{u}_k}{\partial x_k} \delta_{ij} \right) \frac{\partial \tilde{u}_i}{\partial x_j} + \frac{2}{3} \bar{\rho} \tilde{k} \frac{\partial \tilde{u}_k}{\partial x_k}}_{P_k} - \bar{\rho} \tilde{\varepsilon}$$

- Transport de la dissipation turbulente moyenne du mélange liquide/gaz :

$$\frac{\partial \bar{\rho} \tilde{\varepsilon}}{\partial t} + \frac{\partial \bar{\rho} \tilde{\varepsilon} \tilde{u}_j}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\frac{\mu_t}{Sc_{t,\varepsilon}} \frac{\partial \tilde{\varepsilon}}{\partial x_i} \right) + C_{\varepsilon,1} \bar{\rho} P_k \frac{\tilde{\varepsilon}}{\tilde{k}} - C_{\varepsilon,2} \bar{\rho} \frac{\tilde{\varepsilon}^2}{\tilde{k}} + C_{\varepsilon,3} \bar{\rho} \tilde{\varepsilon} \frac{\partial \tilde{u}_k}{\partial x_k}$$

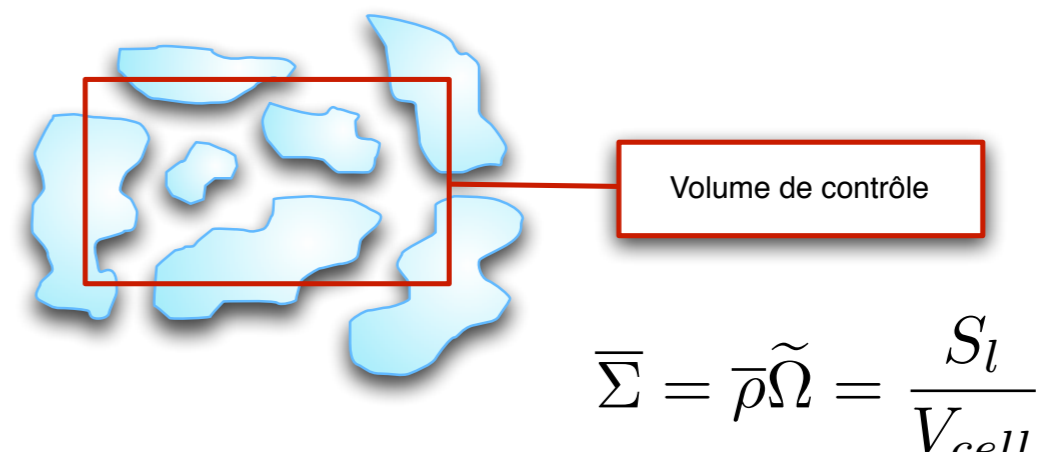
Introduction des notions de fraction massique de liquide et de quantité d'interface liquide/gaz

- Modélisation de la dispersion du spray liquide :

$$\frac{\partial \bar{\rho} \tilde{Y}_l}{\partial t} + \frac{\partial \bar{\rho} \tilde{Y}_l \tilde{u}_i}{\partial x_i} = - \frac{\partial \overline{\rho u_i'' y_l''}}{\partial x_i} - \bar{\rho} \dot{\tilde{Y}}_{l,v} \quad D_{32} = \frac{6 \tilde{Y}_l}{\rho_l \tilde{\Omega}}$$

- Introduction d'une notion plus générale que le diamètre des gouttes, la densité massique moyenne d'interface liquide/gaz :

$$\frac{\partial \bar{\rho} \tilde{\Omega}}{\partial t} + \frac{\partial \bar{\rho} \tilde{u}_j \tilde{\Omega}}{\partial x_j} = - \frac{\partial \overline{\rho u_i'' \omega''}}{\partial x_i} + \sum_i \bar{\rho} \dot{\tilde{\Omega}}_i$$



Flux turbulents :
 Notion de glissement entre les phases liquide et gaz introduite

Termes source régissant les différents phénomènes physiques qui agissent sur la taille des paquets liquides (étirements moyen et turbulent, collisions, coalescences, rupture secondaire, évaporation, ...)

Prise en compte des échanges thermique et massique

- Modélisation de la dispersion de la vapeur de carburant :

$$\frac{\partial \bar{\rho} \tilde{Y}_v}{\partial t} + \frac{\partial \bar{\rho} \tilde{Y}_v \tilde{u}_i}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\frac{\mu_t}{Sc_t} \frac{\partial \tilde{Y}_v}{\partial x_j} \right) + \bar{\rho} \dot{\tilde{Y}}_{l,v}$$

$$\bar{\rho} \dot{\tilde{Y}}_{l,v} = \bar{\rho} \dot{m}_{v,ELSA} \tilde{\Omega} \quad \dot{m}_{v,ELSA} = \frac{\dot{m}_{vap}}{\pi D_d^2}$$

- Transport de l'enthalpie massique de la phase liquide :

$$\frac{\partial \bar{\rho} \tilde{Y}_l \tilde{h}_l}{\partial t} + \frac{\partial \bar{\rho} \tilde{Y}_l \tilde{h}_l \tilde{u}_i}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\frac{\mu_t}{Pr_t} \frac{\partial \tilde{Y}_l \tilde{h}_l}{\partial x_j} \right) + \frac{\bar{\rho} Q_L \rho_l^2 \tilde{\Omega}^3}{36\pi \tilde{Y}_l^2} - \bar{\rho} \dot{m}_{v,ELSA} \tilde{\Omega} \tilde{h}_l$$

➔ Adaptation du modèle d'évaporation d'Abramzon et Sirignano [1987-1989] dans ELSA

Spécificité du modèle ELSA intégré au code de calcul AVL Fire

Avant l'intégration du modèle ELSA dans AVL Fire :

➡ Transport d'une enthalpie sensible massique moyenne du gaz

Avec le modèle ELSA intégré :

- Transport d'une enthalpie sensible massique moyenne du mélange
- ➡ Nécessité d'une température du gaz pour un bilan liquide/gaz des échanges thermique et massique
- ➡ BUT : Eviter un modèle d'équilibre thermique avec températures des phases identiques

Définition de la capacité calorifique moyenne telle qu'utilisée dans le code AVL Fire :

$$\bar{C}_p(T) = \frac{1}{T} \int_{T_{ref}}^T C_p(T) dT \quad \text{ce qui permet d'écrire :} \quad h = \bar{C}_p(T) T$$

$$\tilde{h}_{mix} = \tilde{Y}_l \tilde{h}_l + (1 - \tilde{Y}_l) \tilde{h}_g \quad \text{soit} \quad \tilde{h}_{mix} = \underbrace{\left(\tilde{Y}_l \bar{C}_{p,l} \frac{\tilde{T}_l}{\tilde{T}_g} + (1 - \tilde{Y}_l) \bar{C}_{p,g} \right)}_{\bar{C}_p^*} \tilde{T}_g$$

$$\bar{C}_p^* = \tilde{Y}_l \bar{C}_{p,l} \frac{\tilde{T}_l}{\tilde{T}_g} + (1 - \tilde{Y}_l) \bar{C}_{p,g}$$

Deux approches pour établir une équation de transport pour la densité massique moyenne d'interface liquide/gaz

Adaptation des modèles d'évolution de type "goutte"

$$D_d = \frac{6\bar{Y}_l}{\bar{\Sigma}} \quad \text{et} \quad \dot{\bar{\Sigma}} = 2\pi N_d D_d \frac{dD_d}{dt}$$

- Modèle de Wan et Peters [1999]

$$\frac{\partial \rho_l \bar{Y}_l D_d^2}{\partial t} + \frac{\partial \rho_l \bar{u}_{l,i} \bar{Y}_l D_d^2}{\partial x_i} = -\phi_{vap} - \phi_{bu}$$

- Modèle de Iyer et al. [2003]

$$\frac{\partial \bar{\Sigma}}{\partial t} + \frac{\partial \bar{u}_{l,i} \bar{\Sigma}}{\partial x_i} = \phi_{vap} + \phi_{bu} + \phi_{coal}$$

Modélisation sans hypothèse de phase dispersée

- Modèle de Vallet et al. [1999-2001]

$$\frac{\partial \bar{\Sigma}}{\partial t} + \frac{\partial \tilde{u}_i \bar{\Sigma}}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\frac{\nu_t}{Sc_t} \frac{\partial \bar{\Sigma}}{\partial x_i} \right) + (A + a) \bar{\Sigma} - V_S \bar{\Sigma}^2$$

- Modèle de Jay et al. [2003]

$$\frac{\partial \bar{\Sigma}}{\partial t} + \frac{\partial \tilde{u}_i \bar{\Sigma}}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\frac{\nu_t}{Sc_t} \frac{\partial \bar{\Sigma}}{\partial x_i} \right) + \phi_{inst} + \phi_{bu} + \phi_{vap}$$

Modélisation proposée par Beau *et al.* [2006]

- S'appuie sur la modélisation proposée par Vallet *et al.* [1999-2001] :
 - Sans hypothèse préalable de phase dispersée
 - Vitesse d'advection = vitesse moyenne du mélange liquide/gaz
- Application à un spray Diesel (hauts nombres de Weber et de Reynolds)
- Ré-écriture et ajouts de termes source dans l'équation de transport :
 - Création d'interface liquide/gaz à la sortie de l'injecteur
 - Production d'interface liquide/gaz en présence de :
 - Contraintes turbulentes
 - Gradients de vitesse
 - Production d'interface liquide/gaz due aux collisions entre gouttes
 - Destruction d'interface liquide/gaz en cas de coalescences entre gouttes

$$\frac{\partial \bar{\Sigma}}{\partial t} + \frac{\partial \tilde{u}_i \bar{\Sigma}}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\frac{\nu_t}{Sc_t} \frac{\partial \bar{\Sigma}}{\partial x_i} \right) + \phi_{init.} + \phi_{moyen} + \phi_{turb.} + \phi_{coll.} + \phi_{coal.}$$

Modélisation proposée par Beau *et al.* [2006]

- Terme d'initialisation d'interface (*zone dense*)

$$\phi_{init.} = \frac{12\bar{\rho}\mu_t}{\rho_l\rho_g Sc_t L_t} \frac{\partial \tilde{Y}_l}{\partial x_i} \frac{\partial \tilde{Y}_l}{\partial x_i} \quad \rightarrow \quad \text{Permet d'éviter le problème de la condition limite de la densité d'interface liquide gaz au niveau de la lèvre de l'injecteur}$$

- Termes de production dues aux contraintes moyennes et turbulentes (*zone dense*)

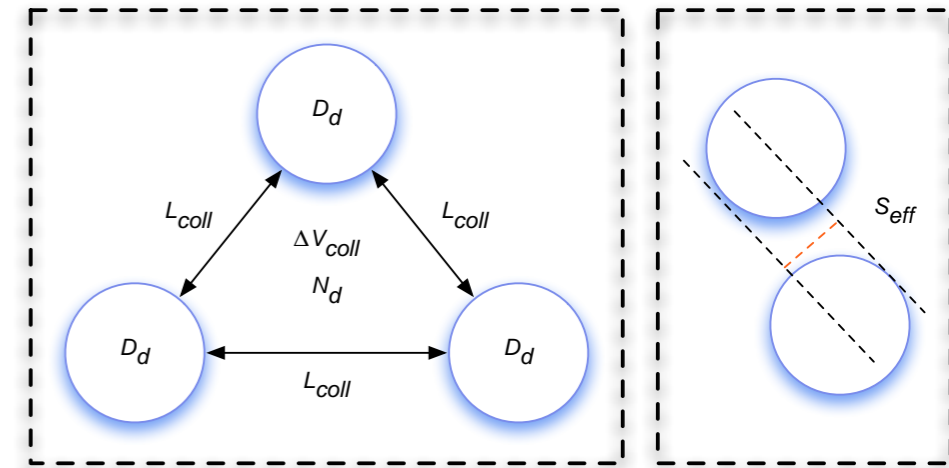
$$\phi_{moyen} = \frac{\widetilde{u_i'' u_j''}}{\tilde{k}} \frac{\partial \tilde{u}_i}{\partial x_j} \bar{\Sigma} \quad \phi_{turb.} = \frac{\bar{\Sigma}}{\tau_t} \quad \rightarrow \quad \text{Effet de la turbulence non conditionné par la présence de liquide}$$

Modélisation proposée par Beau et al. [2006]

- Terme de production de densité d'interface due aux collisions entre gouttes (*phase dispersée*)

$$\phi_{coll.} = \frac{\bar{\Sigma}}{\tau_{coll}} \quad \tau_{coll} = \frac{L_{coll}^3}{S_{eff} \Delta V_{coll}} \quad L_{coll} = N_d^{-1/3}$$

$$N_d = \frac{\rho_l^2 \bar{\Sigma}^3}{36\pi \bar{\rho}^2 \tilde{Y}_l^2} \quad S_{eff} = \frac{8\pi \bar{\rho}^2 \tilde{Y}_l^2}{\rho_l^2 \bar{\Sigma}^2} \quad \Delta V_{coll} \propto \sqrt{\tilde{k}}$$



- ➔ Prise en compte de la section efficace dans le processus de collision
- ➔ Vitesse caractéristique de la collision reliée à l'énergie cinétique turbulente

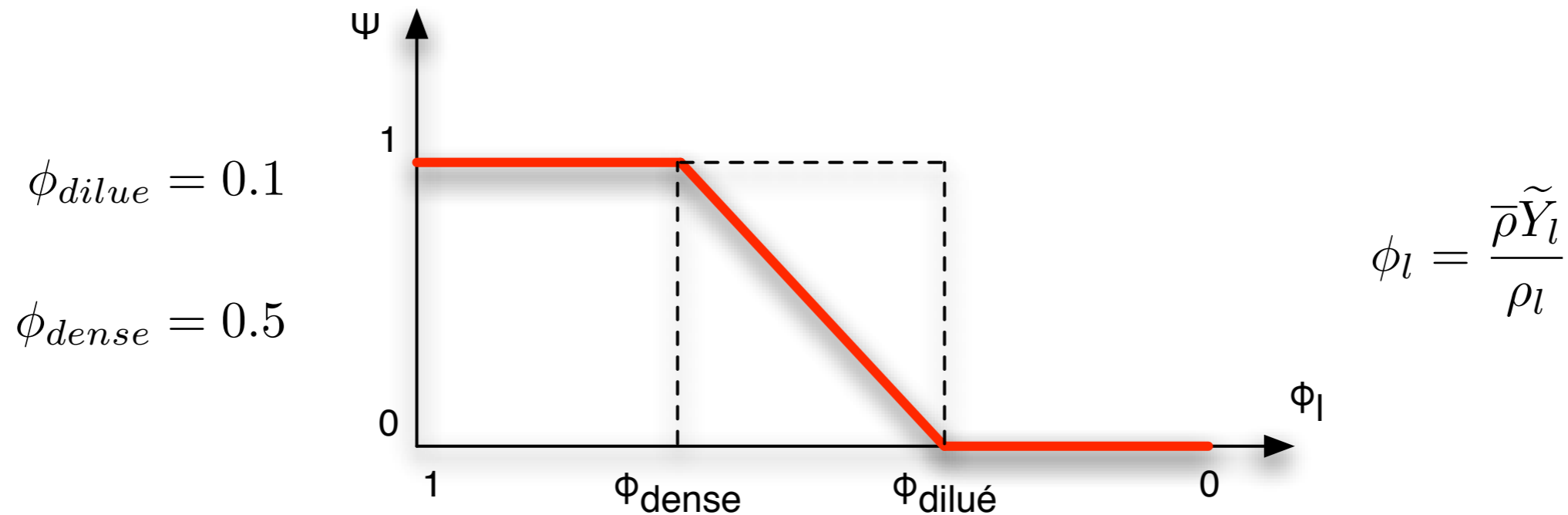
- Terme de destruction de densité d'interface due aux coalescences entre gouttes (*phase dispersée*)

$$\phi_{coal.} = -\frac{\bar{\Sigma}^2}{\tau_{coll} \Sigma_{crit}} \quad \Sigma_{crit} = \frac{6\bar{\rho} \tilde{Y}_l}{\rho_l D_{crit}} \quad D_{crit} = D_{32} \frac{1 + We_{crit}/6}{1 + We_{coll.}/6} \quad We_{crit} = 15$$

