

Table des matières

Résumé	
Abstract	
ملخص	
Nomenclature	
Liste des figures	
Liste des tableaux	
Introduction générale.....	1

<p style="text-align: center;">Chapitre 1 Généralités et étude bibliographique</p>
--

Etude bibliographique.....	4
----------------------------	---

<p style="text-align: center;">Chapitre 2 Théorie général sur les écoulements des métaux liquides avec surface libre</p>
--

2.1 Introduction.....	24
2.2 Équations gouvernantes de la dynamique des fluides.....	24
a. Equation de continuité.....	24
b. Equation de quantité de mouvement.....	25
c. Equation de conservation d'énergie.....	25
2.3 Modélisation numérique d'écoulements à surface libre.....	26
2.3.1 Formulation des équations fondamentales à deux phases.....	27
2.3.1.1 Méthode MAC.....	27
2.3.1.2 Méthode VOF.....	28

a. Principe de la méthode VOF.....	28
b. Calculs équilibrés et transitoires de la méthode VOF.....	29
c. Equation de la fraction volumique.....	30
d. Interpolation près de l'interface.....	31
e. Propriétés des matériaux.....	34
2.4 Maillage dynamique.....	34
2.4.1 Introduction.....	34
2.4.2 Théorie.....	35
2.4.2.1 Méthodes de régénération du maillage dynamique.....	35
a. Maillage fin à base de ressort.....	35
b. Couches dynamiques.....	36
c. Remaillage local.....	37
2.4.2.2 Procédé de régénération de volume du maillage.....	40
2.5 Les fonctions UDFs.....	41
2.5.1 Définition.....	41
2.5.2 But des UDFs.....	42

<p style="text-align: center;">Chapitre 3 Position du problème</p>
--

3.1 Introduction.....	44
3.2 Position du problème.....	44
3.3 Equations gouvernantes.....	46
3.4. Conditions aux limites.....	48
3.5 Modèle numérique.....	48

Chapitre 4
Procédure de simulation numérique

4.1 Introduction..... 51

4.2 Procédure et étape de simulation numérique..... 52

 4.2.1 Dessin et génération du maillage par GAMBIT..... 52

 4.2.2 Préparation du calcul dans FLUENT.....54

Chapitre 5
Résultats et discussions

5.1 Introduction..... 65

5.2 Validation.....65

5.3 Résultats et discussions..... 66

 5.3.1 Etude dynamique..... 66

 5.3.1.1 Evolution du profil de la surface libre pour différentes accélérations.... 66

 a. Accélération pour $\alpha = 1,35$67

 b. Accélération pour $\alpha = 2,2$67

 c. Accélération pour $\alpha = 1,71$68

 5.3.1.2 Évolution de la vitesse pour différentes accélérations..... 69

 5.3.2 Etude dynamique et thermique..... 71

 5.3.2.1 Evolution du profil de la surface libre pour α optimale..... 71

 5.3.2.2 Évolution de la vitesse pour α optimale..... 72

 5.3.2.3 Évolution de la température pour α optimale..... 73

Conclusion générale..... 75

Références bibliographiques..... 78

Résumé

Dans l'industrie des métaux, le moulage mécanique sous pression (MMSP) prend de nos jours une place très importante, c'est l'une des techniques de fabrication utilisées dans la plupart des processus industriels. L'occlusion d'air provoquée par l'écoulement du métal liquide durant la phase lente d'injection est l'un des facteurs qui contribue au défaut de porosité dans le MMSP avec chambre froide horizontale. L'objectif de cette étude est d'analyser une loi d'accélération du piston afin de réduire au minimum l'occlusion d'air durant la phase lente d'injection, et de réduire ainsi la porosité dans les pièces fabriquées. Un modèle numérique tridimensionnel, basé sur les équations de la conservation de la masse, la quantité de mouvement et l'équation d'énergie, a été développé et employé pour simuler l'écoulement du métal liquide dans la chambre d'injection. Le suivi de la surface libre est assuré par la méthode **VOF**. Vu le déplacement du piston, la géométrie du domaine est variable et la résolution numérique utilise un maillage dynamique. Cette simulation est effectuée par le code de calcul « **FLUENT** ». Les quantités d'occlusion d'air pour différents profils de vitesses d'injection ont été étudiées. Les résultats prouvent qu'il existe une vitesse optimale du piston permettant de minimiser au maximum l'occlusion de gaz dans le cylindre d'injection.

Mots clés : machine à moulage mécanique sous pression, phase lente d'injection, loi d'accélération du piston, volume of fluid, surface libre, occlusion d'air.

Abstract

In the industry of metals, High-pressure die casting (HPDC) is one of the most important manufacturing processes. The air entrapment caused by the liquid metal flow in the slow shot phase of HPDC in a horizontal cold chamber is one of the factors that contribute to the porosity defect of die castings. The objective of this paper is to analyze a plunger acceleration law that is expected to minimize air entrapment in the slow shot phase, and thus to reduce porosity in manufactured parts. A three-dimensional numerical model, based on the equations conservation of the mass, conservation of the momentum and energy equation, was developed and used to simulate the metal in the injection chamber. The follow-up of the free surface is ensured by the **VOF** (Volume Of Fluid) method. Slight the displacement of the plunger, the geometry of the field is variable and the numerical resolution uses a dynamic mesh. This resolution is carried out by the **FLUENT** computer code. Gas entrapments of different slow shot velocity profiles were simulated and the results show that it exists a optimal plunger velocity allowed to minimize the maximum gas occlusion in the shot sleeve.

Key words : High-pressure die casting machine, slow shot phase, plunger acceleration law, volume of fluid, free surface, gas occlusion.

ملخص

في صناعة المعادن، القولية الميكانيكية تحت الضغط تأخذ مكانة مميزة في الوقت الحاضر، إنها واحدة من تقنيات التصنيع المستخدمة في معظم العمليات الصناعية. احتجاز الهواء الناجم عن تدفق المعدن السائل خلال مرحلة الضغط البطيئة في عملية القولية الميكانيكية تحت الضغط داخل اسطوانة الضغط الأفقية الباردة، هو واحد من العوامل التي تساهم في انسداد الهواء داخل المعدن.

الهدف من هذه الدراسة، هو إيجاد قانونا لتسارع المكبس لتقليل احتجاز الهواء داخل المعدن في مرحلة الضغط البطيئة و بذلك يتم تقليل المسامية داخل القطع المصنعة. النموذج الرقمي ثلاثي الأبعاد، يستند على معادلات انحفاظ الكتلة، انحفاظ كمية الحركة و معادلة الطاقة لمحاكاة المعدن السائل داخـت حجرة الضغط. إن تتبع السطح الحر يتم بواسطة طريقة الحجم السائل (VOF). نظرا لتحرك المكبس، فإن شكل الحدود يتغير و الحل الرقمي يستعمل طريقة الحلقات المتحركة. هذى النموذج الرقمي سيتم حله بواسطة الدليل الرقمي (فليوانت). إن كمية الهواء المحتجزة لمختلف سرعات الضغط البطيئة تم محاكاتها و النتائج المتحصل عليها تثبت أنه توجد سرعة مثالية للمكبس، حيث انه يقل بشكل كبير انسداد الهواء في اسطوانة الضغط.

الكلمة المفتاحية : القولية الميكانيكية تحت الضغط، قانون تسارع المكبس، مرحلة الضغط البطيئة، طريقة

الحجم السائل (VOF)، السطح الحر، انسداد الهواء.

Nomenclature

Symboles Latins

C_p : chaleur spécifique	$J.Kg^{-1}.K^{-1}$
f_{liq} : fraction liquide	
g_x, g_y et g_z : composants du champ gravitationnel suivant x, y et z	$m.s^{-2}$
H : diamètre du cylindre d'injection	cm
h_0 : hauteur initiale du métal liquide	cm
L : longueur du cylindre d'injection	cm
L_0 : diamètre de l'orifice de refoulement	cm
L_s : chaleur latente de fusion	$J.Kg^{-1}$
p : pression	Pa
S : terme source spécifiques au changement de phase	
T : température	K
t : variable du temps	s
t_h : le temps ou le métal fondu atteint le haut du cylindre d'injection	s
U_g : composante de la vitesse de la grille	$m.s^{-1}$
U_p : vitesse du piston	$m.s^{-1}$
u : vitesse suivant x	$m.s^{-1}$
v : vitesse suivant y	$m.s^{-1}$
w : vitesse suivant z	$m.s^{-1}$
x, y, z : coordonnées cartésiennes	

Symboles Grecs

α, β : constantes réelles positives

$\tau_{xx}, \tau_{yy}, \tau_{zz}$: contraintes visqueuses normales N.m⁻²

$\tau_{yx}, \tau_{yz}, \tau_{zx}$: contraintes visqueuses tangentielles N.m⁻²

ρ : masse volumique Kg.m⁻³

ρ_0 : masse volumique de référence Kg.m⁻³

μ : viscosité dynamique Kg. m⁻¹.s⁻¹

λ : conductivité thermique W.m⁻¹.K⁻¹

Δt : pas de temps s

ε : le taux de remplissage du cylindre d'injection %

Indices

Al : aluminium

air : air

sol : solide

liq : liquide

ref : référence

Liste des figures

Fig.1.1. Machine de moulage mécanique sous pression avec chambre chaude.....	5
Fig.1.2. Machine de moulage mécanique sous pression avec chambre froide.....	6
Fig.1.3. Cycle de fonctionnement d'une MMSP avec chambre froid.....	7
Fig.1.4. Fig. 4.1. Cylindre d'injection horizontale d'une machine de MMSP :	
(a) phase du déplacement lent du piston ;	
(b) phase du déplacement rapide du piston.....	8
Fig.1.5. Les conditions qui tendent à augmenter l'emprisonnement d'air :	
(a) la vitesse du piston supérieure à la vitesse optimale ;	
(b) la vitesse du piston inférieure à la vitesse optimale.....	9
Fig.1.6. Evolution du profil de la surface libre obtenue à l'aide d'une loi d'accélération du piston.....	10
Fig.1.7. L'évolution de la fraction volumique dans le temps pour une petite vitesse du piston.....	11
Fig.1.8. L'évolution de la fraction volumique dans le temps pour une grande vitesse du piston.....	11
Fig.1.9. L'évolution de la fraction volumique dans le temps pour une vitesse optimale du piston.....	12
Fig.1.10. Profile de mouvement du piston.....	13
Fig.1.11. Première vitesse du piston qui provoque la création de la vague superficiel.....	13
Fig.1.12. Deuxième vitesse du piston qui provoque l'éclaboussure.....	14

Fig.1.13. Occlusion d'une grande quantité d'air formé à l'intérieur des deux vagues.....	14
Fig.1.14. Profile de mouvement du piston avec deux accélérations constantes.....	14
Fig.1.15. L'évolution surfacique de la vague lorsque le piston se déplace avec deux accélérations constantes.....	15
Fig.1.16. L'évolution de la fraction volumique dans le temps :	
(A) (A') en 3D, (B) (B') en 2D.....	15
Fig.1.17. Illustration schématique de la propagation surfacique de la vague :	
(a) : quand le piston se déplace lentement ;	
(b) : ressaut hydraulique provoqué par le déassement rapide du piston.....	17
Fig.1.18. L'écoulement du métal fondu dans le cylindre d'injection et le système de coordonnées.....	18
Fig.1.19. L'évolution tridimensionnel de la fraction volumique dans le temps durant la phase lente d'injection du métal.....	19
Fig.1.20. l'évolution du profil de la vague dans le temps :	
a), b), c) : aluminium liquide,	
a'), b'), c') : liquide de grande viscosité.....	21
Fig.1.21. L'évolution de l'écoulement du métal fondu au cours de remplissage d'aluminium liquide.....	21
Fig.2.1. Méthode MAC.....	27
Fig.2.2. Méthode VOF.....	29
Fig.2.3. Différentes formes de l'interface pour le calcul VOF.....	32
Fig. 2.4. Maillage à base de ressort, Nœuds: au début.....	36

Fig. 2.5. Maillage à base de ressort, Nœuds : à la fin.....	36
Fig. 2.6. Les couches dynamiques.....	37
Fig. 2.7. Remaillage à une frontière déformante.....	38
Fig. 2.8. Cylindre en expansion avant le remaillage local des faces.....	39
Fig. 2.9. Cylindre en expansion après le remaillage local des faces.....	39
Fig.3.1. Représentation schématique du système d'injection d'une MMSP avec la chambre froide horizontale.....	44
Fig.3.2. Représentation schématique du problème et le système de coordonnées.....	45
Fig. 4.1. Création de la géométrie.....	53
Fig. 4.2. Maillage mixte du volume : Hex-wedge et Tet-hybrid.....	53
Fig.4.3. Les condition aux limites numériques.....	54
Fig. 4.4. Fenêtre d'exportation du maillage.....	54
Fig. 4.5. Version 3ddp de démarrage du Fluent.....	55
Fig. 4.6. Définition de l'échelle du modèle.....	55
Fig. 4.7. Définition du modèle du solveur.....	56
Fig. 4.8. Définition de la méthode multi-phase VOF.....	56
Fig.4.9. Définition du modèle de solidification.....	57
Fig. 4.10. Définition des propriétés des matériaux.....	57
Fig. 4.11. Définition des noms des phases.....	58
Fig. 4.12. Définition des conditions de fonctionnement.....	58
Fig.4.13. définition des conditions aux limites sur les parois du cylindre d'injection..	59
Fig.4.14. définition des conditions aux limites à L'orifice de refoulement (pression de sortie).....	59