- ➔ Choix d'un Weber expérimental - Qian et al. [1997]

Modélisation retenue pour cette étude

Introduction d'une fonction indicatrice dense/dilué



$$\begin{aligned}
 \frac{\partial \bar{\rho} \tilde{\Omega}}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\bar{\rho} \tilde{u}_j \tilde{\Omega} \right) = & - \frac{\partial \bar{\rho} \tilde{u}_j'' \omega''}{\partial x_j} \\
 & + \Psi (\phi_{init.} + \phi_{turb.}) + (1 - \Psi) (\phi_{coll./coal.} + \phi_{2ndBU}) + \phi_{vapo}.
 \end{aligned}$$

Modélisation retenue pour cette étude

Modélisation en zone dense du spray :

- Terme d'initialisation venant du modèle de Beau *et al.* [2006] conservé

$$\phi_{init.} = \frac{12\bar{\rho}\mu_t}{\rho_l\rho_g Sc_t L_t} \frac{\partial \tilde{Y}_l}{\partial x_i} \frac{\partial \tilde{Y}_l}{\partial x_i}$$

- Termes de production dues aux contraintes moyennes et turbulentes

$$\phi_{moyen} = \frac{\widetilde{u_i'' u_j''}}{\tilde{k}} \frac{\partial \tilde{u}_i}{\partial x_j} \bar{\Sigma}$$

$$\phi_{turb.} = \frac{\bar{\Sigma}}{\tau_t}$$

$$\phi_{turb.} = \frac{\bar{\rho}\tilde{\Omega}}{\tau_t} \left(1 - \frac{\tilde{\Omega}}{\tilde{\Omega}_{crit,1}} \right)$$

$$\tilde{\Omega}_{crit,1} = \frac{\tilde{k}\tilde{Y}_l}{\sigma_l}$$

$$We_{turb.} = \frac{\bar{\rho}\tilde{k}\tilde{Y}_l}{\sigma_l\bar{\Sigma}} = \frac{\tilde{k}\tilde{Y}_l}{\sigma_l\tilde{\Omega}}$$

Modélisation retenue pour cette étude

Modélisation en zone diluée du spray :

- Termes de production et de destruction dues à la dualité collisions/coalescences entre gouttes

$$\begin{array}{l} \phi_{coll.} = \frac{\bar{\Sigma}}{\tau_{coll}} \\ \phi_{coal.} = -\frac{\bar{\Sigma}^2}{\tau_{coll}\Sigma_{crit}} \end{array} \quad \left| \begin{array}{l} \rightarrow \\ \rightarrow \end{array} \right. \quad \phi_{coll./coal.} = \frac{\bar{\rho}\tilde{\Omega}}{\tau_{coll}} \left(1 - \frac{\tilde{\Omega}}{\tilde{\Omega}_{crit,2}} \right)$$

$$\frac{1}{2}m_l u_l^2 = \sigma_l S_l \quad We_{crit,2} = \frac{\rho_l u_l^2 D_{32}}{\sigma_l} = 12 \quad D_{crit,2} = D_{32} \frac{1 + \frac{We_{crit,2}}{6}}{1 + \frac{We_{coll}}{6}}$$

➔ Un équilibre entre les forces de tension de surface et celles d'énergie cinétique donne un régime critique piloté par un Weber différent de Qian *et al.* [1997]

Modélisation retenue pour cette étude

Modélisation en zone diluée du spray :

- Ajout d'un terme source caractérisant les effets de rupture secondaire des gouttes

$$\phi_{2ndBU} = \frac{\bar{\rho}\tilde{\Omega}}{\tau_{2ndBU}} \left(1 - \frac{\tilde{\Omega}}{\tilde{\Omega}_{crit,3}} \right) \quad \tau_{2ndBU} = T \frac{D_{32}}{u_{rel}} \sqrt{\frac{\rho_l}{\rho_g}}$$

Corrélations de
Pilch et Erdman [1987] : $T =$

$$T = \begin{cases} 6 (We_g - 12)^{-0.25} & \text{pour } 12 \leq We_g < 18 \\ 2.45 (We_g - 12)^{0.25} & \text{pour } 18 \leq We_g < 45 \\ 14.1 (We_g - 12)^{-0.25} & \text{pour } 45 \leq We_g < 351 \\ 0.766 (We_g - 12)^{0.25} & \text{pour } 351 \leq We_g < 2670 \\ 5 & \text{pour } We_g \geq 2670 \end{cases}$$

$$\tilde{\Omega}_{crit,3} = \frac{6\rho_g u_{rel}^2 \tilde{Y}_l}{\rho_l \sigma_l We_{crit,3}} \quad We_{crit,3} = 12 (1 + 1.077 Oh^{1.6})$$

Modélisation retenue pour cette étude

Ajout d'un terme source d'évaporation

- Adaptation du modèle d'Abramzon et Sirignano [1987-1989] (loi du "D²")

$$\phi_{vapo.} = -\frac{2}{3} \frac{\bar{\rho} \tilde{\Omega}^2}{\tilde{Y}_l} \dot{m}_{v,ELSA}$$

- ➡ Terme source obtenu par hypothèse de sphéricité des gouttes
- ➡ Un taux de vaporisation par unité de surface et valable en zone dense serait intéressant
 - ➡ Les travaux de Burluka *et al.* [2000] vont dans ce sens
- ➡ Coeur liquide = régime de saturation en vapeur très rapidement atteint
- ➡ Coeur liquide = fortes vitesses d'advection / inertie thermique de la phase liquide

- Deux équations “clé” du modèle Euler - Lagrange pour les Sprays et l'Atomisation :

$$\frac{\partial \bar{\rho} \tilde{Y}_l}{\partial t} + \frac{\partial \bar{\rho} \tilde{Y}_l \tilde{u}_i}{\partial x_i} = - \frac{\partial \overline{\rho u_i'' y_l''}}{\partial x_i} - \bar{\rho} \dot{\tilde{Y}}_{l,v} \quad \frac{\partial \bar{\rho} \tilde{\Omega}}{\partial t} + \frac{\partial \bar{\rho} \tilde{u}_j \tilde{\Omega}}{\partial x_j} = - \frac{\partial \overline{\rho u_i'' \omega''}}{\partial x_i} + \sum_i \bar{\rho} \dot{\tilde{\Omega}}_i$$

- ➔ Nécessité de fermer ces termes de transport turbulent
- ➔ Relations exactes démontrant que ces termes caractérisent un glissement entre phases :

$$\overline{u_i'' y_l''} = \tilde{Y}_l (1 - \tilde{Y}_l) (\overline{u_{\tilde{Y}_l, i} |}_l - \overline{u_i |}_g) = \tilde{Y}_l (\overline{u_{\tilde{Y}_l, i} |}_l - \tilde{u}_i)$$

$$\overline{u_i'' \omega''} = \tilde{\Omega} (1 - \tilde{\Omega}) (\overline{u_{\tilde{\Omega}, i} |}_l - \overline{u_i |}_g) = \tilde{\Omega} (\overline{u_{\tilde{\Omega}, i} |}_l - \tilde{u}_i)$$

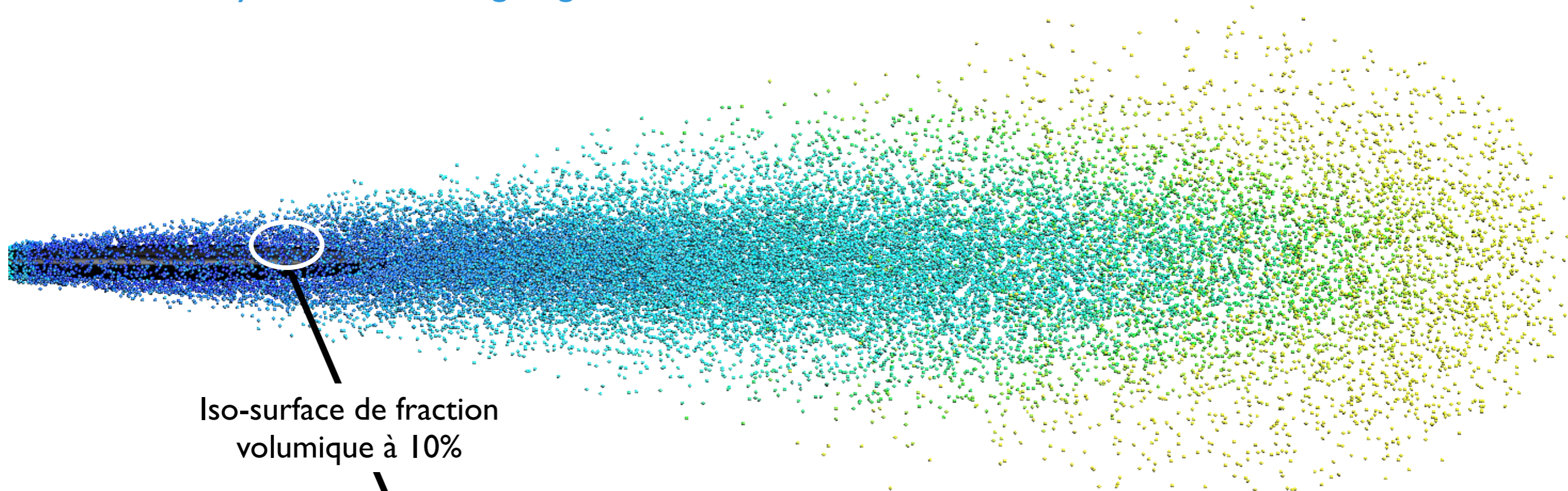
- Fermeture au premier ordre :

$$\overline{u_i'' y_l''} = - \frac{\nu_t}{Sc_t} \frac{\partial \tilde{Y}_l}{\partial x_i} \quad \overline{u_i'' \omega''} = - \frac{\nu_t}{Sc_t} \frac{\partial \tilde{\Omega}}{\partial x_i}$$

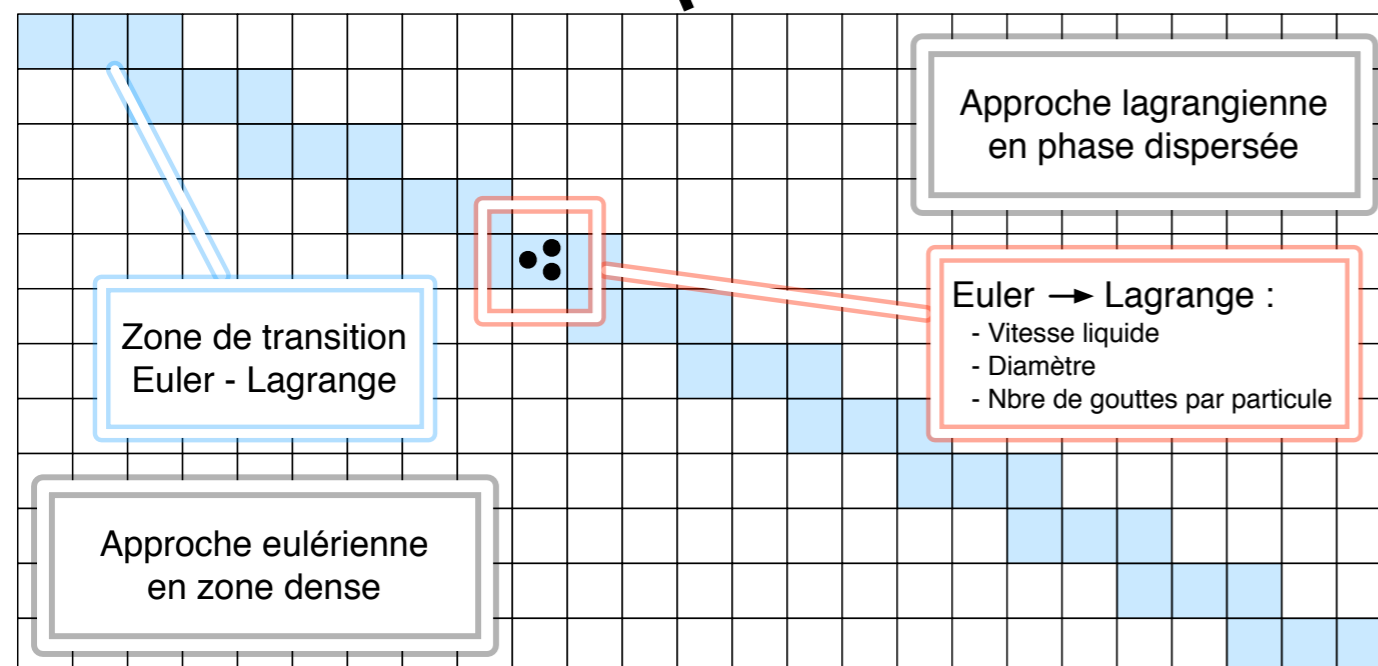
- ➔ Loi de diffusion de type “loi gradient” ou “loi de Fick”
- ➔ Les flux sont assimilés à de la diffusion turbulente de liquide
- ➔ Limitations observées sur des cas où le glissement est prépondérant

- Fermeture au second ordre proposée par Beau *et al.* [2006] : le modèle “quasi-multiphasique”
 - Appliqué à un mélange de deux phases : liquide et gaz
 - Equivalence avec les approches multiphasiques d'Ishii [1975], Drew [1983] et Simonin [2000]
 - Introduction d'un temps de traînée
 - ➡ Résultats intéressants mais peu significatifs pour des jets haute pression de type Diesel
 - ➡ Le mouvement moyen joue un rôle prépondérant devant le glissement
- ➡ Proposition d'une méthode de fermeture des termes de flux turbulents basée sur une utilisation des formalismes eulérien et lagrangien en zone diluée du jet

Fermeture hybride Euler - Lagrange



Iso-surface de fraction volumique à 10%

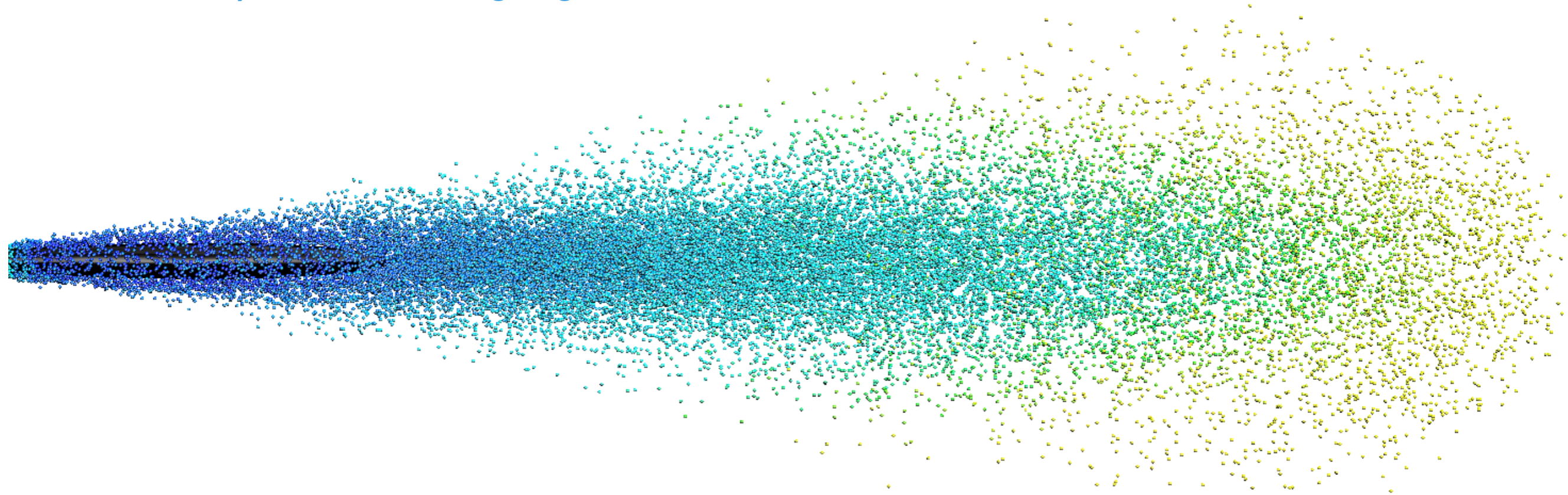


$$D_{32} = \frac{6\tilde{Y}_l}{\rho_l\tilde{\Omega}}$$

$$n_p = \frac{V_{cell}}{n_{util.}} \frac{\rho_l^2 \bar{\rho} \tilde{\Omega}^3}{36\pi \tilde{Y}_l^2} \quad n_{util.} = 1$$

$$\bar{u}_{l,i} = \tilde{u}_i + \frac{\widetilde{u_i'' y_l''}}{\tilde{Y}_l}$$

Fermeture hybride Euler - Lagrange



Approche Euler :

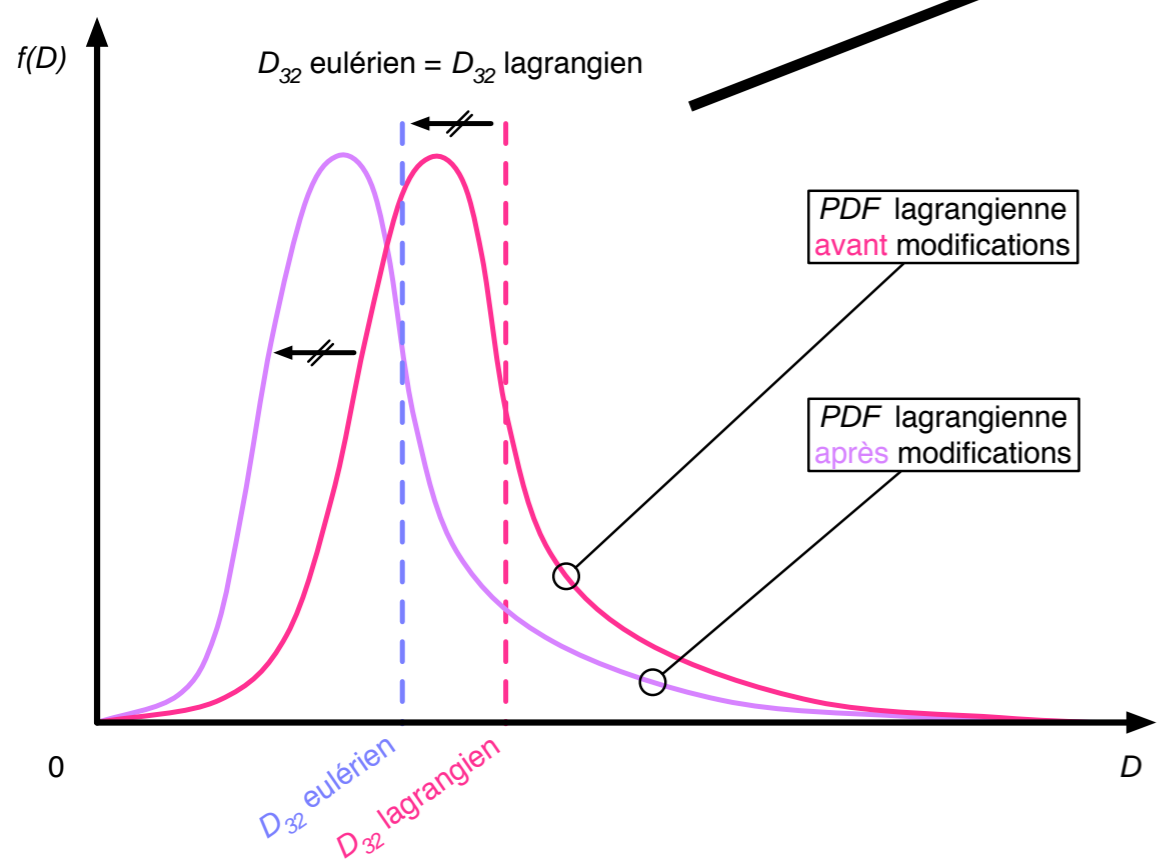
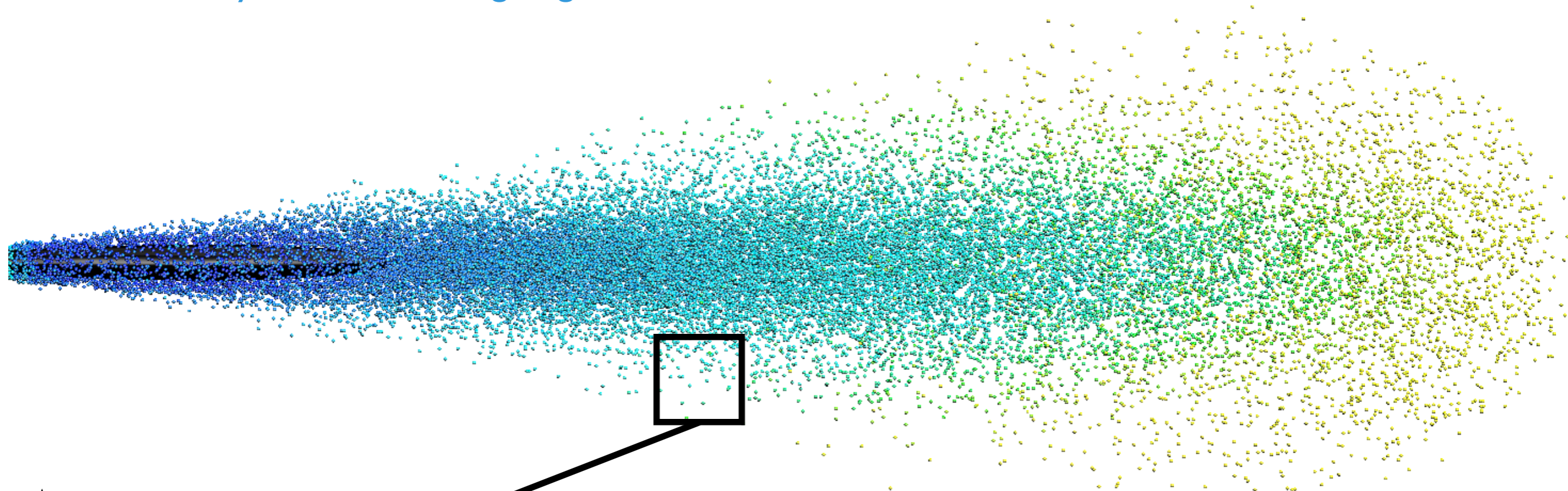
- + Conservatif à travers l'interface Euler/Lagrange
- + Indépendance au maillage
- Les équations de transport du modèle ELSA résolues dans tout le domaine de calcul

Approche Lagrange :

- + Distributions de taille et de vitesse des gouttes
- + Modèles de traînée
- Difficile à faire converger statistiquement

➡ Avantages de chaque méthode en zone diluée

Fermeture hybride Euler - Lagrange



I. Couplage Euler vers Lagrange (moyennes égales) :

$$\tilde{Y}_l^L = \frac{1}{\bar{\rho} V_{cell}} \sum_k \rho_l n_k \frac{\pi}{6} D_k^3 \quad n_k^+ = \varepsilon_n n_k$$

$$\bar{\Sigma}^L = \frac{1}{V_{cell}} \sum_k n_k \pi D_k^2 \quad D_k^+ = \varepsilon_D D_k$$

$$\varepsilon_n = \left(\frac{\tilde{Y}_l}{\tilde{Y}_l^L} \right)^2 \left(\frac{\bar{\Sigma}^L}{\bar{\Sigma}} \right)^3 \quad \varepsilon_D = \frac{\tilde{Y}_l}{\tilde{Y}_l^L} \frac{\bar{\Sigma}^L}{\bar{\Sigma}}$$

Fermeture hybride Euler - Lagrange

2. Couplage Lagrange vers Euler (exploitation de la dispersion autour de la moyenne Euler - Lagrange) :

$$\widetilde{u''_i y''_l} = \frac{1}{\sqrt{n_p}} \widetilde{u''_i y''_l}^E + \left(1 - \frac{1}{\sqrt{n_p}}\right) \widetilde{u''_i y''_l}^L$$

$$\widetilde{u''_i y''_l}^E = -\frac{\nu_t}{Sc_t} \frac{\partial \widetilde{Y}_l}{\partial x_i}$$

$$\widetilde{u''_i y''_l}^L = \widetilde{Y}_l^L \left(\overline{u_{\widetilde{Y}_l, i} |}_l - \widetilde{u}_i \right)$$

$$\overline{u_{\widetilde{Y}_l, i} |}_l = \frac{1}{V_{l,L}} \sum_k u_{l,i} n_k \frac{\pi}{6} D_k^3$$

$$\widetilde{u''_i \omega''} = \frac{1}{\sqrt{n_p}} \widetilde{u''_i \omega''}^E + \left(1 - \frac{1}{\sqrt{n_p}}\right) \widetilde{u''_i \omega''}^L$$

$$\widetilde{u''_i \omega''}^E = -\frac{\nu_t}{Sc_t} \frac{\partial \widetilde{\Omega}}{\partial x_i}$$

$$\widetilde{u''_i \omega''}^L = \widetilde{\Omega}^L \left(\overline{u_{\widetilde{\Omega}, i} |}_l - \widetilde{u}_i \right)$$

$$\overline{u_{\widetilde{\Omega}, i} |}_l = \frac{1}{S_{l,L}} \sum_k u_{l,i} n_k \pi D_k^2$$

- ➔ Pondération des effets de chacun des formalismes en fonction du nombre de particules par cellule
- ➔ Formulation eulérienne = formulation de référence si pas de particules présentes
- ➔ Prise en compte du phénomène de glissement entre phases via la distribution de taille de gouttes Euler - Lagrange et la loi de traînée

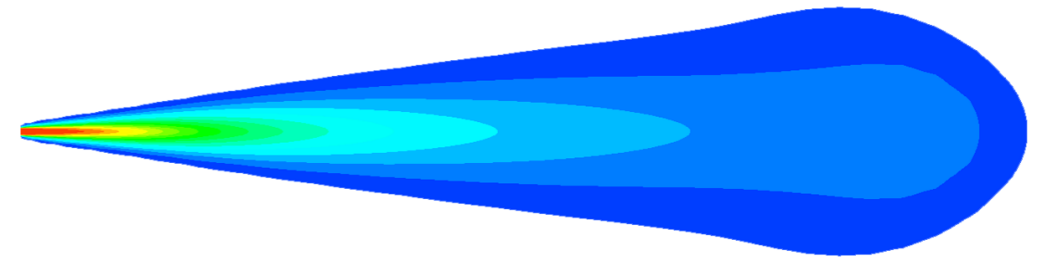
➔ Peu de différences avec une loi gradient pour la fermeture des flux turbulents dans un cas de spray Diesel sans vaporisation

➔ Pour des jets liquides haute vitesse, le flux axial de masse est dominé par la convection moyenne et les flux radiaux peuvent être assimilés à de la diffusion turbulente

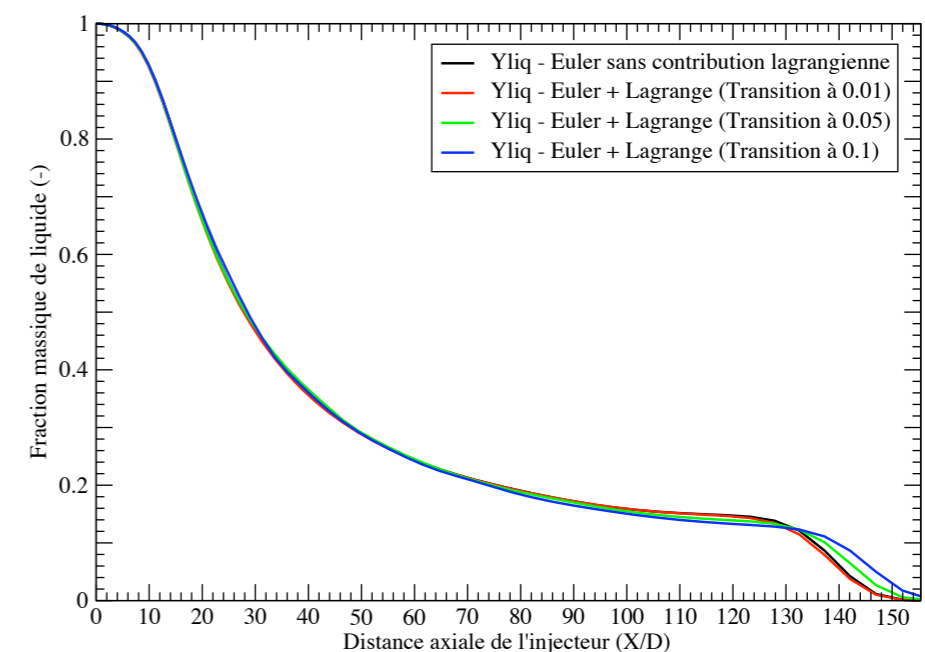
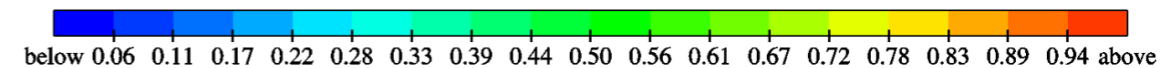
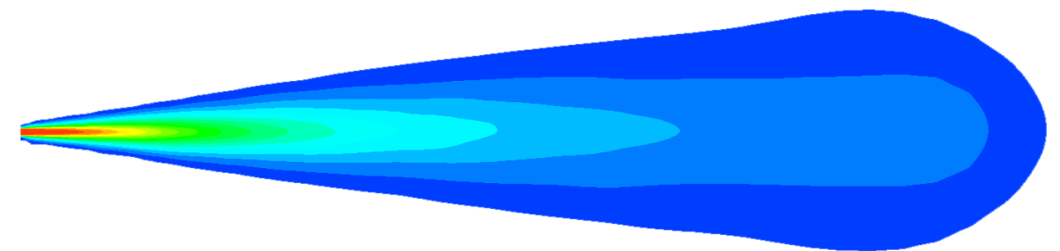
➔ Potentiel de variation intéressant et nécessitant d'être étudié dans d'autres configurations (vitesse d'injection plus faible, impact de jets aux parois, ...)