Fig. 4.15. Définition des conditions de fonctionnement.....	60
Fig. 4.16. Définition des paramètres du maillage dynamique.....	60
Fig. 4.17. Définir les paramètres de la solution.....	61
Fig. 4.19. Adaptation de la géométrie.....	62
Fig. 4.20. Définition de la région du métal liquide dans le cylindre d'injection.....	62
Fig. 4.21. Chargement du niveau initial du métal liquide.....	63
Fig. 4.22. Choix des nombre des itérations.....	63
Fig.5.1. Comparaison entre les résultats numériques des profils de la surface libre à différent instants dans le cylindre d'injection (approximation shallow-water, PHOENICS et FLUENT).....	65
Fig.5.2. Profile de vitesse du piston avec différents valeurs du paramètre d'accélération α	66
Fig. 5.3. Evolution du profile de la surface libre dans le temps pour $\alpha = 1,35$	67
Fig. 5.4. Evolution du profile de la surface libre dans le temps pour $\alpha = 2,2$	67
Fig. 5.5. Evolution du profile de la surface libre dans le temps pour $\alpha = 1,71$	68
Fig. 5.6. Evolution de la vitesse dans le temps pour $\alpha = 1,35$	69
Fig. 5.7. Evolution de la vitesse dans le temps pour $\alpha = 1,71$	69
Fig. 5.8. Evolution de la vitesse dans le temps pour $\alpha = 2,2$	69
Fig. 5.9. Effet de la température sur évolution du profile de la surface libre dans le temps pour α optimale.....	71
Fig. 5.10. Effet de la température sur évolution de la vitesse dans le temps pour α optimale.....	72
Fig. 5.11. Evolution de la température dans le temps pour α optimale.....	73

Liste des tableaux

Tableau. 1.1. Logiciels de simulation utilisés en fonderie.....	22
Tableau. 3.1. Paramètres du modèle.....	45
Tableau. 3.2. Propriété de l'aluminium pur.....	45
Tableau.3.3. Propriété de l'air.....	46
Tableau. 4.1. Tableau des Facteurs de Sous-Relaxation.....	61



Introduction

Introduction

Le processus de MMSP (moulage mécanique sous pression) présente de nombreux avantages tels que la production rationnelle de pièces en grandes séries à côtes finies et à tolérances serrées avec un état de surface de haute qualité. Malheureusement, cette technique possède aussi des inconvénients. Dans le processus de MMSP existe un certain nombre de paramètres, lorsqu'elles sont bien déterminées et ajustés, entraîne une amélioration de la qualité des pièces moulées. Le défaut le plus commun dans les pièces fabriquées par le processus de MMSP est la porosité interne. L'une des principales causes est l'air emprisonné dans le métal liquide pendant les deux premières phases de remplissage du processus de MMSP. La porosité interne peut également apparaître sous la forme d'un rétrécissement, en raison de la solidification prématurée du métal. Normalement, les principales variables contrôlées sont la température du moule, le volume du dosage, les vitesses lentes et rapides, les points de commutation, les pressions d'injection, ainsi que la qualité métallurgique, la composition chimique et la température de l'aluminium liquide.

Dans le processus de MMSP avec chambre froide, il est connu que l'air emprisonné provoque un modèle d'écoulement indésirable durant le remplissage. Deux régions sont les plus exposées à l'emprisonnement d'air (gaz) durant le remplissage. Le premier est dans la cavité du moule, et l'autre dans le cylindre d'injection. L'écoulement du métal liquide dans la cavité du moule dépend de la forme de la pièce. L'écoulement du métal liquide dans le cylindre injection, dépend de l'opération de MMSP c'est à dire principalement la vitesse du piston.

Le présent travail porte sur la simulation numérique, en utilisant le code FLUENT, des champs dynamique et thermique durant le moulage par injection du métal à l'état liquide avec surface libre afin de prévoir l'élimination de la totalité des pores.

Le travail a été enchaîné de la manière suivante :

- Une introduction générale présentant le but du travail et montrant l'intérêt de l'étude numérique du processus MMSP avec chambre froide.

- Le premier chapitre est rayonné par une recherche bibliographique présentant les travaux récents dans le domaine des écoulements multiphasiques. Il présente aussi les différentes méthodes numériques utilisées pour simuler le champ dynamique et thermique à fin d'aboutir et s'approcher à des résultats plus réels.
- Le deuxième chapitre est basé sur la modélisation mathématique du problème théorique et la description des différentes méthodes utilisées par le code FLUENT.
- Le troisième chapitre est consacré à la position du problème.
- Le quatrième chapitre présente les étapes de simulation numérique à l'aide du code de calcul FLUENT.
- Le cinquième chapitre présente les différents résultats obtenus et leurs interprétations.
- A la fin, une conclusion résume l'analyse critique des résultats obtenus.

Chapitre 1

*Généralités et étude
bibliographique*

C'est à la fin du 19^{ème} siècle (1884), que le MMSP (Moulage Mécanique Sous Pression) est apparu pour la première fois. Seules des pièces en alliages de plomb et d'étain étaient alors produites. Durant la première moitié du 20^{ème} siècle (de 1900 à 1940), la mise en œuvre des alliages de zinc, puis celle des alliages d'aluminium et de magnésium. Mais c'est surtout la seconde guerre mondiale et l'après guerre qui ont entraîné le développement de ce procédé de fabrication.

Dans l'industrie des métaux moderne, le procédé de MMSP est l'un des techniques de fabrication utilisées dans la plupart des processus industrielles. Environ 70% des pièces coulées sous pression vont à l'industrie automobile, comme par exemple les carters-cylindres, les carters de boîte de vitesses et d'embrayage. Elle continue de se développer de manière importante dans ce secteur non seulement pour ces applications existantes, mais aussi pour de nouvelles pièces de grande taille (1 m ou davantage) à parois minces (2 à 3 mm) telles que les traverses de suspension ou les éléments de carrosserie moulés en alliages spécifiques à grands allongements. Citons parmi les autres industries utilisatrices, l'électromécanique et l'électroménager.

Ses avantages principaux sont les suivants :

- excellente précision dimensionnelle,
- très bons états de surface,
- réduction des opérations d'usinage,
- cadences élevées avec automatisation complète.

Parmi les limitations du procédé, on peut citer la difficulté de réaliser (sauf dans le cas de procédés spéciaux) :

- des formes intérieures complexes par noyautage,
- des pièces en alliages sensibles à la crique à chaud.
- restriction de cette méthode aux alliages non ferreux,
- coût d'investissement extrêmement élevé.

À signaler qu'il est possible pour certaines applications particulières :

- de réaliser des formes intérieures par noyautage (New Die Casting). Ces procédés utilisent des noyaux particuliers en céramique ou en sels fondus pour éviter la pénétration du métal et la destruction du noyau lors de l'injection. Ils restent cependant relativement peu répandus.

Généralement, un cycle de production de (MMSP) peut être décomposé en huit phases distinctes :

Phases 1. Remplissage de la chambre d'injection en métal liquide (Fig1.3.a)

La chambre d'injection, appelée également chambre de compression, est la partie du dispositif d'injection alimenté en métal de façon automatique ou manuelle, dans laquelle la pression est établie par l'intermédiaire d'un piston.

Deux types de machine sont utilisés pour la production : les machines à chambre chaude et les machines à chambre froide.

Les machines à chambre chaude (Fig. 1.1) : sont destinées aux alliages peu agressifs tels que le zinc, l'étain et le plomb. Une partie du système d'injection est immergée en permanence dans l'alliage de coulée à l'état liquide, lui-même maintenu à température dans un four. La chambre d'injection est alimenté automatiquement en métal par le trou de remplissage lorsque le piston monte, après avoir remplir la cavité de la matrice. Ceci permet de minimiser la durée de cycle. La pression d'injection du métal fondu et de l'ordre de 20 à 150 bar.

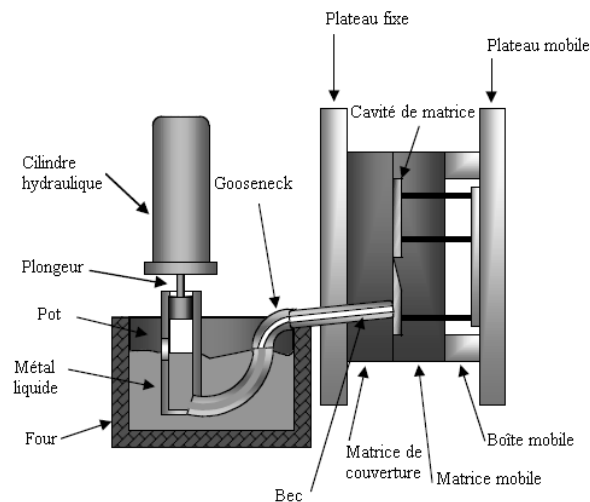


Fig. 1.1. Machine de moulage mécanique sous pression avec chambre chaude [1].

Les machines à chambre froide (Fig. 1.2) : sont utilisées pour la mise en forme d'alliages d'aluminium, de cuivre ou de magnésium, plus agressifs vis à vis des métaux ferreux. Le métal est maintenu à l'état liquide dans un four complètement indépendant de la machine. Le remplissage peut être réalisé par un opérateur ou par un système automatisé. La machine avec chambre froide

et moins rapide que la précédente, Généralement, ces machines sont utilisées pour le moulage des alliages d'aluminium ou de cuivre dont la température de fusion est très élevée. La Pressions d'injection est de l'ordre de 400 à 1600 bars.

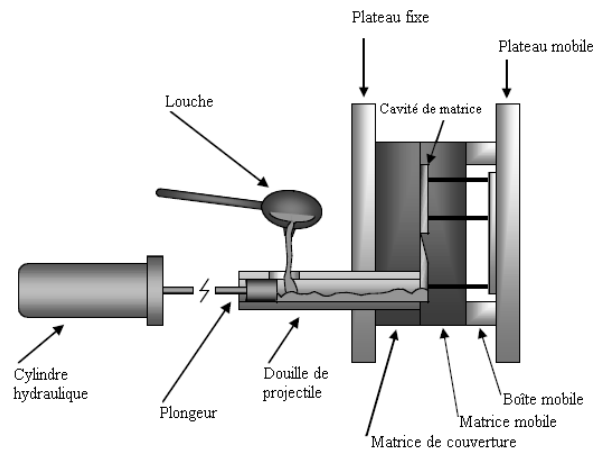


Fig. 1.2. Machine de moulage mécanique sous pression avec chambre froide [1].

Phase 2. Approche du piston d'injection avec une vitesse lente jusqu'aux attaques (Fig1.3.b)

Phase 3. Injection du métal liquide dans le moule (Fig1.3.c)

La vitesse d'injection aux attaques varie entre 40 m/s et 60 m/s. Le métal est alors pulvérisé dans l'empreinte du moule.

Phase 4. Application d'une pression de maintien (Fig1.3.d)

Cette phase encore, appelée « phase de multiplication », a pour but de combler le retrait de l'alliage coulé lors de sa solidification dans le moule. La pression appliquée peut être supérieure à 1000 bars.

Phase 5. Ouverture du moule (Fig1.3.e)

Phase 6. Éjection de la pièce (Fig1.3.f)

La pièce obtenue est extraite du moule automatiquement grâce à des éjecteurs.

Phase 7. Application du poteyage

Le poteyage est une solution liquide composée d'eau (98%) et d'hydrocarbures (reste) (l'emploi de graphite étant aujourd'hui interdit). L'application du poteyage a pour but d'une part de faciliter le remplissage et le démoulage des pièces, et d'autre part de protéger le moule contre les chocs thermiques. Le

poteyage est généralement pulvérisé sur les empreintes du moule après chaque éjection de la pièce.

phase8. Fermeture du moule (et reprise du cycle à la phase 1)

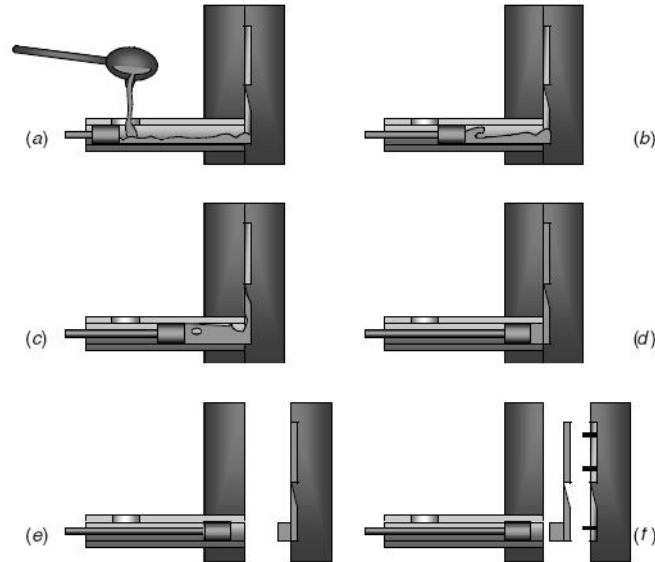


Fig. 1.3. Cycle de fonctionnement d'une machine de moulage mécanique sous pression avec chambre froid [1].

Les défauts potentiels du MMSP, comme la porosité, trouvés sur les pièces limitent son utilisation. La porosité pose souvent des problèmes disjoints, des défauts extérieurs et des problèmes d'usinage. La porosité dans les MMSP à haute pression est habituellement classifiée comme porosité de gaz, porosité de rétrécissement et porosité de l'écoulement, qui sont des problèmes intrinsèques liés au processus.

La porosité de gaz est provoquée principalement par l'emprisonnement d'air, la vapeur et les produits brûlants des organes lubrifiants utilisés. Les pores de gaz peuvent faciliter la formation de la porosité de rétrécissement dans les moulages mécanique sous pression à haute pression. L'air dans les pores de gaz est un milieu thermo-isolant efficace qui retarde le transfert thermique dans le métal fondu par rapport aux régions sans porosité, entraînant la baisse du taux local de solidification, qui peut induire la formation de la porosité de rétrécissement. La pression insuffisante vers l'extrémité du remplissage de la cavité provoque la porosité de l'écoulement.

Par exemple, tous les facteurs affectant l'écoulement du métal pendant le remplissage de la cavité (tel que la vitesse du piston dans le cylindre d'injection, la vitesse du métal fondu traversant la porte, la géométrie et l'endroit de la porte, la

pression appliquée, etc.) peuvent potentiellement affecter la quantité et/ou la distribution d'air entraîné

Plusieurs efforts ont été couronnés de succès pour améliorer les possibilités du MMSP tout en préservant des durées de cycle courtes. Parmi ces efforts, on cite :

1. Élimination ou diminution de la quantité de gaz emprisonné ;
2. Élimination ou diminution de la contraction du métal durant la solidification ;
3. Changement de la microstructure du métal.

F. Faura, J. Lôpez, J. Hernández [2] ont analysés une loi d'accélération du piston par la méthode des éléments finis afin de réduire au minimum l'occlusion d'air pendant la course du piston, et de réduire ainsi la porosité dans les pièces produites.

Le processus d'injection est généralement divisé en deux phases :

- Une première phase durant laquelle le piston se déplace lentement pour réduire la formation des pores provoquée par l'emprisonnement d'air (voir fig. 1.4.a) ;
- Une deuxième phase rapide qui débute lorsque l'air est complètement refoulé. Il n'y a présence que du métal liquide (voir fig. 1.4.b).

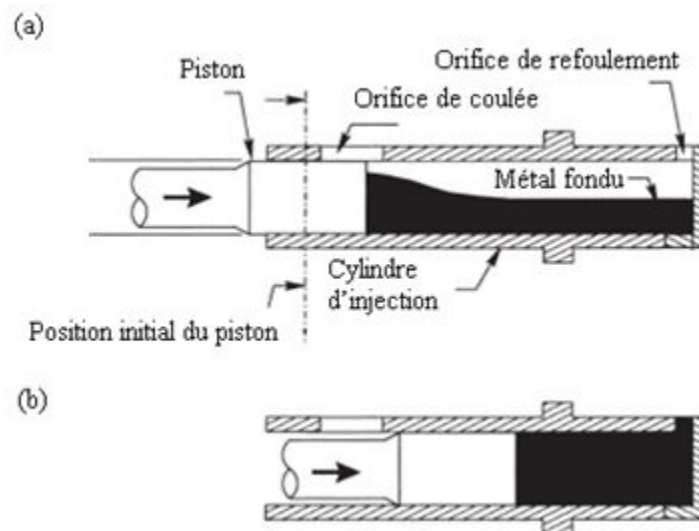


Fig. 1.4. Cylindre d'injection horizontale d'une machine de MMSP :

- (a) phase du déplacement lent du piston ;
- (b) phase du déplacement rapide du piston [2]

Dans ce travail, l'attention à été concentrée sur la phase lente, au cours de laquelle une grande partie de la masse totale d'air qui produira la porosité peut être piégé, surtout si les conditions de fonctionnement ne sont pas appropriées.

Les travaux précédents ont prouvé que pendant la phase lente d'injection il y a une vitesse optimale du piston qui peut soulever la vague du métal fondu provoquée par le mouvement du piston vers le haut du cylindre d'injection sans lui rouler [3-4]. Si le piston atteint une vitesse supérieure à cette vitesse optimale, la vague se reflétera contre le haut du cylindre d'injection et le devant peut se rouler, entraînant l'occlusion d'air (voir fig. 1.5.a). D'autre part, si la vitesse du piston n'atteint pas la valeur optimale, la vague se propage avec une vitesse plus importante que le piston. Quand la vague atteint l'extrémité droite du cylindre, sa hauteur augmente avec l'augmentation du niveau du métal liquide jusqu'à atteindre le haut du cylindre et ferme l'orifice de refoulement. Ce phénomène renferme une grande quantité d'air entre le piston et le métal (voir fig. 1.5.b).

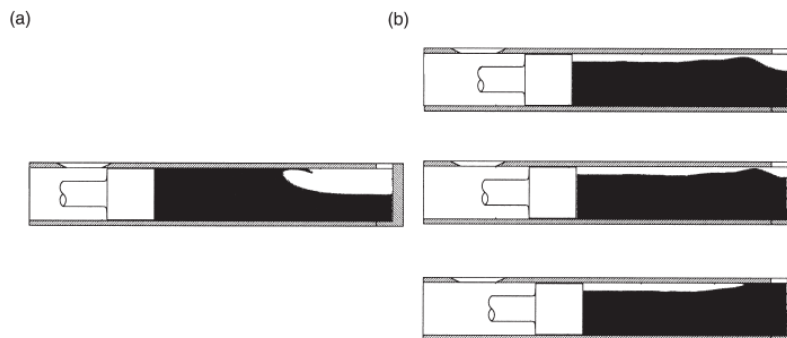


Fig. 1.5. Les conditions qui tendent à augmenter l'emprisonnement d'air :
 (a) la vitesse du piston supérieure à la vitesse optimale ;
 (b) la vitesse du piston inférieure à la vitesse optimale [2].

L'influence de l'accélération du piston sur le procédé d'injection a été étudiée théoriquement par Thome, Brevick [5,6] et Tszeng, Chu [7]. Des études expérimentales ont été effectuées par Garber [3] et Duran et autres [8].

Récemment, Lôpez et al [9] ont effectué une étude détaillée et systématique sur la dynamique de la vague du métal fondu dans le cylindre d'injection durant la phase lente. L'écoulement du métal fondu a été analysé par la théorie simple d'une vague, supposant que les effets visqueux étaient négligeables et employant l'approximation de shallow-water. Les résultats analytiques de ce modèle ont été comparés par celle de Hernández et al [10], avec ceux obtenus numériquement par un modèle qui prend en compte l'influence des effets visqueux sur la dynamique de la vague dans le cylindre d'injection. En particulier, les effets de la réflexion de la vague contre l'extrémité droite du cylindre d'injection et l'enroulement de la vague contre le haut du cylindre

ont été analysés. Les prévisions obtenues avec les modèles analytiques et numériques pour les paramètres optimaux d'une loi d'accélération du piston, en fonction de la fraction initiale du remplissage, ont été également comparées par [9.10] aux résultats de Tszeng et de Chu [7] et aux résultats expérimentaux de Duran et al. [8]. Un degré acceptable d'accord a été trouvé.

F. Faura, J. Lôpez, J. Hernández [2] ont utilisé la théorie simplifier décrite par Lôpez et al [10]. L'étude à prouvé qu'avec une vitesse optimale du piston, il ya la création d'une vague qui se propage avec une vitesse presque égale à la vitesse du piston. Le niveau du métal liquide augmente durant le développement de la vague en refoulant complètement l'air à travers l'orifice de refoulement (voir fig.1.6).

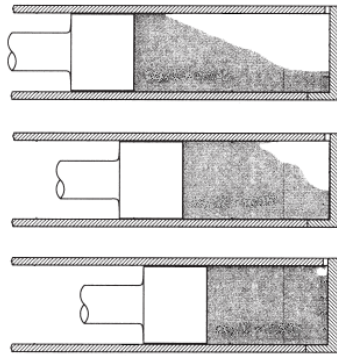


Fig. 1.6. Evolution du profil de la surface libre obtenue à l'aide d'une loi d'accélération du piston [2].

Tsung-Hsien Han, Jer-Haur Kuo, Weng-Sing Hwang [11] ont développés un modèle mathématique pour simulé l'écoulement du métal fondu afin d'obtenir des prévisions précises sur la forme d'interface liquide-gaz dans le cylindre d'injection horizontale d'une machine à MMSP avec chambre froide, durant la phase d'injection. La méthode proposée est la méthode VSEM (Variable Spacing Even Mesh), elle et combiner avec une technique de dynamique des fluides, nommé par SOLA-MAC. SOLA-MAC peut traiter le problème de la surface libre tandis que la méthode de VSEM et employée pour traiter le problème là où l'espace dans le cylindre d'injection continue à diminuer pendant que le piston ce déplace en poussant le métal fondu. L'étude examine l'influence de la vitesse du piston sur l'évolution du profil de l'interface liquide-gaz. Les résultats obtenus montrent que si :

Le piston se déplace avec une petite vitesse : la vague se propage avec une vitesse plus importante que le piston. Quand la vague atteint l'extrémité droite du

cyindre, sa hauteur augmente jusqu'à atteindre le haut du cylindre et ferme l'orifice de refoulement. Dans ce cas, une grande quantité d'air est enfermée entre le piston et le métal (voir fig.1.7).

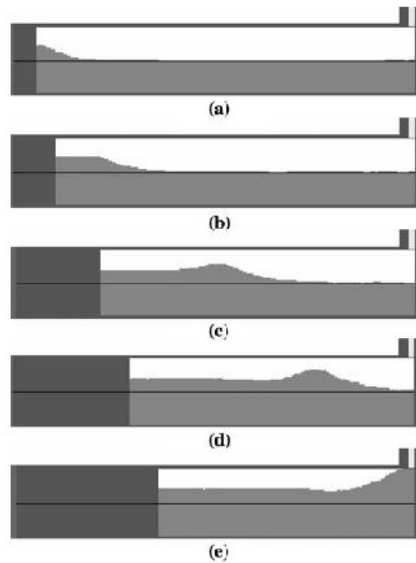


Fig. 1.7. L'évolution de la fraction volumique dans le temps pour des petites vitesses du piston [11].

Le piston se déplace avec une grande vitesse : il y a création d'une vague dont la hauteur augmente dans le temps jusqu'à atteindre le haut du cylindre. La chute de la vague emprisonne des quantités d'air. Ces quantités d'air peuvent entraîner la création des pores dans le métal finies (voir fig.1.8).

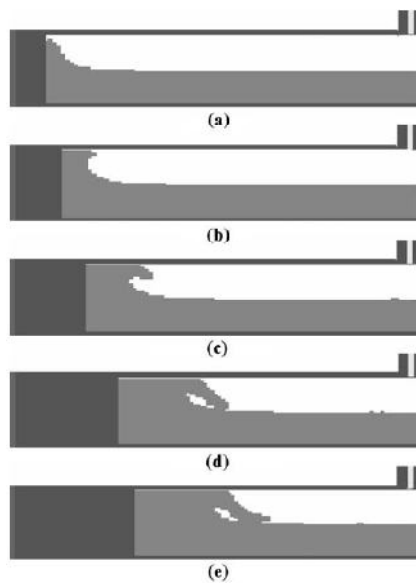


Fig. 1.8. L'évolution de la fraction volumique dans le temps pour une grande vitesse du piston [11].

Le piston se déplace avec sa vitesse optimale : le métal fondu forme d'une vague idéale aide à pousser l'air/gaz hors du cylindre d'injection à travers l'orifice de refoulement (voir fig.1.9). Il n'y a aucune occlusion d'air évidente dans le métal fondu dans le cylindre d'injection. L'absence de l'emprisonnement d'air peut fournir un métal fini sans pores.