➔ Approche purement eulérienne par la suite

Sans couplage Lagrange



Avec couplage Lagrange



- Introduction et contexte d'étude
- Revue des modèles d'atomisation actuels
 - Résoudre l'équation de Williams
 - Les modèles lagrangiens de fractionnement primaire et secondaire
 - Les échanges thermique et massique entre les phases liquide et gaz
- Le modèle Euler - Lagrange pour les Sprays et l'Atomisation (ELSA)
 - Principes du modèle ELSA
 - Transport de la densité massique moyenne d'interface liquide/gaz
 - Fermeture des termes de flux turbulents
- Validations du modèle ELSA - Applications et Résultats
 - Comparaisons avec une Simulation Numérique Directe en zone dense
 - Comparaisons avec des pénétrations liquide et vapeur
 - Cas de sprays Diesel en combustion
- Conclusion générale et perspectives

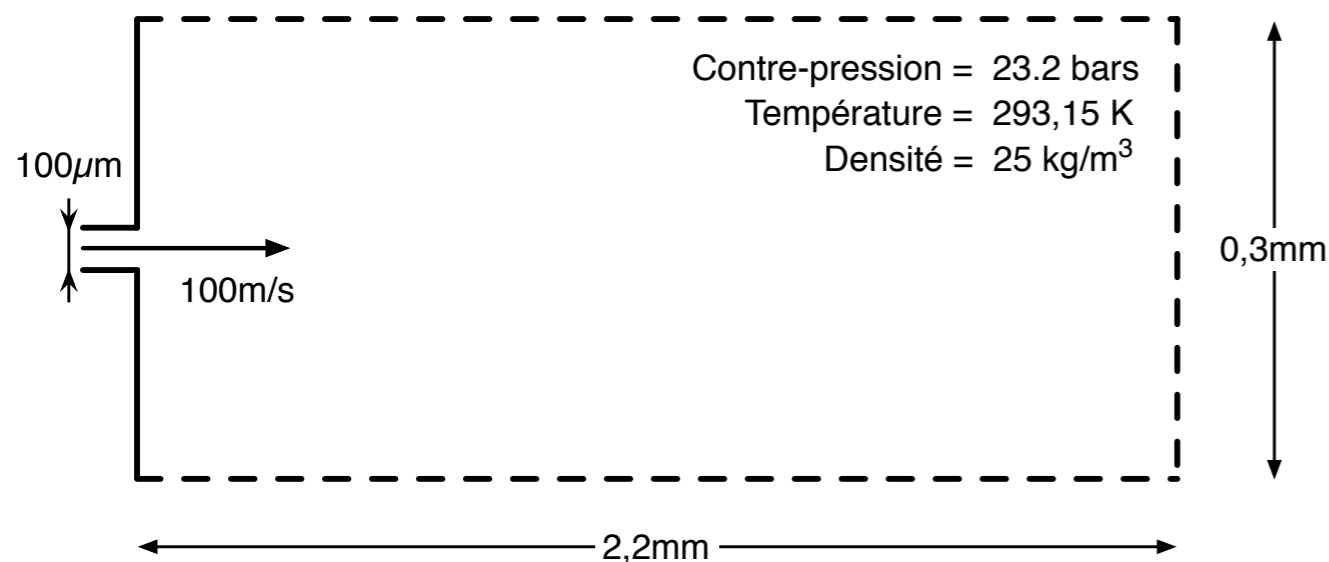
DNS d'un spray Diesel - Ménard et al. [2006-2007]

- Méthode Level Set [Sussman, 1997]
- Méthode VOF [Hirt, 1981]
- Couplage VOF/Level Set [Sussman, 2000]
- Navier Stokes diphasique [Tanguy, 2005]
- Méthode Ghost Fluid [Fedkiw, 1999]

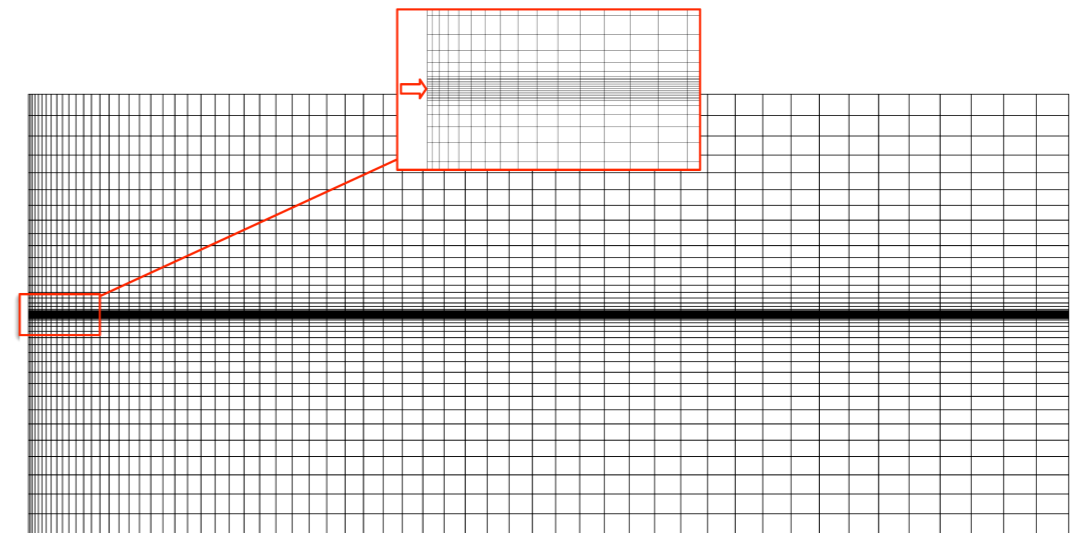
Conditions des calculs :

Diamètre injecteur (μm)	Vitesse d'injection (m/s)	Intensité turbulente I_t	Longueur turbulente L_t
100	100	5%	$0.1D_{inj}$

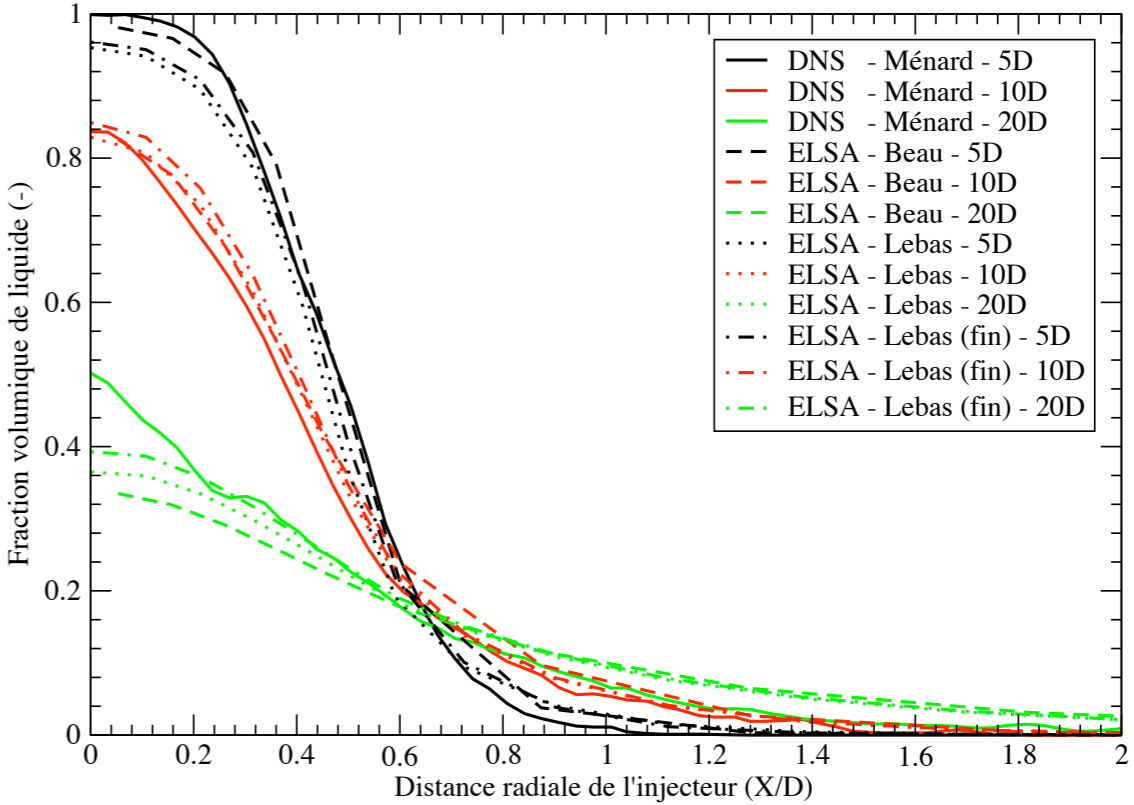
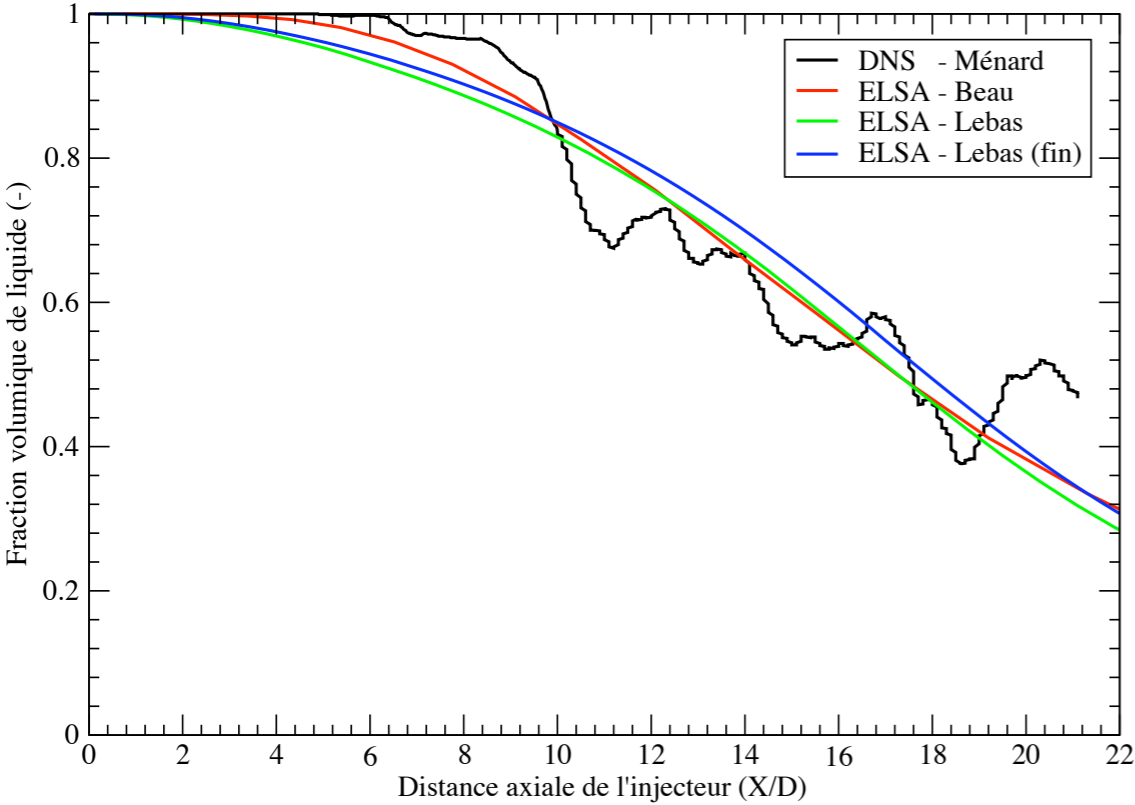
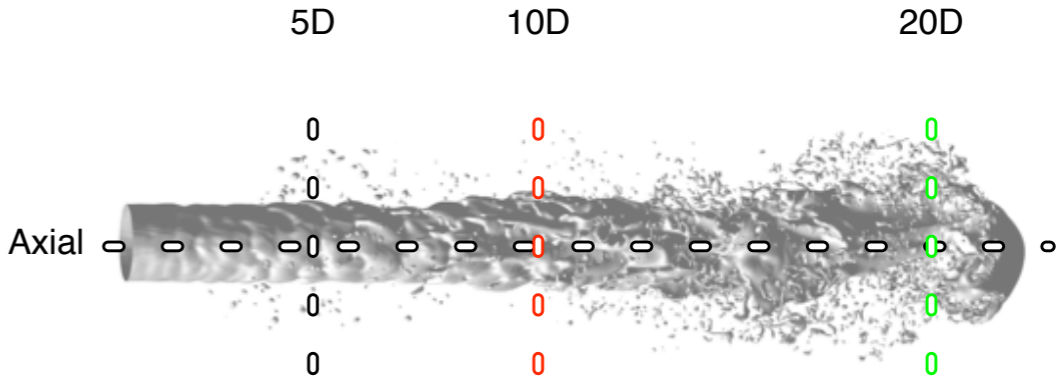
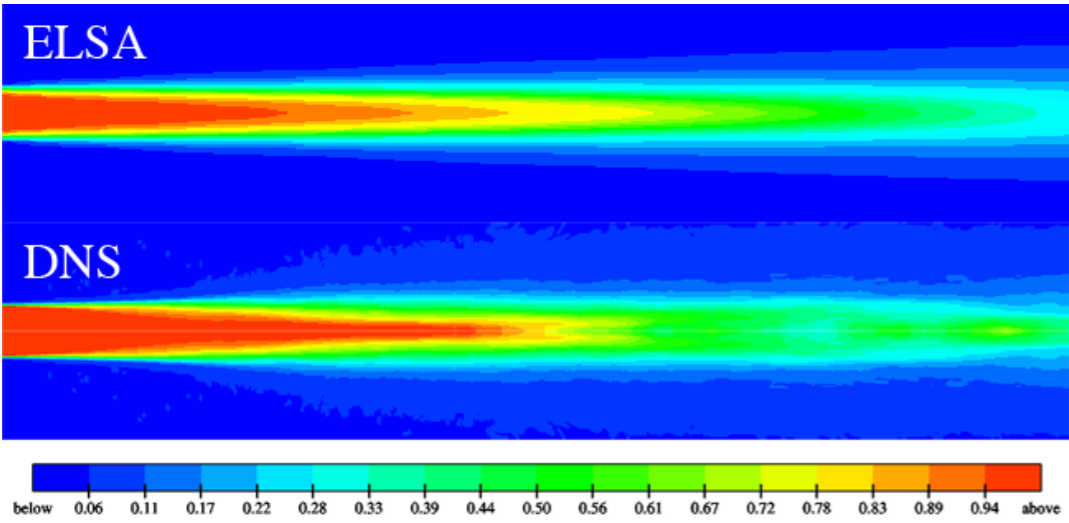
Densité liquide (kg/m^3)	Densité gaz (kg/m^3)	Tension de surface (N/m)	Température liquide (K)
696	25	0.06	$293.15K$

Maillages utilisés :