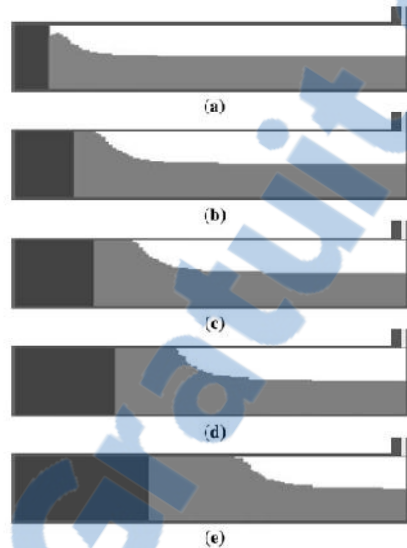


Fig. 1.9. L'évolution de la fraction volumique dans le temps pour une vitesse optimale du piston [11].

Matti Sirviö, Sami Vapalahti, Jukka Väinölä [12] présentent sur leur article une simulation numérique qui montre l'influence de la vitesse du piston par rapport à l'écoulement du métal fondu dans le cylindre d'injection d'une machine à MMSP avec chambre froide. Cette simulation est assurée par le code de calcul FLOW-3D. L'objectif de ce travail est de minimiser l'emprisonnement d'air dans le métal fondu, durant la phase d'injection. La porosité pose souvent des problèmes disjoints, des défauts extérieurs et des problèmes d'usinage. La porosité dans les MMSP à haute pression est habituellement classifiée comme porosité de gaz, porosité de rétrécissement et porosité de l'écoulement, qui sont des problèmes intrinsèques liés au processus. La porosité de gaz est provoquée principalement par l'emprisonnement d'air, la vapeur et les produits brûlants des organes lubrifiants utilisés. Les pores de gaz peuvent faciliter la formation de la porosité de rétrécissement dans les moulages mécanique sous pression à haute pression. L'air dans les pores de gaz est un milieu thermo-isolant efficace qui retarde le transfert thermique dans le métal fondu par

rapport aux régions sans porosité, entraînant la baisse du taux local de solidification, qui peut induire la formation de la porosité de rétrécissement. La pression insuffisante vers l'extrémité du remplissage de la cavité provoque la porosité de l'écoulement.

Plusieurs simulations ont été effectuées en utilisant différentes combinaisons par rapport au mouvement du piston est la vitesse pour démontrer l'importance d'un bon profil de mouvement du piston. Matti Sirviö et al [12] ont présentées deux simulations dans leur travail :

1^{er} simulation : Les fig. 1.10, 1.11, 1.12, 1.13 montrent la façon dans laquelle le piston se déplace, d'abord il commence avec une vitesse constante, puis il s'accélère avec une grande vitesse. La première vitesse constante provoque la création d'une petite vague superficielle, mais, lorsque la vitesse du piston est accélérée, il provoque une éclaboussure très forte qui atteint la vague superficielle avant la fin du cylindre. Ces deux vagues emprisonnent une quantité d'air considérable.

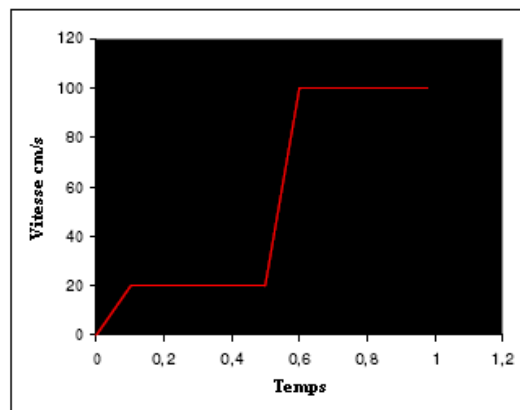


Fig.1.10. Profil de mouvement du piston [12].

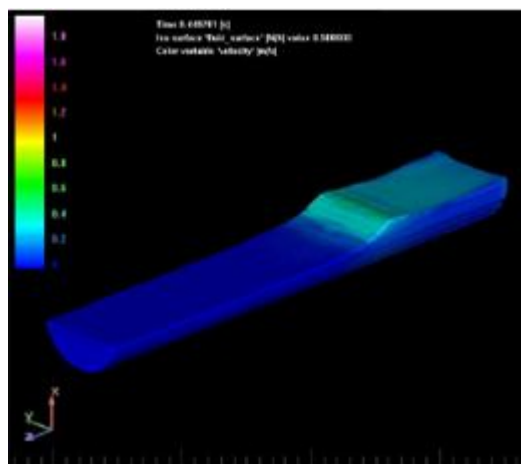


Fig.1.11. Création d'une vague superficielle provoqué par La première vitesse du piston [12].

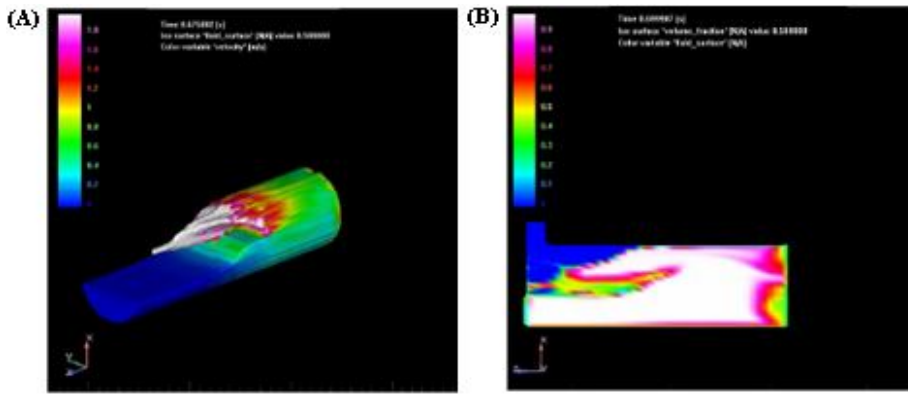


Fig.1.12. Eclaboussement de la deuxième vague provoqué par La deuxième vitesse du piston : (A) en 3D, (B) en 2D [12].

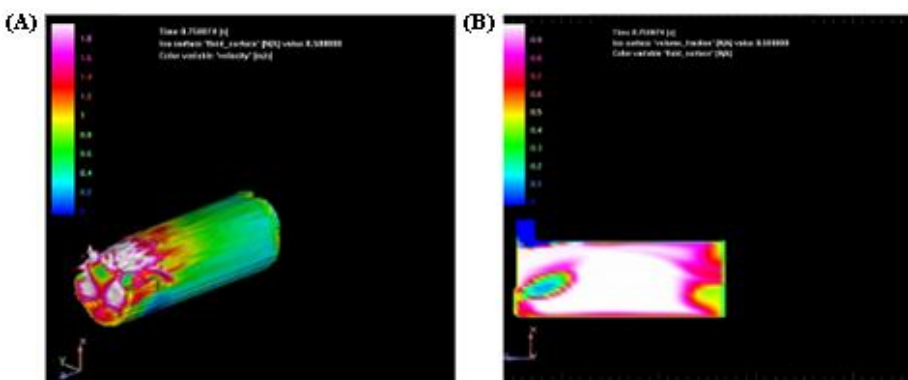


Fig.1.13. Occlusion d'une grande quantité d'air formé à l'intérieur des deux vagues : (A) en 3D, (B) en 2D [12].

2^{ème} simulation : là où le piston se déplace avec deux accélérations constantes (voir Fig. 1.14). Le déplacement du piston provoque la création d'une vague où c'est frontière reste Cohérent est se propages avec la même vitesse (voir fig.1.15). Le niveau du métal fondu augmente durant le développement de la vague en refoulant complètement l'air à travers l'orifice de refoulement. Dans ce cas, l'emprisonnement d'air est minimal. L'évolution de la fraction volumique du métal fondu en fonction du temps est représentée sur la fig.1.16.

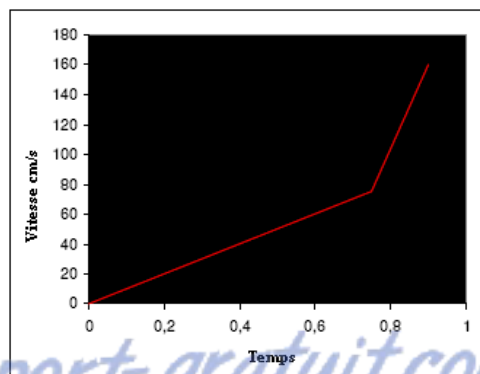


Fig.1.14. Profile de mouvement du piston avec deux accélérations constantes [12].

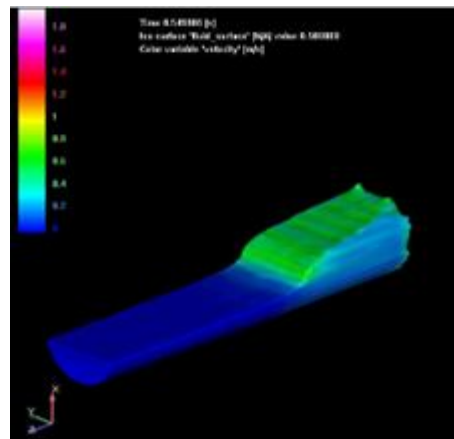


Fig.1.15. L'évolution surfacique de la vague lorsque le piston se déplace avec deux accélérations constantes [12].

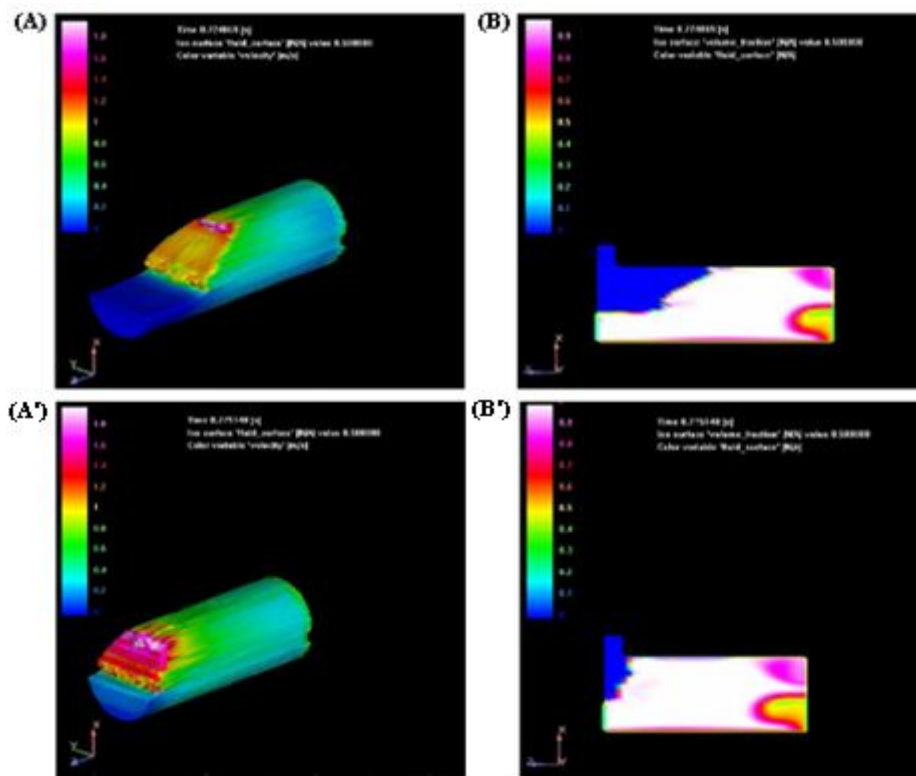


Fig.1.16. L'évolution de la fraction volumique dans le temps :
(A) (A') en 3D, (B) (B') en 2D [12].

Le modèle de l'écoulement du liquide dans le MMSP est basé sur les équations de Navier-Stokes, y compris les termes de convection pour calculer la vitesse de passage et les changements de pression, en plus, la modélisation numérique de la surface libre de l'écoulement du liquide, qui suit les fronts de l'écoulement ainsi que la formation du jet et la séparation de l'écoulement causée par des vitesses élevées.

Dans son article, Michael R. Barkhudarov [13] a montré encore de sa part, l'influence de la vitesse du piston sur le comportement de l'écoulement du métal fondu, dans le cylindre d'injection horizontale d'une machine à MMSP, durant la phase d'injection. Cette vitesse qui doit être soigneusement commandée pour éviter l'entraînement inutile d'air dans le métal, en même temps, réduisez au minimum les pertes de chaleur dans le cylindre. Cette étude, présente une solution générale pour vitesse du piston en fonction du temps, qui permet aux ingénieurs de commander avec précision le comportement du métal dans le cylindre d'injection durant la phase lente du processus de remplissage à haute pression, afin de minimiser le risque d'entraînement d'air. Les résultats sont obtenus à l'aide du code de calcul CFD, 3-D.