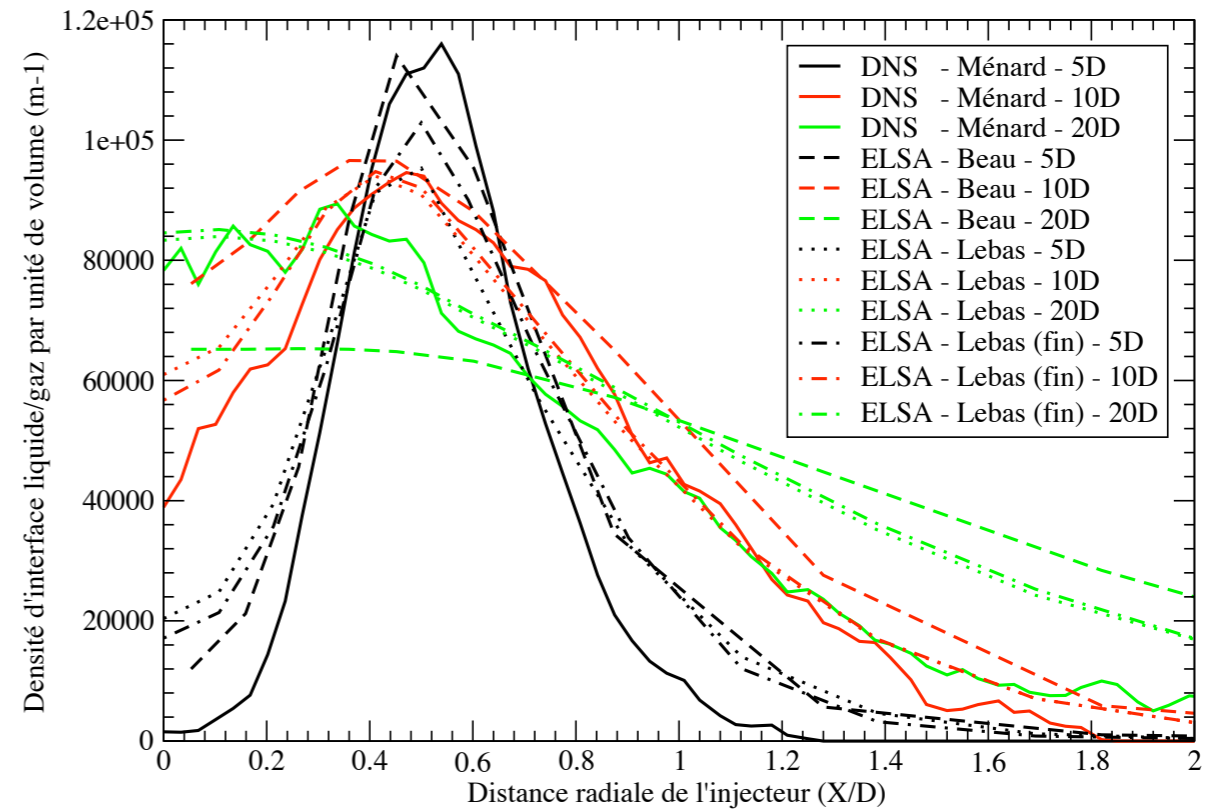
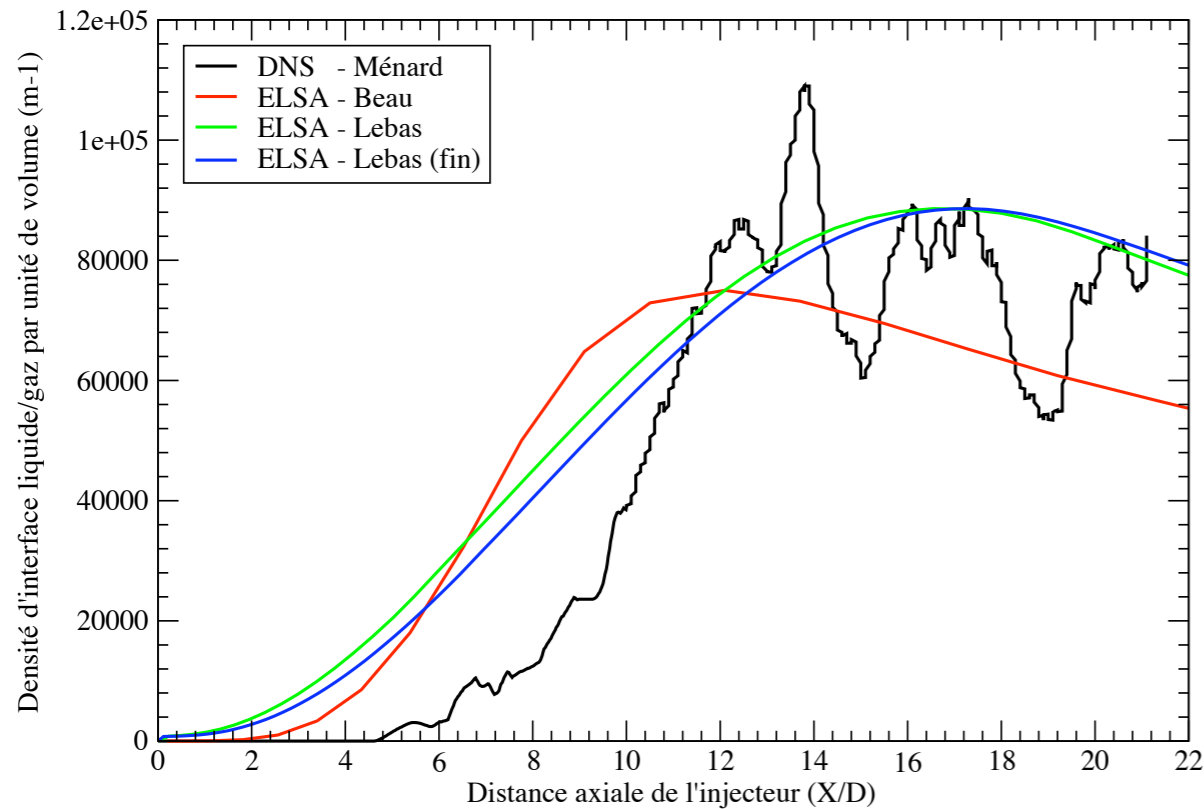
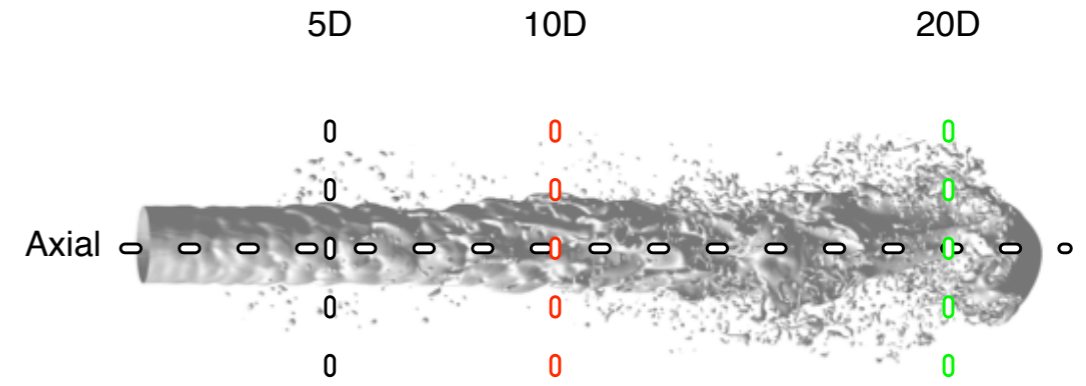
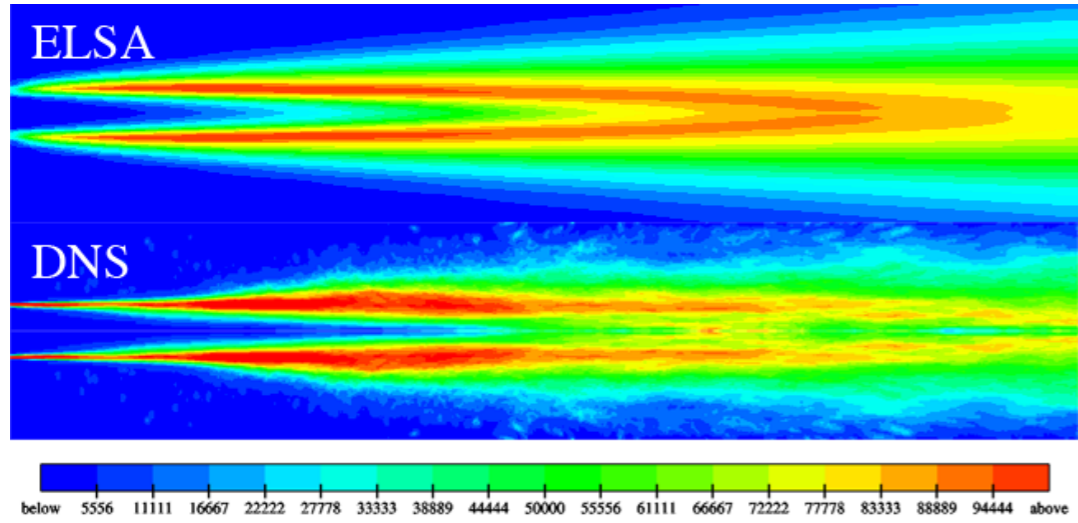
- Simulation Numérique Directe : 128 x 128 x 896
- RANS ELSA :
 - ✓ Maillage 1 "ELSA - Lebas" : 63 000
 - ✓ Maillage 2 "ELSA - Lebas (fin)" : 126 000



Comparaisons DNS/ELSA : fraction volumique moyenne de liquide



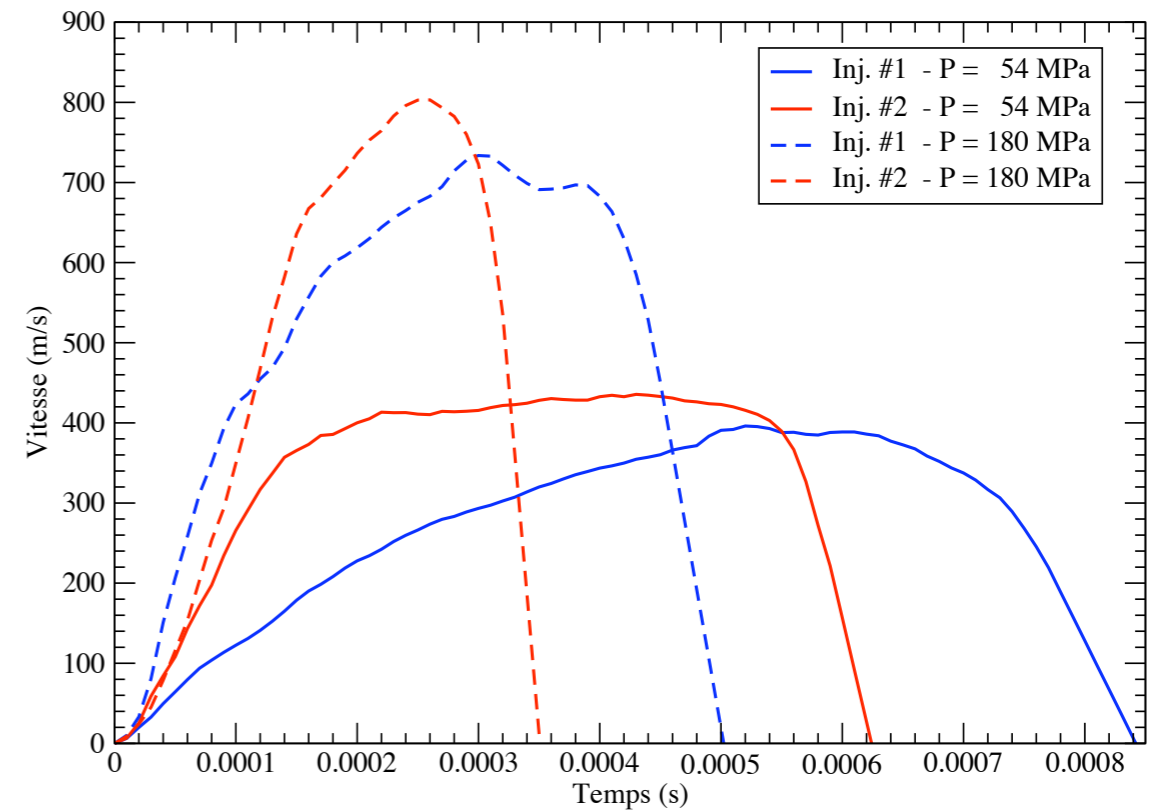
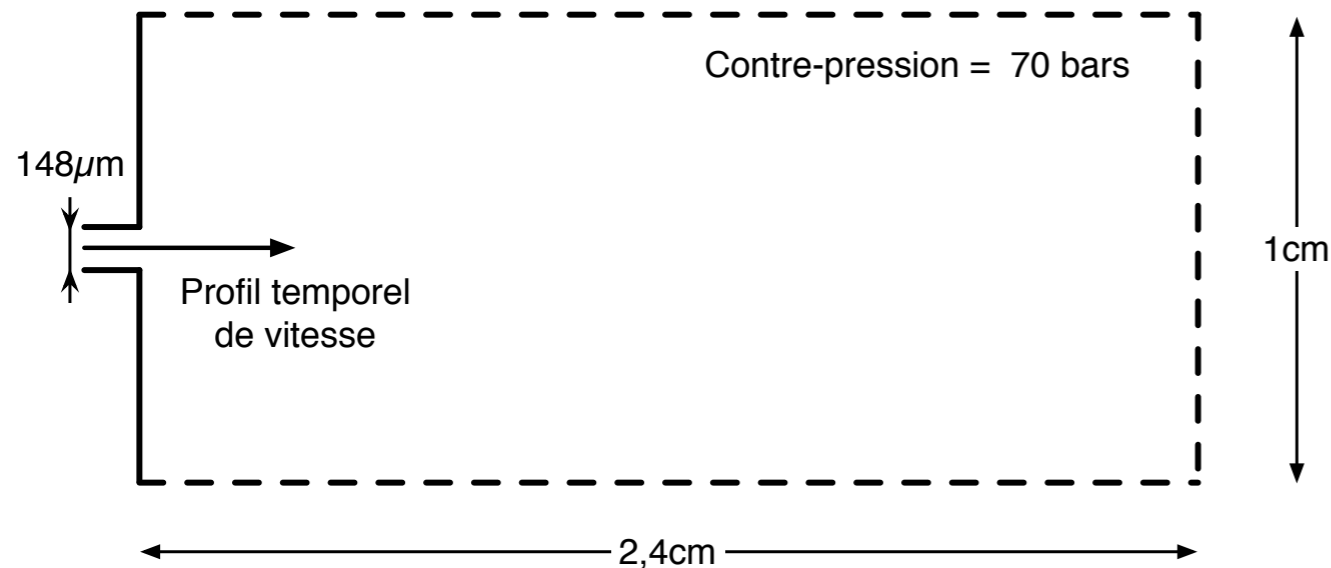
Comparaisons DNS/ELSA : densité moyenne d'interface liquide/gaz par unité de volume



Comparaisons avec des données expérimentales

- Base de données interne PSA Peugeot Citroën
- Mesures de pénétrations liquide et vapeur dans des configurations Diesel contemporaines

➔ Validation du modèle ELSA avec prise en compte des échanges thermique et massique



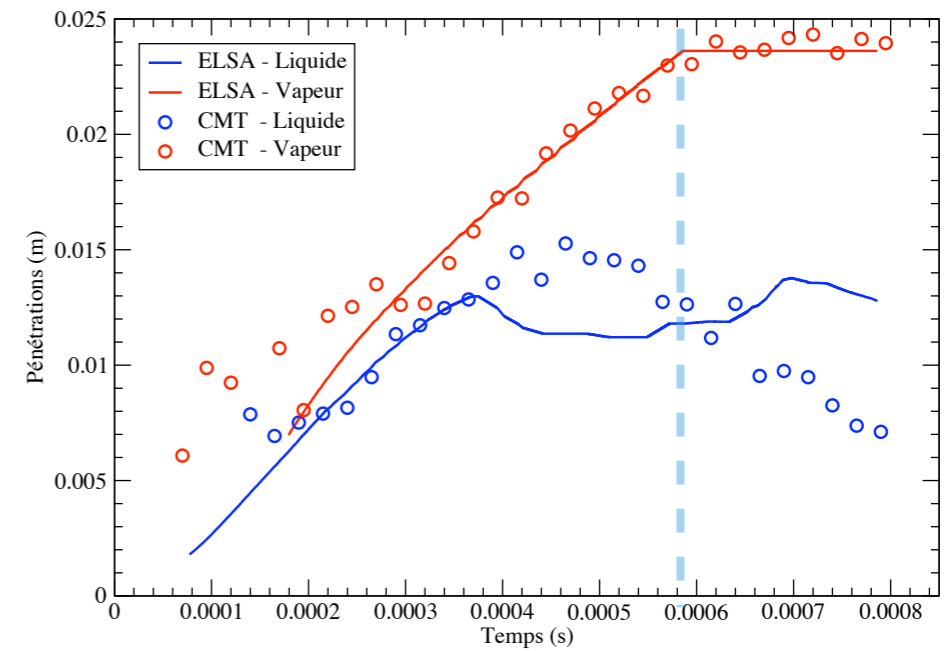
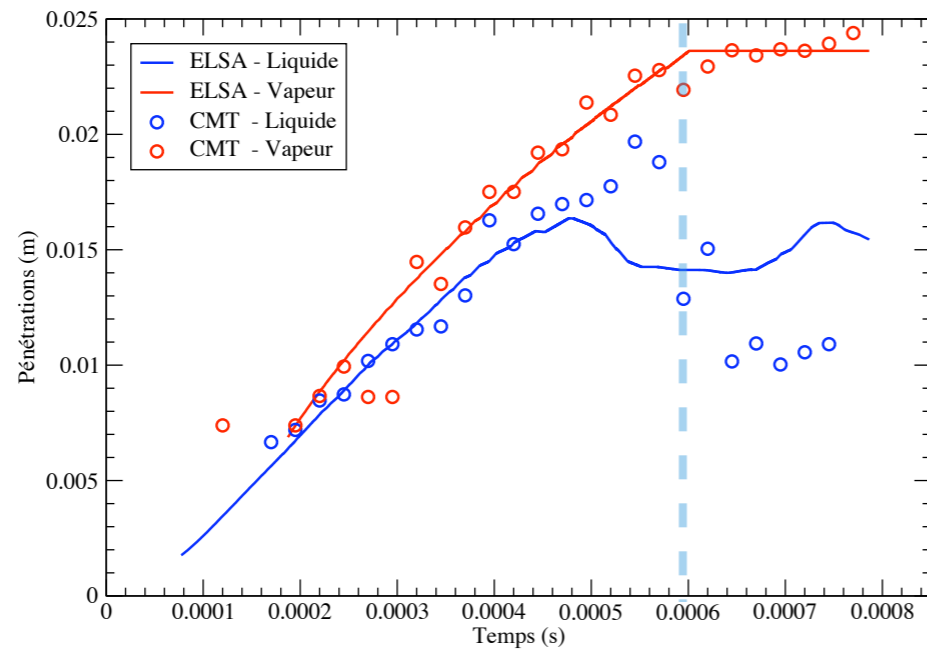
Injecteurs No	1	2
Pressions d'injection	54 MPa	180 MPa
Températures du gaz dans la chambre	790 K	935 K

Comparaisons avec l'injecteur No 1

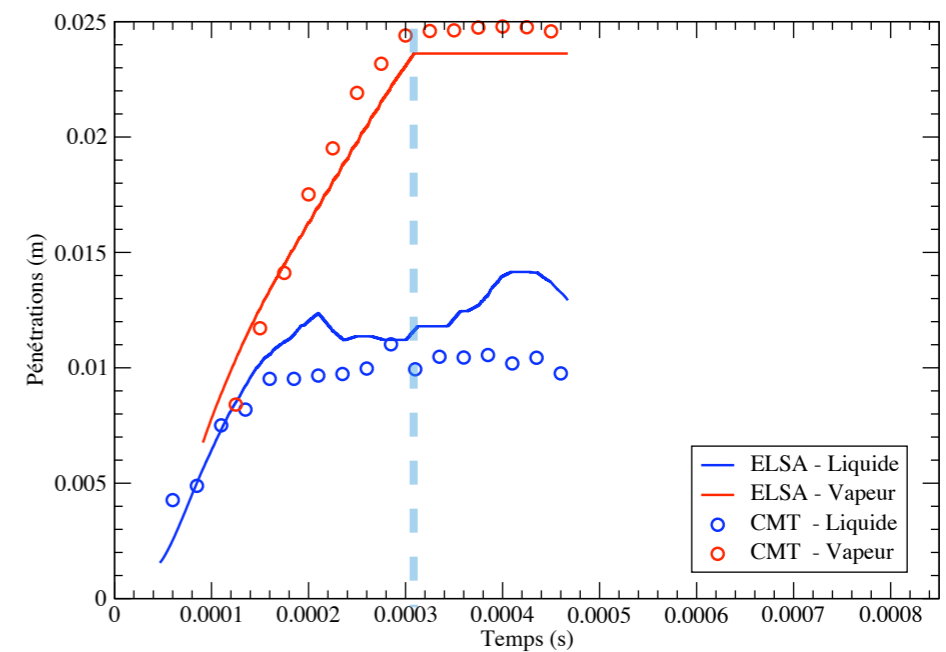
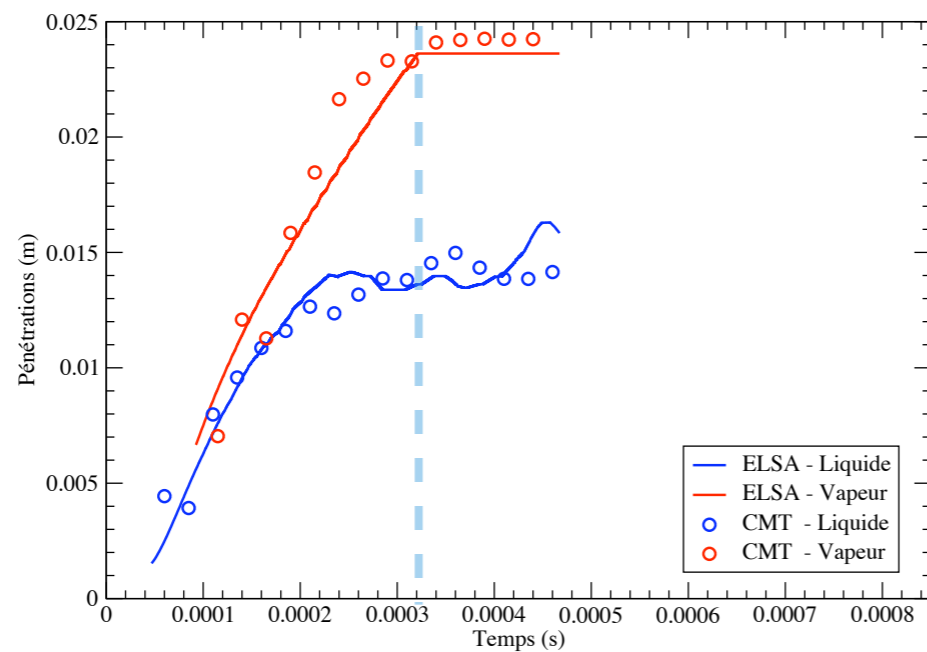
T=790K

T=935K

P=54MPa



P=180MPa

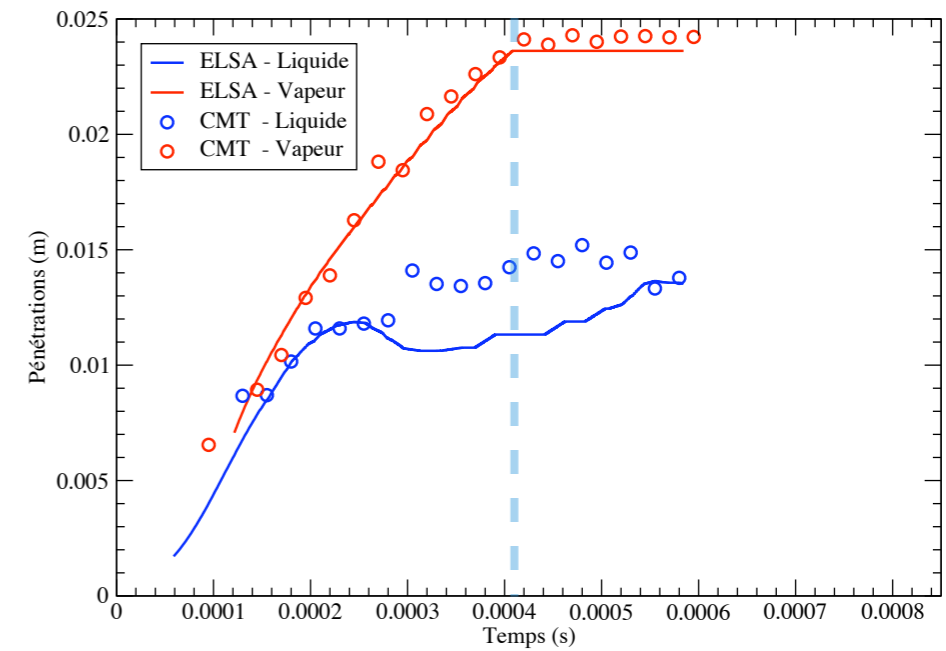
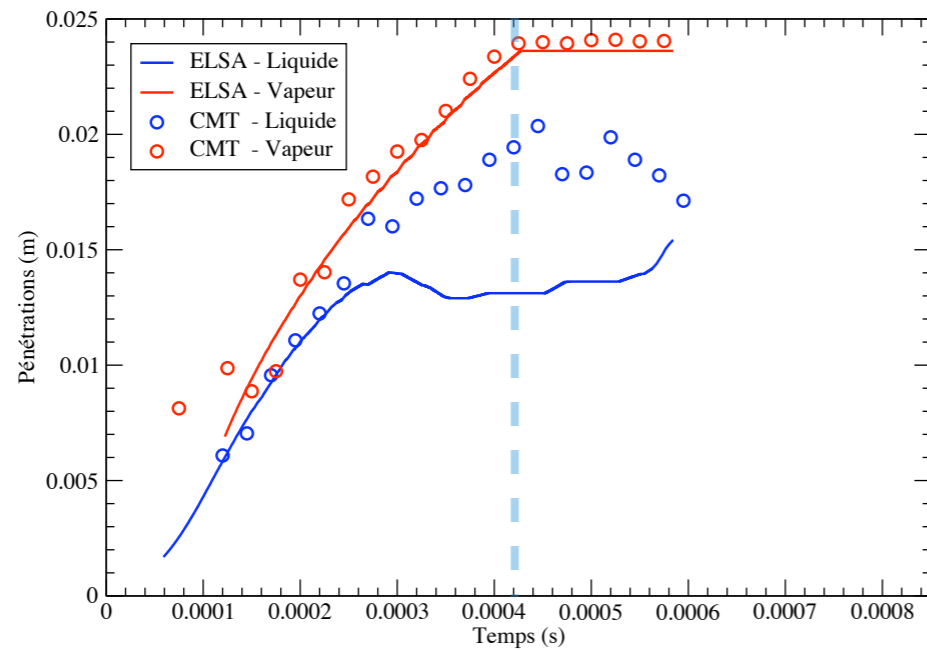


Comparaisons avec l'injecteur No 2

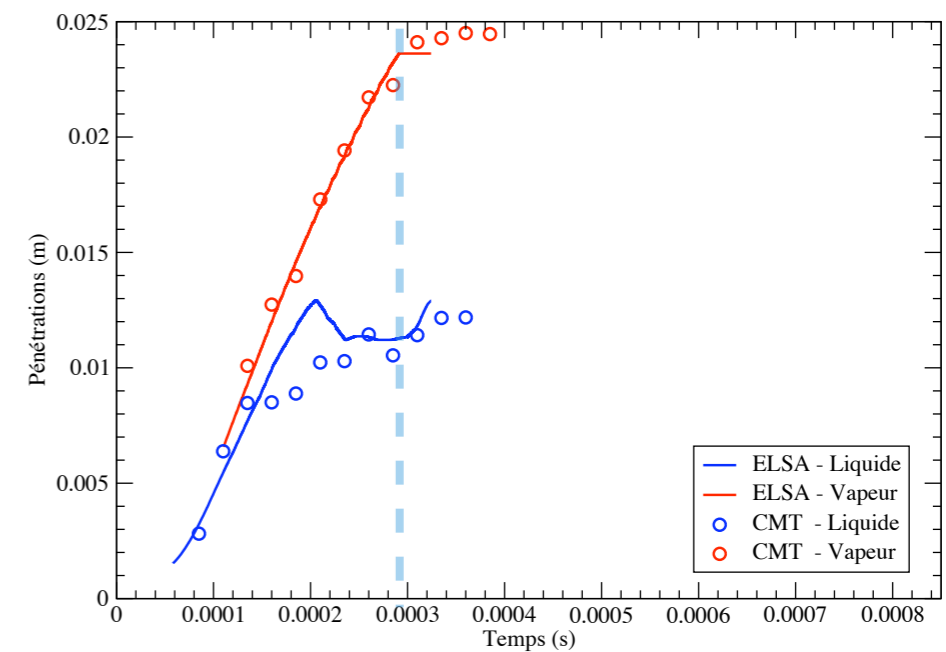
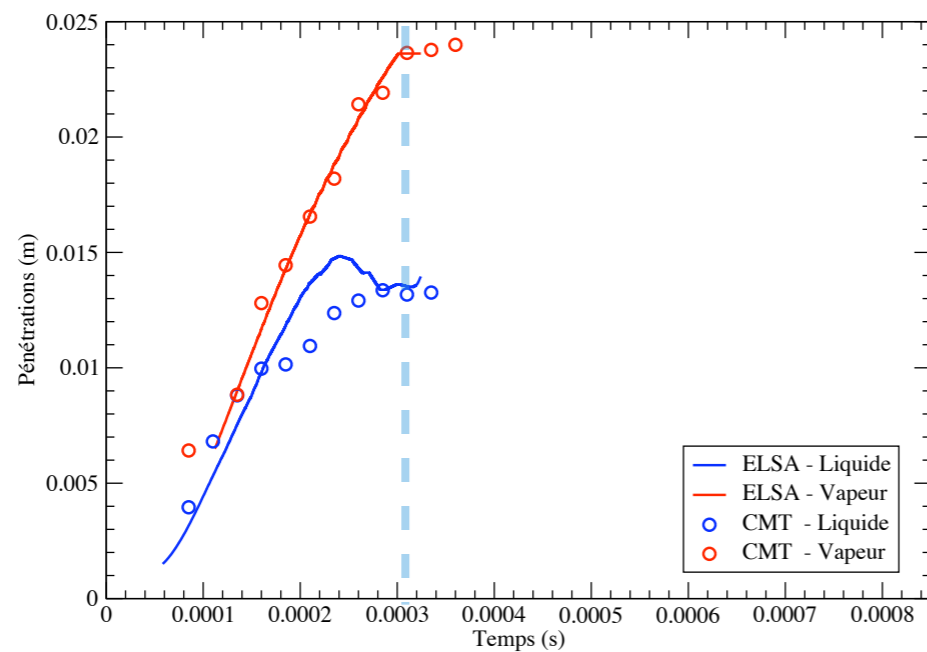
T=790K

T=935K

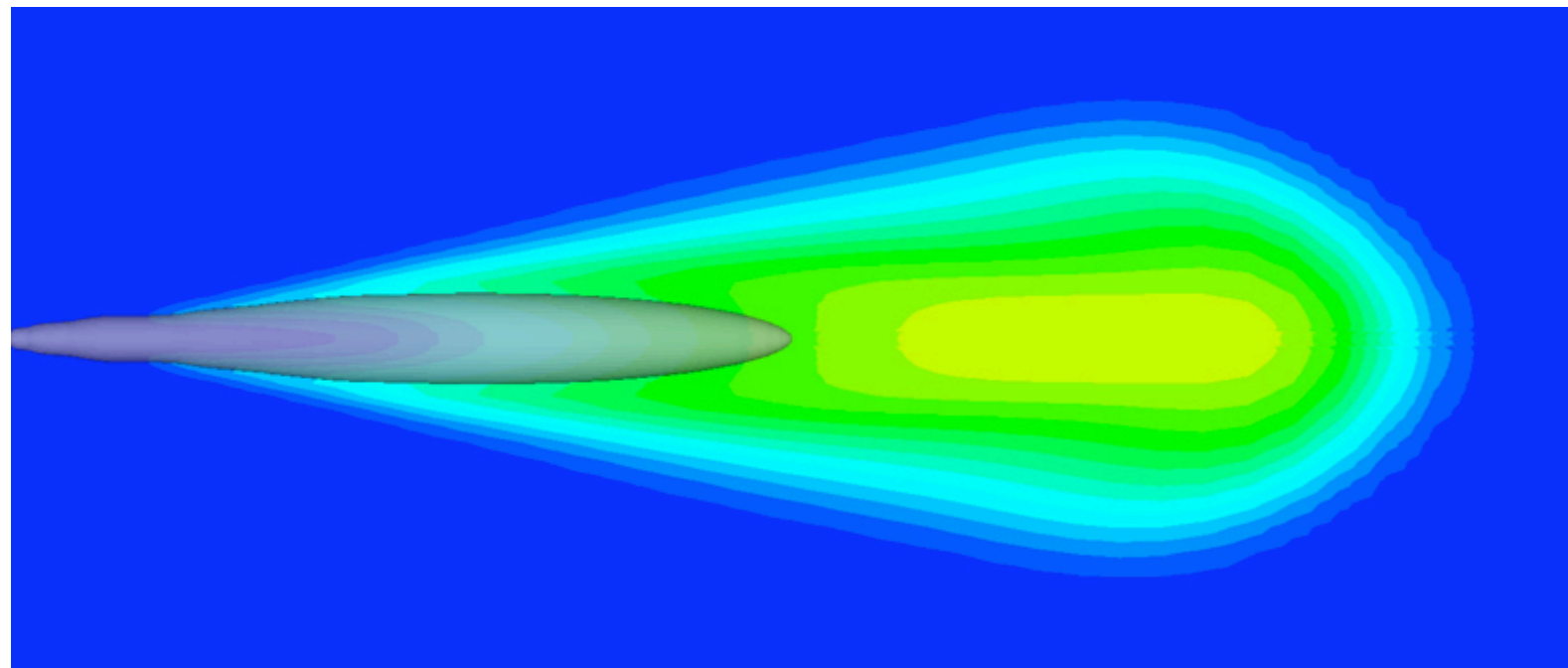
P=54MPa



P=180MPa

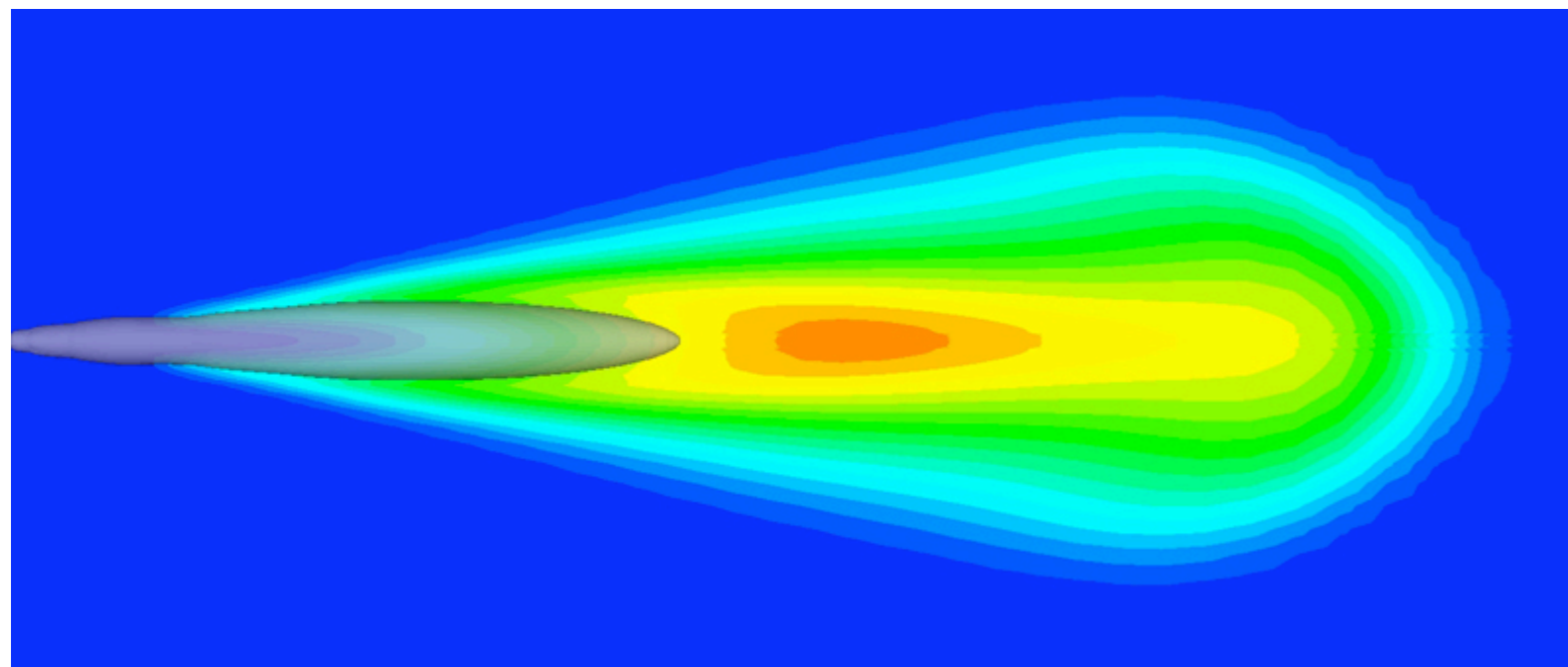


Dynamiques de sprays vaporisant - influence de la température du gaz sur le champ de richesse