Modèle mathématique :

La dynamique des vagues dans le cylindre d'injection horizontale peut être analysée par une analogie avec un écoulement dans un canal ouvert. Le cylindre d'injection est approché avec un canal de section transversale rectangulaire rempli avec du métal fondu à la hauteur h_0 . Cette simplification de la forme du cylindre est justifiée pour un taux de remplissage initial d'ordre de 40-60 % [14], permet une solution utile. Pour une vague superficielle qui se déplace le long de la surface libre due à la pesanteur g , la vitesse de la vague, c_0 , est définie comme suite :

$$c_0 = \sqrt{g h_0} \quad (1.1)$$

Cette équation est valable que pour des vagues longues et superficielles, par rapport à une profondeur moyenne du fluide (Fig.1.17.a). Notez que la vitesse de la vague est indépendante des propriétés du métal. Si le piston se déplace avec une vitesse trop lente, la vague se propage avec une vitesse plus importante que le piston, jusqu'à ce qu'elle reflète contre l'extrémité droite du cylindre avant même le début de phase rapide du procédé d'injection. Une fois le plongeur s'accélère, l'écoulement devient supercritique. Par conséquent, une grande vague se crée devant le piston dont la hauteur augmente dans le temps jusqu'à atteindre le haut du cylindre, créant un état de l'écoulement appelé le ressaut hydraulique (hydraulic jump), auquel l'écoulement subit une transition brusque d'un régime relativement lent et laminaire en aval est rapide et turbulent en amont du ressaut (voir Fig.1.17.b).

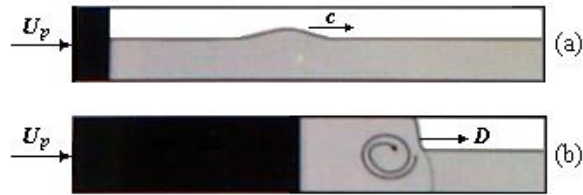


Fig.1.17. Illustration schématique de la propagation surfacique de la vague :
 (a) : quand le piston se déplace lentement ;
 (b) : ressaut hydraulique provoqué par le délassement rapide du piston [13].

Si la vitesse du métal en aval du ressaut hydraulique et relativement lente est négligeable, alors la vitesse de cette vague, D [3], peut être estimée par l'équation suite :

$$D = \frac{U_p}{1-\varepsilon} \quad (1.2)$$

avec :

U_p : la vitesse du piston,

ε : le taux de remplissage du cylindre d'injection.

L'équation (1.2) montre que le ressaut hydraulique se déplace toujours avec une vitesse supérieure à celle du piston, et que sa vitesse est indépendante des propriétés du métal.

L'équation (1.1) et (1.2) fournissent quelques indications utiles pour la vitesse du piston, durant la phase lente d'injection. Une analyse plus détaillée est possible en modélant l'écoulement du métal dans une chambre d'injection rectangulaire de longueur L et de hauteur H (Fig.1.18), en utilisant l'approximation des eaux peu profonde (shallow water) [9]. Dans cette approximation, l'écoulement dans la direction verticale est négligé par rapport à la composante de la vitesse horizontale. L'écoulement est modélé en 2D, avec l'axe x dirigé le long de la direction du mouvement du piston, et à l'axe z se dirige vers le haut. Si les forces visqueuses sont omises, alors l'écoulement a une seule composante de vitesse, u , sur la longueur du canal. La pression P est alors hydrostatique à chaque point dans l'écoulement :

$$P = P_0 + \rho g(h - z) \quad (1.3)$$

avec :

P_0 : la pression atmosphérique,

ρ : la masse volumique.

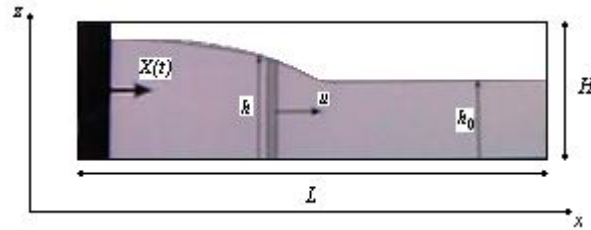


Fig.1.18. L'écoulement du métal fondu dans le cylindre d'injection et le système de coordonnées [13].

Avec ces hypothèses, les équations gouvernent l'évolution de la vitesse u sont :

$$\frac{\partial(u+2c)}{\partial t} + (u + c) \frac{\partial(u+2c)}{\partial t} = 0 \quad (1.4)$$

où :

$$c(x, t) = \sqrt{g h} \quad (1.5)$$

La vitesse du piston dans le sens positif des x est donnée par $dX/dt = X'(t)$ définit la position du piston au temps $t > 0$. Sur la surface mobile du piston $u(X(t), t) = X'(t)$.

L'équation (1.4) définit deux séries de vagues se déplaçant à des vitesses respectives $u+c$ et $u-c$ le long de la surface du métal. Pendant que le piston se déplace le long du canal, il envoie des vagues qui se déplacent vers l'avant le long de la surface du métal. Chaque vague est associée à un petit segment de la surface libre du métal et la colonne du métal et directement en dessous (Fig.1.18). La position du métal, la vitesse et la profondeur dans une vague qui se sépare de la surface du piston à l'instant $t = t_p$ sont donnés par [9] :

$$\begin{cases} x(t) = x(t_p) + \left(c_0 + \frac{3}{2}X'(t_p)\right) \cdot (t - t_p) \\ u(x, t) = X'(t_p) \\ h(x, t) = \frac{1}{g} \left(\sqrt{g h_0} + \frac{1}{2}X'(t_p)\right)^2 \end{cases} \quad (1.6)$$

Selon l'équation (1.6), la vitesse du métal, u , et la profondeur, h , sont constants dans chaque vague et ne dépendent que de la période de la séparation entre la vague et le piston, t_p . Elles augmentent avec la vitesse du piston X' . Par conséquent, la première

conclusion est que, pour maintenir une pente monotone de la surface du métal dans la direction opposée du piston, elle ne doit pas ralentir,

$$X''(t) \geq 0 \quad (1.7)$$

Si cette condition n'est pas satisfaite, alors il y aura des vagues inclinées dans les deux sens (voir fig.17.1.a). Quand ses vagues se reflètent centre l'extrémité droite du cylindre elles se retournent en arrière vers le piston. Cette condition est défavorable pour l'évacuation d'air à travers l'orifice de refoulement.

La Simulation tridimensionnelle qui inclut tous les lois importantes de la physique pour le processus de MMSP reste, bien sûr, la meilleure façon pour valider les différents modèles [15, 16]. Michael R. Barkhudarov [13] a pu valider son modèle simplifié. Ces résultats sont représentés sur la Fig.1.19, pour la vitesse optimale du piston.

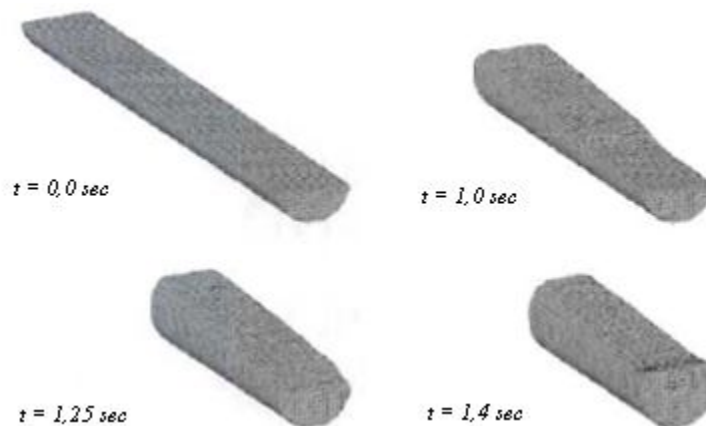


Fig.1.19. L'évolution tridimensionnelle de la fraction volumique dans le temps durant la phase lente d'injection du métal [13].

Roudouane Laouar et Olaf Wunsch [17] présentent sur leur article une étude numérique de l'écoulement du métal fondu dans le cylindre d'injection d'une machine à MMSP horizontale durant le procédé d'injection. L'analyse de la vague du métal fondu créée par le mouvement du piston, Le modèle numérique utilisé, considère le problème comme bidimensionnel, est basé sur les équations de Navier-Stokes (la conservation de la masse et la conservation de la quantité de mouvement). Le suivi de l'évolution de la surface libre est assuré par la méthode des volumes finis, y compris la méthode VOF (volume of fluid). Vu le déassement du piston, la géométrie du domaine est variable et la résolution numérique utilise un maillage dynamique. Le

modèle intègre le déplacement du piston et le processus de remplissage du cylindre d'injection avec un taux de remplissage donné. Dans la première phase, le piston se déplace lentement, puis il s'accélère jusqu'à la vitesse maximale U_p :

$$U_p = 2 \cdot [\sqrt{gH} - \sqrt{gh_0}] = \text{constant} \quad (1.8)$$

avec :

H : la hauteur du cylindre d'injection,

h_0 : le taux de remplissage.

L'équation (1.8) a été résolue par l'approximation des eaux peu profondes (*shallow water*) [9] en négligeant l'effet des forces de frottement.

Dans ce travail, Roudouane et al [17] ont examiné l'influence du profil de l'écoulement du métal fondu dans le cylindre d'injection en modifiant les différents paramètres suivants : la loi d'accélération du piston (linéaire, exponentielle), viscosité du liquide (aluminium liquide, liquide de grande viscosité) et le taux de remplissage.

Les résultats ont montré que la loi d'accélération du piston U_p , influe sur le profil de la vague et la quantité d'air enfermé dans le métal. La loi d'accélération exponentielle a donnée le meilleur profil de la vitesse avec un temps minimal.

Durant un vrai procédé d'injection, le métal fondu perd de la chaleur et sa viscosité augmente, qui influe automatiquement sur la fluidité. Les résultats numériques ont montré que le profil de la vague change pour des différentes valeurs de la viscosité. La Fig.1.20, montre l'évolution du profil de la vague dans le temps pour deux viscosités différentes. Dans le cas d'une faible viscosité, la surface du métal entre en contact avec le haut du cylindre d'injection, lorsque le piston atteint sa vitesse optimale donnée par l'équation (1.8). Dans le cas contraire (grande viscosité), une vague est formée devant le piston dont la hauteur augmente dans le temps jusqu'à atteindre le haut du cylindre avant que le piston atteigne sa vitesse optimale. L'équation (1.8) devient non valable, parce que les forces de frottement ne peuvent pas être négligées, par conséquent, une quantité d'air est enfermée entre le métal fondu et le piston.

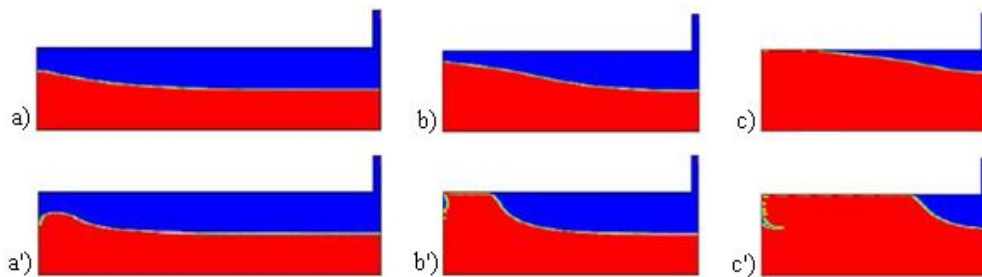


Fig.1.20. l'évolution du profil de la vague dans le temps :
 a), b), c) : aluminium liquide,
 a'), b'), c') : liquide de grande viscosité [17].

La Fig.1.21 montre le processus de remplissage du cylindre d'injection par le métal fondu. Quand le métal est versé, il s'éclabousse et coule rapidement le long de la direction axiale du cylindre. Beaucoup de bulles d'air sont piégées par ce procédé. Lorsque le remplissage est terminé, le mouvement de métal se calme progressivement.

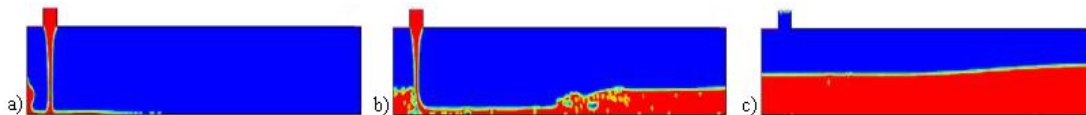


Fig.1.21. L'évolution de l'écoulement du métal fondu au cours de remplissage d'aluminium liquide [17].

En fin, les résultats présentés par Roudouane et al [17] montrent qu'avec une loi d'accélération exponentielle du cycle, on a les meilleurs profils des vagues avec un temps minimal. Après le remplissage du métal fondu dans le cylindre d'injection et avant le début du processus d'injection, le temps de 1 à 2 secondes est suffisant pour stabiliser le métal fondu.