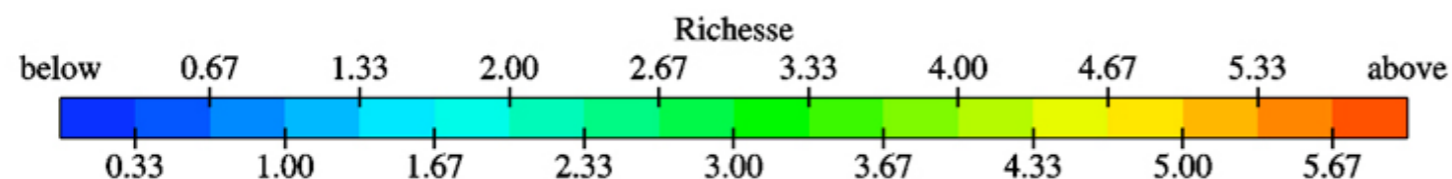


Pénétrations vapeur inchangées mais champs de richesse différents :

➔ Liquide chauffé plus rapidement avec une pression de vapeur saturante plus élevée = richesse locale plus importante



➔ Vaporisation plus efficace = diminution de la taille de la zone dense, donc une diminution de l'entraînement d'air et une richesse locale accrue



Conditions expérimentales du Sandia National Laboratory - Higgins et Siebers [2001]

Conditions stabilisées :

- Spray établi (6ms)
- Pression d'injection 138MPa
- Buse monotrou 180 μ m
- Cas de référence :
 - ✓ Température gaz 1000K
 - ✓ Densité gaz 14.8kg/m³

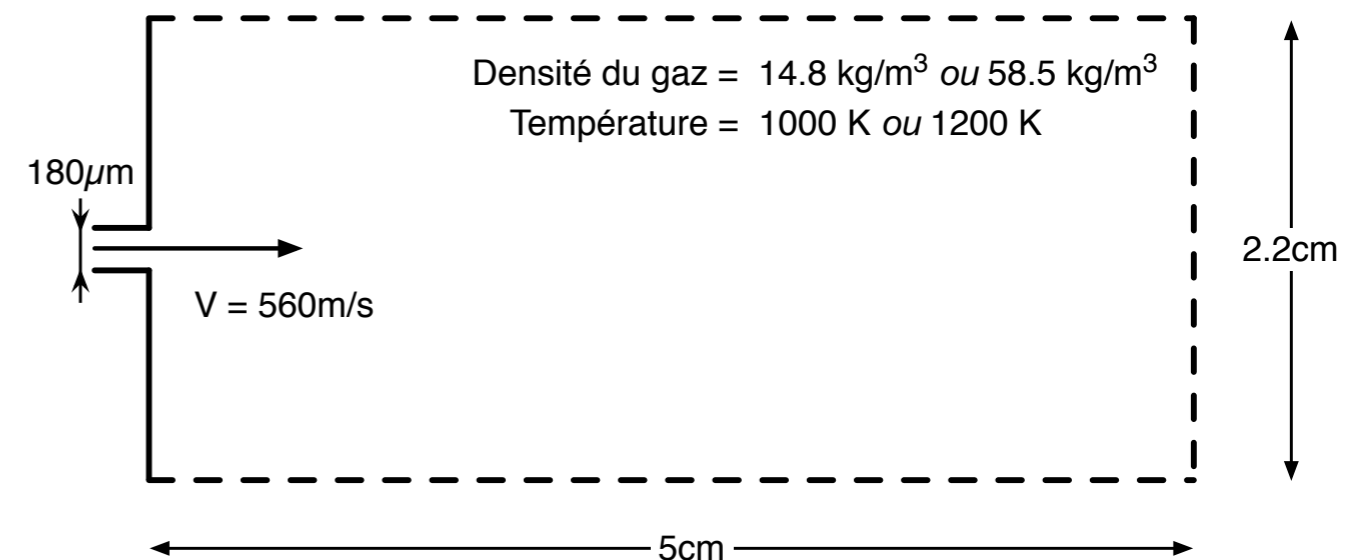
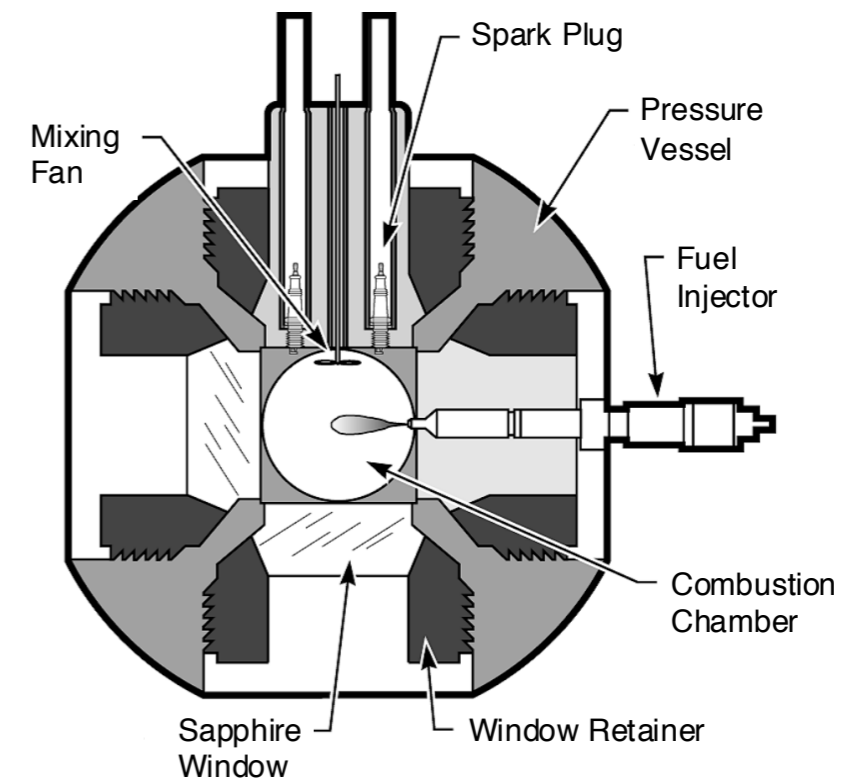
Deux variations des conditions :

- ➔ Température (1200K)
- ➔ Densité gaz (58.5kg/m³)

Comparaison des distances de *lift-off* entre le

➔ modèle et les résultats expérimentaux basés sur de la chimiluminescence OH (positionnement flamme)

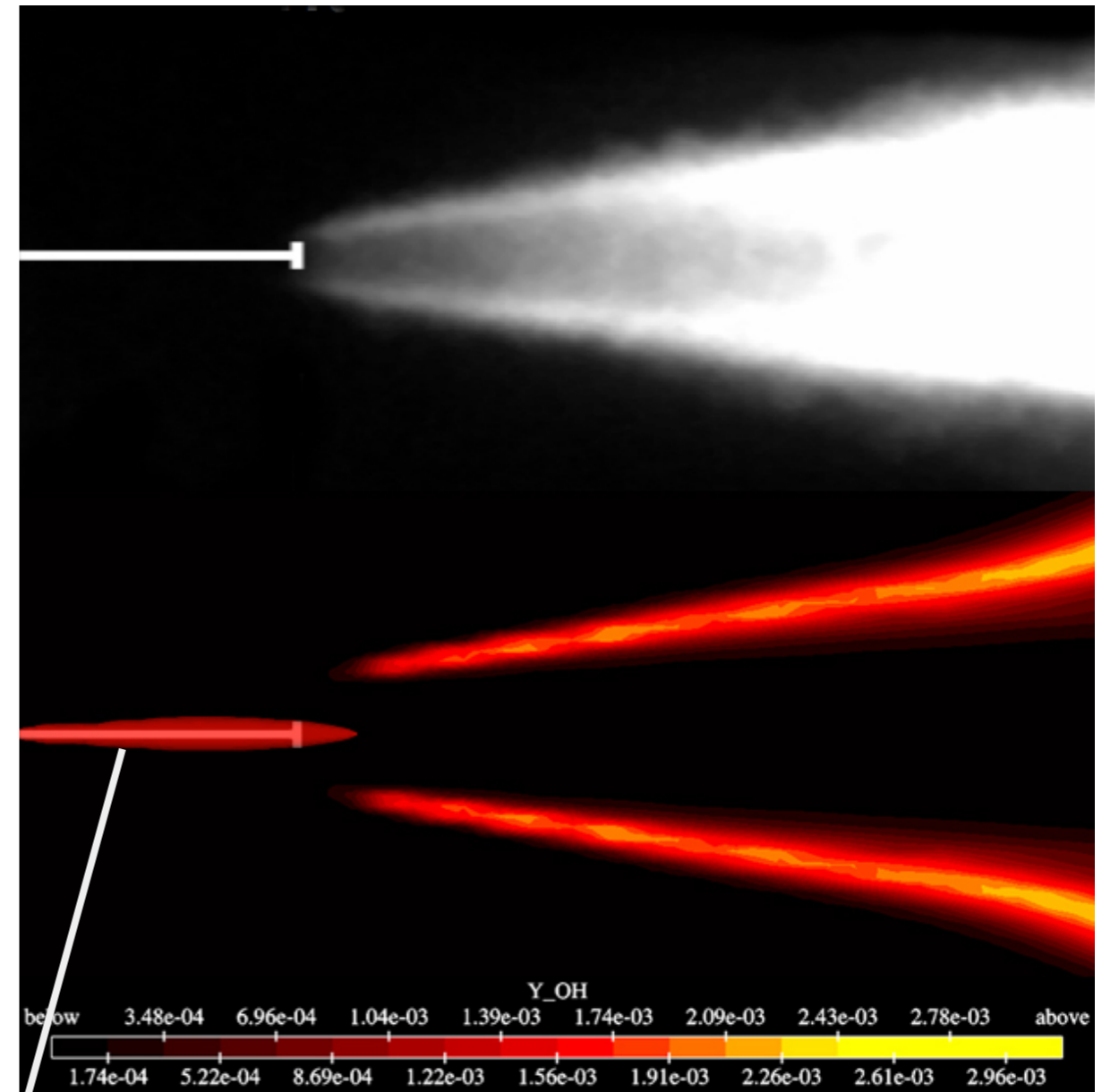
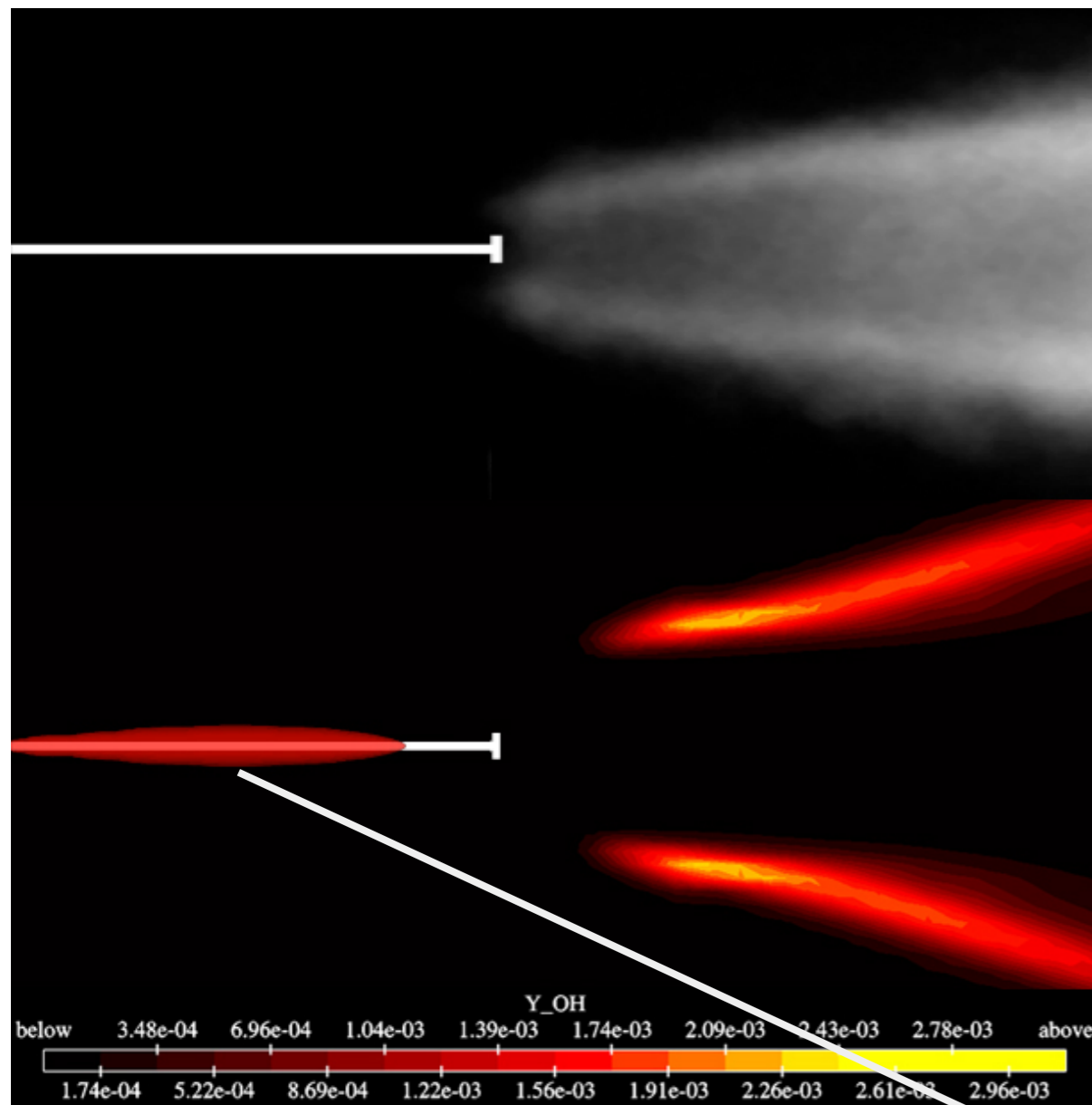
➔ Test de validité du couplage ELSA avec modèle de combustion ECFM-3Z - Colin et Benkenida [2004]



Variation de la température des gaz dans la chambre de combustion

$T_g = 1000K$

$T_g = 1200K$

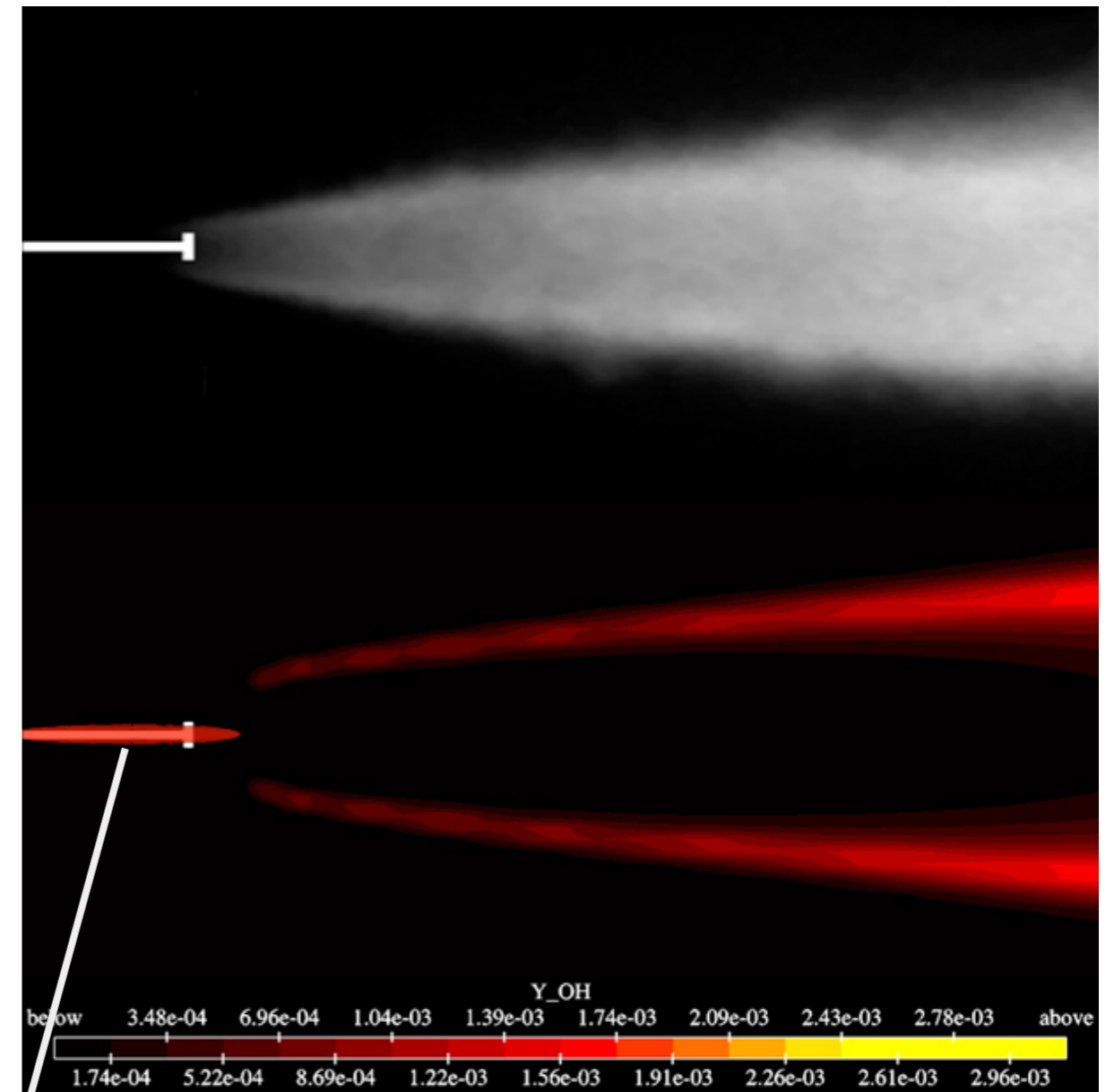
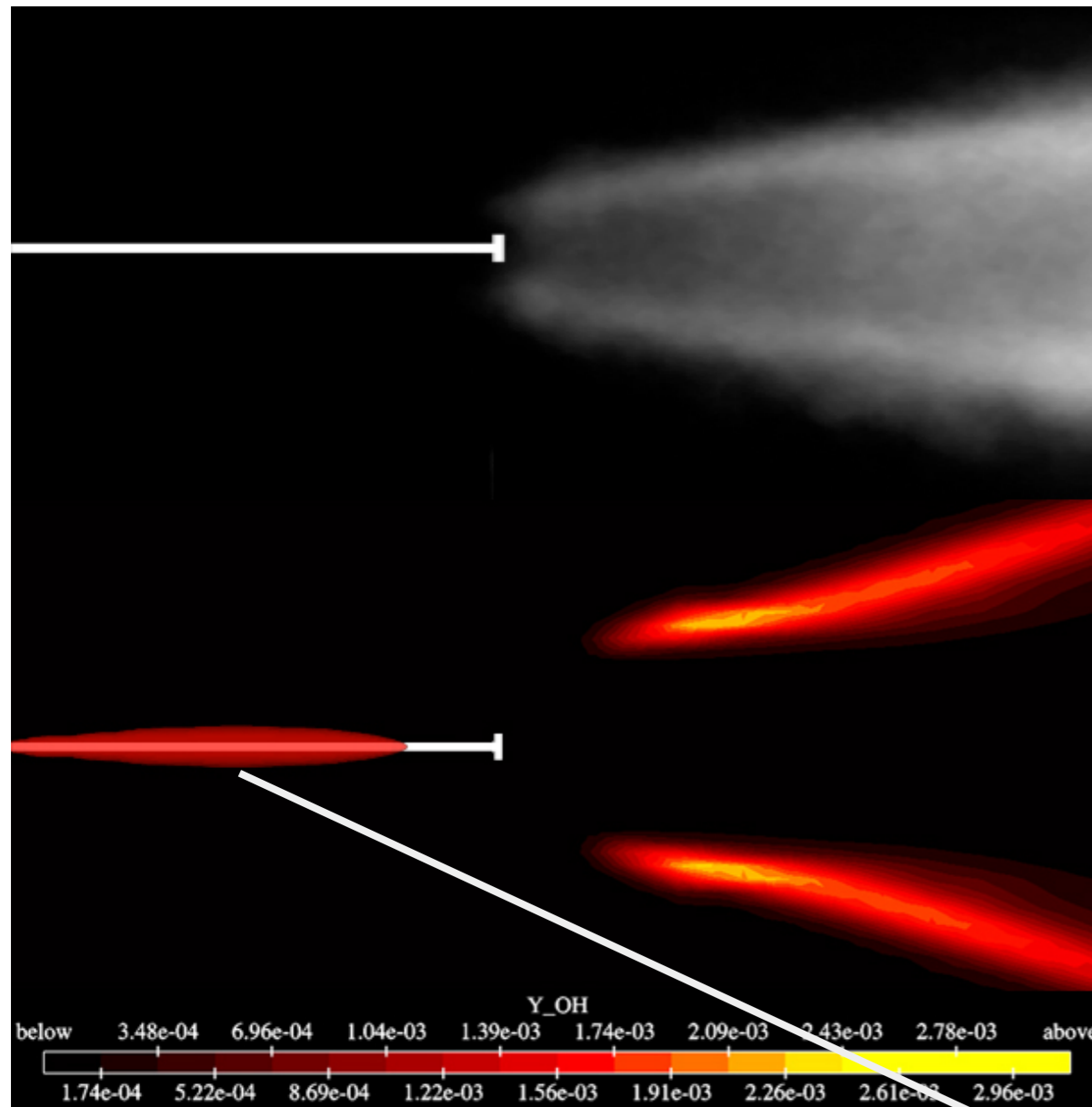


Spray liquide

Variation de la densité des gaz dans la chambre de combustion

$\rho_g = 14.8\text{kg/m}^3$

$\rho_g = 58.5\text{kg/m}^3$



Spray liquide

- Introduction et contexte d'étude
- Revue des modèles d'atomisation actuels
 - Résoudre l'équation de Williams
 - Les modèles lagrangiens de fractionnement primaire et secondaire
 - Les échanges thermique et massique entre les phases liquide et gaz
- Le modèle Euler - Lagrange pour les Sprays et l'Atomisation (ELSA)
 - Principes du modèle ELSA
 - Transport de la densité massique moyenne d'interface liquide/gaz
 - Fermeture des termes de flux turbulents
- Validations du modèle ELSA - Applications et Résultats
 - Comparaisons avec une Simulation Numérique Directe en zone dense
 - Comparaisons avec des pénétrations liquide et vapeur
 - Cas de sprays Diesel en combustion
- Conclusion générale et perspectives

- Objectifs de cette étude
 - Développer théoriquement un modèle d'atomisation de l'injection haute pression de type Diesel
 - Intégrer la modélisation des échanges thermique et massique
 - Implémenter l'ensemble dans le logiciel de CFD AVL Fire utilisé par PSA Peugeot Citroën
 - ➡ Le rendre compatible avec les modèles de combustion disponibles dans le code
- Le modèle Euler - Lagrange pour les Sprays et l'Atomisation (ELSA)
 - Reprise du travail initial de Vallet et Borghi [1999-2001]
 - Transport de la fraction massique moyenne de liquide
 - ➡ Prise en compte de la vaporisation (fraction massique de vapeur, enthalpie massique de liquide)
 - Proposition d'une équation de transport pour la densité massique moyenne d'interface liquide/gaz
 - ➡ Reprise des travaux de Beau *et al.* [2006] et améliorations :
 - Distinction entre les fermetures avec et sans hypothèse de phase dispersée introduite
 - Phénomènes physiques pris en compte : étirement et plissement turbulents, collisions/coalescences, rupture secondaire et vaporisation
 - Proposition d'une méthode de fermeture hybride Euler - Lagrange des flux turbulents
 - ➡ Introduction d'une distribution de taille de gouttes (effets de traînée et de glissement)

- Validation globale du modèle ELSA

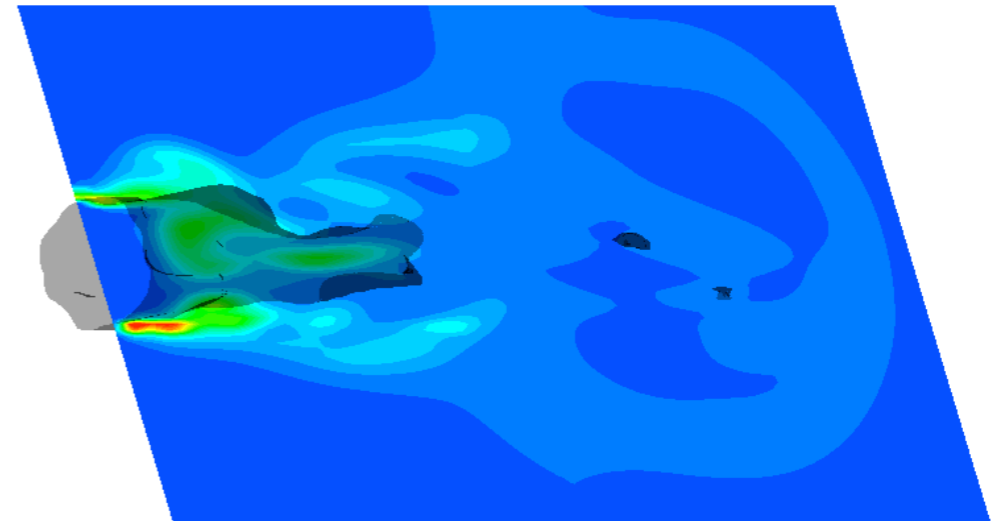
- En zone dense par des comparaisons avec une Simulation Numérique Directe
- De façon macroscopique par des comparaisons avec des mesures expérimentales :
 - ✓ Pénétrations liquide et vapeur pour des sprays vaporisant
 - ✓ Emissions OH pour un positionnement de flamme (combustion diphasique)

➔ Ensemble des validations effectuées sans modification de paramètres numériques

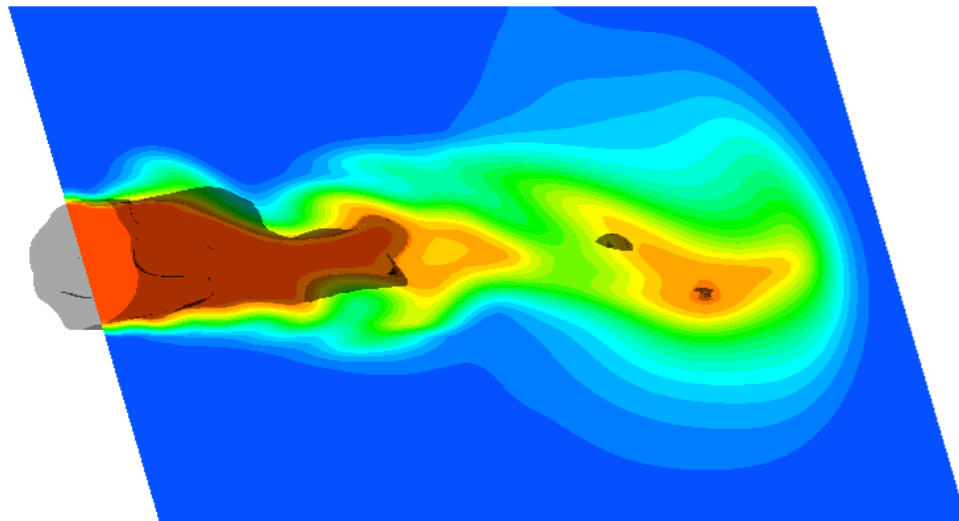
- Perspectives à cette étude

- Généraliser la méthode de fermeture hybride Euler - Lagrange
 - ➔ S'affranchir de certaines difficultés liées à l'impact des jets aux parois du piston ou aux interactions fortes entre jets (*Gautier Luret*)
- Intégrer le modèle ELSA dans un solveur basé sur un formalisme de Simulation aux Grandes Echelles (LES)
 - ➔ Inclure les effets de tension de surface (*Jérémy Chesnel*)

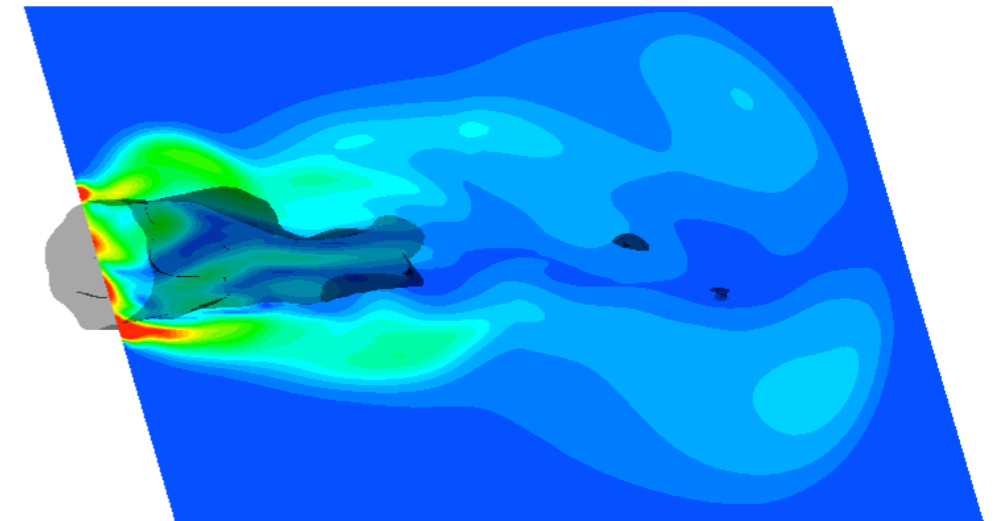
- Turbulence Homogène Isotrope :
 - 10% d'intensité turbulente
 - 20% du diamètre de l'injecteur en échelle de longueur turbulente
- Modèle de diffusion de type Smagorinsky



Densité d'interface liquide/gaz par unité de volume



Fraction volumique de liquide (iso-surface à 90%)



Vorticité