Importance de la simulation numérique dans l'étude du remplissage en fonderie :

Du fait de la complexité des phénomènes mécaniques et thermomécaniques mis en jeu, le bon déroulement du remplissage et de la solidification demande beaucoup de précautions. La méthode empirique de mise au point d'un procédé, même si elle s'appuie sur le savoir faire, des « recettes » et des calculs éprouvés, nécessite de nombreux essais avant d'obtenir un résultat satisfaisant, et par conséquent engendre des coûts non négligeables. De plus, lorsque des défauts apparaissent, elle ne permet pas d'analyse a posteriori. Ajoutons enfin que la sur-dimension des masselottes qui permet d'assurer un bon déroulement de ces phases, implique des pertes importantes en matériaux et donc en énergie de fusion (pour des lingots, par exemple).

L'utilisation de l'outil numérique est un atout essentiel dans la conception des procédés, mais aussi dans leur optimisation. Elle permet de diminuer le nombre des essais de mise au point, et donc les coûts, pour améliorer la qualité des pièces obtenues, comprendre les défauts éventuels, ou encore diminuer la taille des masselottes. Elle est aujourd'hui un élément essentiel pour la compétitivité et le développement de l'industrie de la fonderie.

Logiciels de simulation utilisés en fonderie :

Au cours des vingt dernières années, de nombreux logiciels ont été développés pour l'étude du remplissage des moules en fonderie, que se soit par chute ou sous pression. On donne sur le tableau (1,1), une liste des principaux logiciels de simulation numérique actuellement commercialisés. Ce tableau est basé sur la réactualisation des informations sur les logiciels qui ont été confrontés dans *Sirell et al* [18], mais aussi sur l'étude bibliographique faite sur les logiciels de mécanique des fluides de *Winther* [19] et enfin sur un rapport interne de *Meuland* [20]. Notons que par modélisation du refroidissement nous entendrons l'étude des contraintes dans le moule et la pièce, ainsi que la modélisation de la solidification. Dans le cas où ces conditions ne sont pas remplies, un tiré figurera dans la colonne correspondante à la place du type de méthode utilisé.

Logiciel	Modélisation du remplissage		Modélisation du refroidissement
	Méthode	Maillage	
ProCast	Eléments Finis	non structuré	Volumes finis et Eléments finis
Physica +	Volumes finis	non structuré	Volumes finis
Fluent	Volumes finis	non structuré	---
Flow3D	Volumes finis	structuré	---
CastCAE	Volumes finis	structuré	---
WRAFTS	Eléments Finis	structuré	---
FIDAP	Eléments Finis	non structuré	---
Phoenics	Volumes finis	structuré	---
Rapid/CAST	Eléments Finis	structuré	---
PAM CAST/Simulor	Volumes finis	structuré	Eléments Finis
MagmaSoft	Différences Finis	structuré	Eléments Finis

Tableau (1.1). Logiciels de simulation utilisés en fonderie.

Chapitre 2

Théorie général sur l'écoulement des métaux liquides avec surface libre

2.1 Introduction

Le processus de MMSF est l'un des techniques de fabrication utilisées dans la plupart des processus industriels. Le fonctionnement efficace de ces machines, nécessite une analyse complète du processus de la coulée sous pression dans le cylindre d'injection ainsi que la cavité du moule. L'étude de la phase de remplissage, nécessite la modélisation des écoulements tridimensionnelles, instationnaire et à surface libre animés de mouvements complexes. Toutefois, les écoulements rencontrés en fonderie sont très peu visqueux, et par conséquent ils sont sensibles aux effets de la gravité et de l'inertie. Pour les décrire, il est nécessaire de résoudre les équations de Navier-Stokes.

2.2 Équations gouvernantes de la dynamique de la chaleur

Le mouvement d'un fluide est modélisé par les équations de Navier-Stokes qui permet de traiter les fluides classiques comme l'air, l'eau, l'huile ou aussi les métaux fondus. Les équations gouvernantes sont :

- la conservation de la masse ou l'équation de continuité,
- la conservation de la quantité de mouvement,
- la conservation d'énergie (premier principe de la thermodynamique).

La formulation mathématique des lois de la conservation régissant les phénomènes physiques comme les écoulements de fluides, est généralement écrite sous forme d'équations aux dérivées partielles comme suit [21] :

a. Equation de continuité

C'est l'équation qui exprime la loi de conservation de la masse pour un volume de contrôle matériel. Elle s'exprime mathématiquement sous la forme suivante :

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho v)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho w)}{\partial z} = 0 \quad (2.1)$$

ou dans une notation plus compacte :

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \text{div}(\rho u) = 0 \quad (2.2)$$

Ainsi, l'incompressibilité d'un fluide ($\partial \rho / \partial t = 0$) se traduit par la relation suivante :

$$\text{div} u = 0 \quad (2.3)$$

b. Equation de quantité de mouvement

Le principe de conservation de la quantité de mouvement permet d'établir les relations entre les caractéristiques du fluide lors de son mouvement et les causes qui le produisent. Il indique que le taux de variation de quantité de mouvement contenu dans le volume de contrôle est égal à la somme de toutes les forces extérieures qui lui sont appliquées. Les équations de la quantité de mouvement (ou équations de Navier-Stokes) pour des fluides newtoniens incompressibles en régime laminaire sont données par les expressions suivantes :

suivant OX :

$$\rho \left(\frac{\partial u}{\partial t} + u \frac{\partial u}{\partial x} + v \frac{\partial u}{\partial y} + w \frac{\partial u}{\partial z} \right) = - \frac{\partial P}{\partial x} + \left(\frac{\partial \tau_{xx}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yx}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{zx}}{\partial z} \right) + (\rho - \rho_0) g_x \quad (2.4)$$

suivant OY :

$$\rho \left(\frac{\partial v}{\partial t} + u \frac{\partial v}{\partial x} + v \frac{\partial v}{\partial y} + w \frac{\partial v}{\partial z} \right) = - \frac{\partial P}{\partial y} + \left(\frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yy}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{zy}}{\partial z} \right) + (\rho - \rho_0) g_y \quad (2.5)$$

suivant OZ :

$$\rho \left(\frac{\partial w}{\partial t} + u \frac{\partial w}{\partial x} + v \frac{\partial w}{\partial y} + w \frac{\partial w}{\partial z} \right) = - \frac{\partial P}{\partial z} + \left(\frac{\partial \tau_{xz}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{zz}}{\partial z} \right) + (\rho - \rho_0) g_z \quad (2.6)$$

Où les composants du tenseur des contraintes visqueuses sont donnés par :

$$\tau_{yx} = \tau_{xy} = \mu \left[\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \right] ; \quad \tau_{yz} = \tau_{zy} = \mu \left[\frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y} \right] ; \quad \tau_{xz} = \tau_{zx} = \mu \left[\frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x} \right] ;$$

$$\tau_{xx} = \mu \left[2 \frac{\partial u}{\partial x} \right] ; \tau_{yy} = \mu \left[2 \frac{\partial v}{\partial y} \right] ; \tau_{zz} = \mu \left[2 \frac{\partial w}{\partial z} \right].$$

c. Equation de conservation d'énergie

L'équation de conservation d'énergie est obtenue à partir du premier principe de la thermodynamique. Ce principe met en relation les différentes formes d'énergie par :

$$\rho C_p \frac{DT}{Dt} + \rho C_p U \cdot \nabla T = \text{div}(\lambda \text{grad} T) + \Phi \quad (2.7)$$

ou :

$$\Phi = \tau_{xx} \frac{\partial u}{\partial x} + \tau_{yx} \frac{\partial u}{\partial y} + \tau_{zx} \frac{\partial u}{\partial z} + \tau_{xy} \frac{\partial v}{\partial x} + \tau_{yy} \frac{\partial v}{\partial y} + \tau_{zy} \frac{\partial v}{\partial z} + \tau_{xz} \frac{\partial w}{\partial x} + \tau_{yz} \frac{\partial w}{\partial y} + \tau_{zz} \frac{\partial w}{\partial z}$$

avec :

$$\rho C_p \frac{DT}{Dt} : \text{La variation totale d'énergie,}$$

$$\rho C_p U \cdot \nabla T : \text{La variation d'énergie par convection,}$$

$div(\lambda grad T)$: La variation d'énergie par conduction,

ϕ : La dissipation irréversible due au frottement visqueux.

2.3 Modélisation numérique d'écoulements à surface libre

Les écoulements à surface libre fortement déformable concernent des domaines d'activités aussi variés que le déferlement d'une vague, l'atomisation d'un jet ou la confection de revêtement par dépôt et solidification. La caractérisation de tels phénomènes est difficile à mener expérimentalement car les échelles spatio-temporelles mises en jeu sont souvent difficiles à atteindre. La mise en œuvre par simulation numérique directe d'un modèle d'écoulement à surface libre apparaît donc comme une solution intéressante.

La résolution numérique des équations de Navier-Stokes incompressibles dans leur formulation eulérienne diphasique non-miscible nécessite le repérage de l'interface entre les différents fluides en présence. Beaucoup de méthodes ont été employées pour trouver l'allure de la surface libre et peuvent être classifiées dans deux grandes classes :

Méthodes à maillage mobile

Dans les méthodes à maillage mobile ou à suivi d'interface (interface-tracking methods) le maillage est réajusté chaque fois que la surface libre est déplacée. Ces méthodes sont conceptuellement les plus intuitives puisqu'elles consistent à utiliser un maillage qui épouse la forme des interfaces. Comme la forme des inclusions évolue au cours du temps, le maillage change lui aussi. Avec une telle discrétisation, l'ensemble des conditions de saut aux interfaces peuvent être imposées naturellement et en respectant exactement la géométrie des surfaces. Ces méthodes sont donc très précises. Elles ont néanmoins l'inconvénient d'être difficiles à mettre en œuvre. Dans les méthodes explicites, qui doivent employer de petits pas de temps, ces méthodes sont souvent ignorées.

Méthodes à maillage fixe :

Le calcul est exécuté sur un maillage fixe, qui se prolonge au delà de la surface. Dans le cas des méthodes à maillage fixe, seul un maillage eulérien discrétise

l'ensemble du domaine physique considéré. Les équations d'évolution des fluides et celles des interfaces sont résolues sur ce maillage fixe.

La forme de la surface libre est déterminée par les cellules qui sont partiellement remplies. Ceci est réalisé soit par le suivi des particules de masse négligé (massless) introduites dans la phase liquide près de la surface libre au début (Marker and Cell ou MAC, décrite par Harlow et Welch 1965), ou bien en résolvant une équation de transport pour la fraction liquide (volume of fluid ou VOF, décrite par Hirt et Nichols en 1981). Nous avons utilisé pour notre part une variante de la méthode VOF, basée sur une résolution mathématique de l'équation de transport de la fraction volumique.

2.3.1 Formulation des équations fondamentales à deux phases

2.3.1.1 Méthode MAC (Marker-And-Cell)

La première technique imaginée dans le cadre des méthodes de capture d'interface a été proposée en 1965 par F. Harlow et J. Welch [22] qui l'ont nommée méthode MAC. La méthode a été initialement développée pour traiter des écoulements à surface libre dans lesquels la dynamique de l'écoulement diphasique est limitée à celle d'une seule phase. Elle a été par la suite étendue à des problèmes à deux fluides comme les instabilités de Rayleigh-Taylor [23]. Les marqueurs sont placés dans l'écoulement, ils sont situés dans l'une des phases (voir Fig.2.1). Les marqueurs sont donc volumiques et sont transportés à chaque instant par le champ eulérien de vitesse interpolé. La localisation de l'interface est indiquée par la répartition spatiale des marqueurs. Même si le concept d'Harlow et Welch est novateur à l'époque, plusieurs

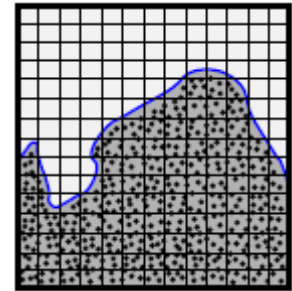


Fig.2.1. Méthode MAC [22].

inconvenients sont apparus. D'une part la méthode MAC nécessite un très grand nombre de marqueurs uniformément distribués pour assurer une description satisfaisante de l'écoulement. Les temps de calcul sont alors pénalisés ce qui limite les applications de cette méthode. D'autre part la connaissance de la position de l'interface reste très imprécise puisqu'elle est conditionnée par la présence des marqueurs dans les zones proches de l'interface. L'interface est donc affectée par une

diffusion numérique responsable d'erreurs significatives sur la prédiction des propriétés géométriques locales de l'interface comme la courbure.

2.3.1.2 Méthode VOF (Volume Of Fluid)

La méthode VOF est une méthode puissante pour un fluide à deux ou plusieurs phases non miscibles (par exemple : liquide et gaz), utilisant le remplissage des cellules de calcul pour déterminer l'évolution temporelle du fluide dans un domaine maillé. Cette méthode a été développée par Hirt et Nichols dans les années 80 [24]. Elle résolve un ensemble simple d'équations de quantité de mouvement en dépistant la fraction volumique de chacun des fluides dans tout le domaine. Les applications typiques incluent la prévision de la rupture du jet, grand mouvement des bulles dans un liquide, mouvement du liquide après une interruption d'un réservoir, et du cheminement régulier ou passager de n'importe quelle interface liquide-gaz. Les limites de ce modèle sont :

- Aucune cellule ne doit être vide (présence obligatoire d'une ou plusieurs phases combinées).
- Une seule phase seulement peut être compressible mais pas les deux.
- Les écoulements périodiques ne peuvent être simulés lorsqu'on active le modèle VOF (incompatibilité).
- Ce modèle ne prend pas en compte actuellement ni mélange ni réaction.

Le code de calcul FLUENT dispose de quatre schémas numériques pour localiser l'interface (liquide-air par exemple) : Euler Explicite, implicite, reconstruction-géométrique (géométric- reconstruction), donneur accepteur (donor-acceptor).

En régime transitoire, l'utilisation des méthodes VOF implique la donnée du nombre de Courant. C'est un nombre sans dimension qui compare le pas de temps de calcul Δt au temps caractéristique durant lequel un élément fluide transite à travers le volume de contrôle.

a. Principe de la méthode VOF

La méthode VOF, particulièrement adaptée pour simuler les écoulements à interfaces fortement déformées, consiste à définir à chaque instant la position de la

surface libre de l'écoulement. On utilise pour cela une fonction discrète qui représente dans chaque cellule la fraction volumique du métal liquide par rapport au volume total de la cellule. Les cellules liquides et gazeuses (air) sont définies respectivement par $C_k = 1$ et $C_k = 0$, et l'interface liquide-air est représentée dans une cellule mixte par une valeur de C_k comprise strictement entre 0 et 1 (voir Fig.2.2).

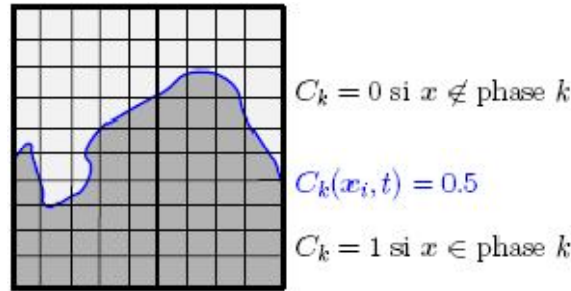


Fig.2.2. Méthode VOF [22]

Comme les marqueurs, la fonction C_k est advectée par le champ de vitesse u . Dans le cas des écoulements incompressibles, l'équation d'advection de C_k donne [25]

$$\frac{\partial C_k}{\partial t} + u \cdot \nabla C_k = 0 \quad (2.8)$$

L'équation d'advection (2.8) possède deux particularités : elle est hyperbolique et conservative. De nombreux travaux portent sur la discrétisation de ce type d'équation. Ils montrent entre autre qu'une discrétisation conservative de cette équation permet d'assurer la conservation de la masse. Malheureusement le transport d'une discontinuité s'avère délicat du fait de la diffusion numérique des schémas numériques responsables d'un étalement de la fonction C_k . Il est en effet impossible de transporter et de conserver au cours du temps une discontinuité. Pour contourner cette difficulté, des algorithmes de reconstruction géométrique ont été imaginés pour repérer la position de l'interface à l'intérieur des mailles comportant $\nabla C_k \neq 0$. De nombreux algorithmes de reconstruction plus ou moins complexes ont été développés ces dernières années. On trouvera une revue des méthodes de reconstruction dans [26].

b. Calculs équilibrés et transitoires de la méthode VOF

La formulation de la méthode VOF se fonde sur le fait que deux ou plusieurs fluides (ou phases) n'interpénètrent pas. Pour chaque phase supplémentaire que nous ajoutons à notre modèle, une variable est introduite. En chaque volume de contrôle,

les fractions volumiques de toutes les phases sont sommées à l'unité. Les champs pour toutes les variables et propriétés sont partagés par les phases et représentent des valeurs volumiques moyennes, la fraction volumique de chacune des phases est connue à chaque emplacement. Ainsi les variables et les propriétés en n'importe quelle cellule donnée sont purement représentant d'une des phases, ou représentant d'un mélange des phases, selon les valeurs de la fraction volumique. En d'autres termes, si la fraction volumique du $k^{ième}$ fluide dans la cellule est notée par C_k , elle peut prendre une des cas suivant [27-29]:

- $C_k = 0$: la cellule est vide (du $k^{ième}$ fluide) ;
- $C_k = 1$: la cellule est pleine (du $k^{ième}$ fluide) ;
- $0 < C_k < 1$: la cellule contient l'interface entre le fluide $k^{ième}$ et un ou plusieurs autres fluides.

Avec :

$$C_k = \frac{\partial\Omega_k}{\partial\Omega_{maille}} \quad (2.9)$$

$\partial\Omega_{maille}$ représente le volume total de la maille de calcul et $\partial\Omega_k$ le volume de la partie de la maille occupée par la phase k . Basé sur la valeur locale du C_k , les propriétés et les variables appropriées seront assignés à chaque volume de contrôle dans le domaine.

c. Equation de la fraction volumique

Le cheminement de l'interface (s) entre les phases est accompli par la solution d'une équation de continuité pour la fraction volumique d'une (ou plus) des phases. Pour la $k^{ième}$ phase, cette équation a la forme suivante :

$$\frac{1}{\rho_k} \left[\frac{\partial}{\partial t} (C_k \rho_k) + \nabla \cdot (C_k \rho_k \vec{v}_k) \right] = S_{C_k} + \sum_{p=1}^n (\dot{m}_{pk} - \dot{m}_{kp}) \quad (2.10)$$

Où \dot{m}_{kp} est le transfert de masse à partir de la phase k à la phase p et \dot{m}_{pk} est le transfert de masse à partir de la phase p à la phase k . Par défaut, la limite de source du côté droit de l'équation (2.10), S_{C_k} est zéro, mais nous pouvons spécifier une source de masse constante ou définie par l'utilisateur pour chaque phase.

L'équation de la fraction volumique ne sera pas résolue pour la phase primaire ; la fraction volumique de la phase primaire sera calculée est basé sur la contrainte suivante :

$$\sum_{k=1}^n C_K = 1 \quad (2.11)$$

L'équation de la fraction volumique peut être résolue par la discrétisation implicite ou explicite de temps.

Schéma implicite :

Quand le schéma implicite est employé pour la discrétisation temporaire, le schéma d'interpolation en différences finies, QUICK, second ordre en amont et le premier ordre en amont (Upwind), et les schémas modifiés de HRIC (High Resolution Interface Capturing), sont employés pour obtenir les flux de face pour toutes les cellules, y compris ceux d'interface voisine.

$$\frac{C_k^{n+1} \rho_k^{n+1} - C_k^n \rho_k^n}{\Delta t} V + \sum_f (\rho_k^{n+1} U_f^{n+1} C_{k,f}^{n+1}) = [S_{C_k} + \sum_{p=1}^n (\dot{m}_{pk} - \dot{m}_{kp})] V \quad (2.12)$$

Puisque l'équation (2.12) exige les valeurs de la fraction volumique à l'étape actuelle du temps (plutôt qu'à l'étape précédente, comme pour le schéma explicite), une équation de transport scalaire est résolue de manière itérative pour chacune des fractions volumiques de la phase secondaire à chaque pas de temps.

Schéma explicite :

Dans l'approche explicite, les schémas d'interpolation de différence finie, sont appliqués aux valeurs de la fraction volumique qui ont été calculées au pas de temps précédente.

$$\frac{C_k^{n+1} \rho_k^{n+1} - C_k^n \rho_k^n}{\Delta t} V + \sum_f (\rho_k U_f^n \alpha_{k,f}^n) = [\sum_{p=1}^n (\dot{m}_{pk} - \dot{m}_{kp}) + S_{C_k}] V \quad (2.13)$$

L'équation (2.13) n'exige pas la solution itérative de l'équation de transport au cours de chaque pas de temps, par contre elle est nécessaire pour le schéma explicite.

d. Interpolation près de l'interface

Dans un volume de contrôle donné, les flux de diffusion et de convection à travers les faces sont calculés et équilibrés avec les termes sources dans ce même

volume. On dispose de plusieurs schémas connus pour le calcul des flux à travers les faces d'un volume de contrôle. Les schémas les plus utilisés dans les modèles VOF sont : le schéma de la reconstitution géométrique, le schéma donneur-accepteur, le schéma explicite et le schéma implicite. Ainsi, une interface peut être calculée de différentes manières dont celles présentées à la Fig.2.3.

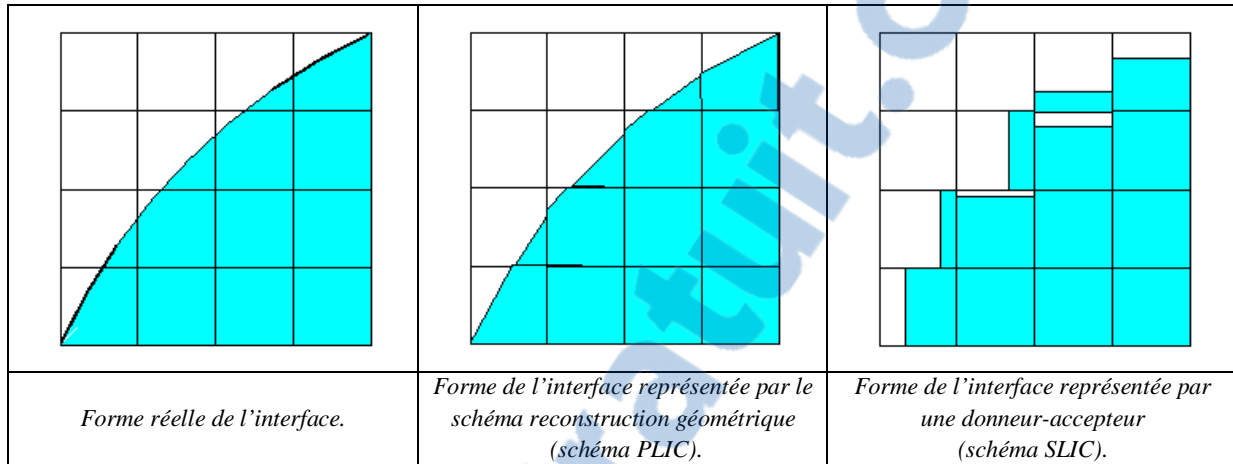


Fig.2.3. Différentes formes de l'interface pour le calcul VOF.

L'application standard du VOF se fait surtout pour les écoulements à surface libre ou autour d'un obstacle. Néanmoins, il est de plus en plus utilisé dans les codes de calculs des écoulements cavitants.

La différence entre les divers modèles VOF consiste dans la façon de calculer la forme géométrique de l'interface dans une cellule. On peut citer le VOF SLIC (Simple Line Interface Calculation) dans lequel la reconstitution de l'interface se fait par des segments horizontaux ou verticaux), le VOF PLIC (Piecewise Linear Interface Calculation) dans lequel reconstitution de l'interface est effectuée par des lignes droites d'inclinaisons arbitraires déduites de la distribution du liquide dans les cellules avoisinantes.

Schéma reconstruction-géométrique :

Dans l'approche reconstruction-géométrique, les schémas d'interpolation sont employés pour obtenir les flux de face toutes fois qu'une cellule est complètement remplie d'une phase ou d'une autre. Quand la cellule est près de l'interface entre deux phases, le schéma reconstruction-géométrique est employé.

Le schéma reconstruction-géométrique utilise l'approche *piecewise-linear* pour représenter l'interface entre les fluides. Dans le code de calcul FLUENT, ce schéma est le plus précis et s'applique pour les mailles non structurées. Le schéma reconstruction-géométrique est généralisé pour les mailles non structurées [travail de Youngs 30]. Il suppose que l'interface entre deux fluides a une pente linéaire dans chaque cellule, et emploie cette forme linéaire pour le calcul de l'advection du fluide par les faces de cellules (Fig. 2.3).

La première étape dans ce schéma de reconstruction calcul la position de l'interface linéaire relativement au centre de chaque cellule partiellement remplie, basé sur des informations sur la fraction volumique et ses dérivés dans la cellule. La deuxième étape calcul la quantité advecté de fluide par chaque face en utilise la représentation et les informations linéaires calculées d'interface sur la distribution normale et tangentielle de vitesse sur la face. La troisième étape calcule la fraction volumique en chaque cellule en utilisant l'équilibre des flux calculés pendant l'étape précédente.

Schéma donneur-accepteur :

Dans l'approche donneur-accepteur [31], les arrangements sont employés pour obtenir les flux de face toutes les fois qu'une cellule est complètement remplie d'une phase ou d'une autre. Quand la cellule est près de l'interface entre deux phases, le schéma donneur-accepteur est employé pour déterminer la quantité de fluide advectée par la face. Ce schéma identifie une cellule en tant que « donneur » d'une quantité de fluide d'une phase et une cellule (voisine) différente comme « accepteur » de cette même quantité de fluide, et est employé pour empêcher la diffusion numérique à l'interface.

La quantité de fluide d'une phase qui peut convectée à travers une frontière de cellules est limitée d'un minimum de deux valeurs : le volume rempli dans la cellule « donneur » ou le volume libre dans la cellule « accepteur ».

L'orientation de l'interface est également employée en déterminant les flux de face. L'orientation d'interface est horizontale ou verticale, selon la direction du

gradient de fraction volumique de la $k^{\text{ième}}$ phase dans la cellule, et celle de la cellule voisine qui partage la face en question.

e. Propriétés des matériaux

Les propriétés apparaissant dans les équations de transport sont déterminées par la présence des phases composantes en chaque volume de contrôle. Dans un système biphasé, par exemple, si les phases sont représentées par les indices inférieurs 1 et 2, et si la fraction volumique de la seconde de ces derniers est dépitée, la densité en chaque cellule est indiquée comme [32, 33] :

$$\rho = C_2 \rho_2 + (1 - C_2) \rho_1 \quad (2.14)$$

En général, pour un système de n phases, la fraction volumique moyenne présentée sous la forme suivante :

$$\rho = \sum C_k \rho_k \quad (2.15)$$

Remarque :

Toutes autres propriétés (par exemple : viscosité) sont calculées de cette manière.

$$\mu = C_2 \mu_2 + (1 - C_2) \mu_1 \quad (2.16)$$

2.4 Maillage dynamique

2.4.1 Introduction

Le modèle du maillage dynamique dans le code de calcul FLUENT peut être utilisé, pour modéliser les écoulements, où la forme du domaine change avec le temps, en raison du mouvement sur les limites du domaine. Le mouvement peut être un déplacement prescrit, (exemple : spécifier les vitesses linéaire et angulaire sur le centre de gravité d'un corps solide avec le temps) ou un déplacement non prescrit, où le mouvement ultérieur est déterminé en fonction de la solution au temps courant (exemple : les vitesses linéaires et angulaires sont calculées à partir de la force d'équilibre d'un corps). La génération du maillage est assurée automatiquement par FLUENT à chaque pas de temps, basée sur les nouvelles positions des limites. Pour utiliser le modèle du maillage dynamique, il faut fournir un volume du maillage de départ et la description du déplacement de toutes les zones mobiles dans le modèle.

FLUENT permet de décrire le mouvement par l'utilisation du profil des limites ou par les UDF (User Defined Functions, décrit dans la section). FLUENT s'attend à ce que la description du mouvement soit spécifiée sur des zones de faces ou de cellules. Si le modèle contient des régions mobile et non mobile, on a besoin d'identifier ces régions par leur regroupement (faces et cellules), dans le volume du maillage de départ que l'on génère. En outre, les régions qui sont en déformation due au mouvement sur leurs régions adjacentes doivent également être classées en zones distinctes dans le volume du maillage de départ.

2.4.2 Théorie

2.4.2.1 Méthodes de régénération du maillage dynamique

Trois méthodes du maillage dynamique sont disponibles dans le code FLUENT pour régénérer le volume du maillage dans les régions mobiles soumises au mouvement défini sur les frontières du domaine :

- maillage fin à base de ressort (spring-based smoothing) ;
- couches dynamiques (dynamic layering) ;
- remaillage local (local remeshing).

a. Maillage fin à base de ressort

La méthode du maillage fin à base de ressort peut être utilisée pour ajuster les emplacements des nœuds intérieurs, sur la base de la connaissance des déplacements des nœuds aux frontières. Cette méthode régénère le volume du maillage sans changer la connectivité des nœuds. Les arêtes (edges) entre deux nœuds quelconques d'une maille sont comme un réseau des ressorts reliés ensemble. Les espacements initiaux des arêtes avant n'importe quel mouvement des frontières, constituent l'état d'équilibre de la maille. Le déplacement d'un nœud à la frontière, va générer une force proportionnelle au déplacement le long de tous les ressorts connectés à ce nœud.

En utilisant la loi de Hook, la force exercée sur un nœud de la maille peut être écrite comme :

$$\vec{F}_i = \sum_j^{n_i} k_{ij} (\Delta \vec{x}_j - \Delta \vec{x}_i) \quad (2.17)$$

où $\Delta\vec{x}_i$ et $\Delta\vec{x}_j$ sont les déplacements du nœud i et son voisin j , n_i est le nombre des nœuds voisins connectés au nœud i , et K_{ij} est la constante de la rigidité du ressort entre le nœud i et un nœud j voisin. La constante de la rigidité du ressort au bord connectant les nœuds i et j et définie comme suit :

$$k_{ij} = 1/\sqrt{|\vec{x}_i - \vec{x}_j|} \quad (2.18)$$

A l'équilibre, la force nette sur un nœud due à tous les ressorts reliés au nœud doit être égale à zéro. Cette condition a comme conséquence une équation itérative de la forme suivante :

$$\Delta\vec{x}_i^{-m+1} = \sum_j^{n_i} k_{ij} \Delta\vec{x}_j^{-m} / \sum_j^{n_i} k_{ij} \quad (2.19)$$

Puisque les déplacements sont connus aux frontières (après le calcul de la position des nœuds de frontières), L'équation (2.19) est résolue en utilisant un champ de JACOBI sur tous les nœuds. A la convergence les positions sont recalculées comme suit :

$$\vec{x}_i^{n+1} = \vec{x}_i^n + \Delta\vec{x}_i^{-m, \text{convergé}} \quad (2.20)$$

où n et $n+1$ désignent respectivement le temps à l'instant t et à $t+\Delta t$. la méthode du maillage à base de ressort est montrée sur la figure (2.4) et (2.5), pour une zone cylindrique de cellule où une extrémité du cylindre se déplace.

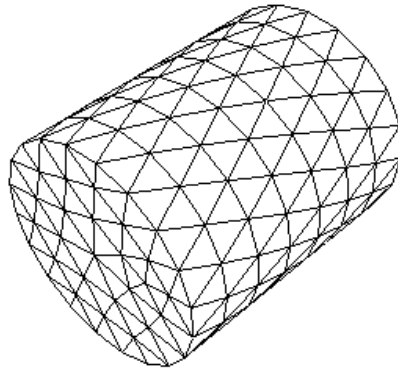


Fig. 2.4. Maillage à base de ressort
Nœuds: au début.

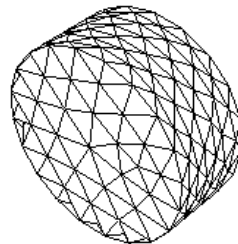


Fig. 2.5. Maillage à base de ressort
Nœuds : à la fin.

b. Couches dynamiques

Dans une zone du maillage prismatique (hexaédrique), les couches dynamiques peuvent être utilisées pour ajouter ou éliminer des couches de cellules adjacentes à une frontière mobile, basée sur la hauteur de la couche adjacente à la surface mobile. Le modèle du maillage dynamique dans le code de calcul FLUENT permet de spécifier une hauteur de la couche idéale sur chaque frontière mobile. La couche des cellules adjacentes à la frontière mobile (couche j dans figure 2.6) est subdivisée ou fusionnée avec la couche de cellules voisines à elle (couche i figure 2.6), basée sur la hauteur (h) des cellules dans la couche j .

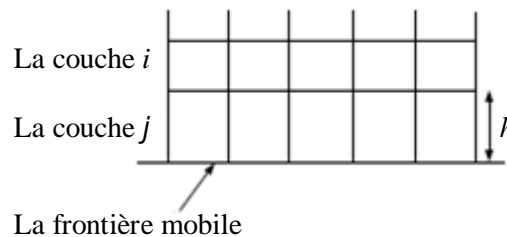


Fig. 2.6. Les couches dynamiques.

Si les cellules dans la couche j agrandissent, elles sont permises d'augmenter jusqu'à :

$$h_{min} > (1 + \alpha_s)h_{idéal} \quad (2.21)$$

là où h_{min} est la hauteur minimale de la cellule par rapport à des couches de cellules j , $h_{idéal}$ est la hauteur idéale de la cellule, et α_s est le facteur global de division de couche (split factor). Quand cette condition est rencontrée, les cellules sont divisées selon l'option spécifiée de la couche : hauteur constante ou rapport constant.

Avec l'option de hauteur constante, les cellules se divisent pour créer une couche de cellules à hauteur constante $h_{idéal}$ et d'une couche de cellules de la hauteur $h - h_{idéal}$.

Avec l'option de rapport constant, les cellules sont divisées de telle sorte que localement, le rapport entre les hauteurs de la nouvelle cellule est exactement α_s partout.

Si les cellules dans la couche j sont comprimées, elles peuvent être comprimées jusqu'à :

$$h_{min} < \alpha_c h_{idéal} \quad (2.22)$$

où α_c est le facteur global d'effondrement de couche (collapse factor). Quand cette condition est rencontrée, la couche des cellules compressée est fusionnée dans la couche des cellules au dessus de la couche comprimée ; c'est-à-dire, les cellules dans la couche i et j seront fusionnées ensemble.

c. Remaillage local

Dans une zone du maillage non structuré (triangulaire ou tétraèdre, etc...), la méthode du maillage fin à base de ressort, est la plus utilisée. Lorsque le déplacement des frontières est grand par rapport à la taille des cellules locales, la qualité de cellules peut se détériorer ou dégénérer. Le maillage devient invalide (par exemple : présence des cellules de volumes négatives), et ceci conduira au problème de convergence quand la solution est recalculée pour le pas de temps suivant ($t+\Delta t$). Pour éviter ce problème, FLUENT agglomère les cellules de mauvaise qualité (cellules qui sont trop grandes, trop petites ou excessivement étirées) et les remailler localement.

FLUENT évalue chaque cellule pour les remailler si elle répond à un ou plusieurs des critères suivants :

- si elle a une asymétrie (skewness) qui est supérieure à une asymétrie maximale spécifiée ;
- si elle est plus petite qu'une taille minimale spécifique ;
- si elle est plus grande qu'une taille maximale spécifique ;
- si sa hauteur ne répond pas à une longueur d'échelle spécifiée.

FLUENT remaillera le volume du maillage, en plus, il permet à des faces triangulaires et linéaires sur une frontière déformée d'être remaillées. Il cible les faces de frontière déformée pour les remailler, en basant sur le déplacement et la déformation des faces des anneaux.

Pour remailler les faces, FLUENT cible les faces qui se trouvent sur les frontières mobiles ou déformées, basée sur les échelles minimale et maximale de longueur. Une fois ciblé, FLUENT remaillera les faces et les cellules adjacentes afin de produire un maillage très régulier sur la frontière mobile ou déformée (voir fig.2.7).

Considérons un maillage tétraédrique simple d'un cylindre qui à une paroi mobile (voir Fig.2.7). Sur la frontière déformée, un seul anneau est généré à l'extrémité inférieure du cylindre (où les nœuds sont déplacés). FLUENT analyse la taille (hauteur) des faces branchés aux nœuds sur l'anneau, et par la suite, fusionnée les faces selon l'échelle maximum ou minimum d'une longueur bien spécifier.

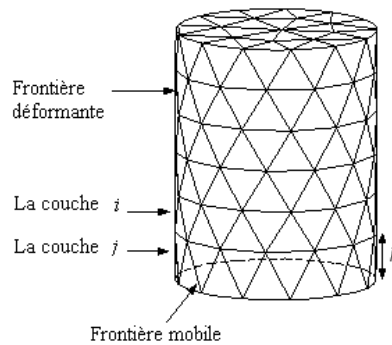


Fig. 2.7. Remaillage à une frontière déformante

Les faces adjacentes à la frontière mobile (couche j , Fig. 2. 7) sont fusionnées avec la couche des faces voisines (couche i , Fig. 2. 7), basé sur la hauteur (h).

Si les faces dans la couche j agrandissant, elles sont permises d'augmenter jusqu'à :

$$h > (1 + \alpha_h)h_{idéal} \quad (2.23)$$

où $h_{idéal}$ est la hauteur idéale, h est un facteur de taille. Quant cette condition est rencontrée, les faces sont fusionnées selon la hauteur prédéfinie, telles que les nouvelles faces sur la couche i ont exactement la hauteur $h_{idéal}$.

Si les cellules dans la couche j sont comprimées, elles peuvent être comprimées jusqu'à :

$$h < \alpha_h h_{idéal} \quad (2.24)$$

Quand cette condition est rencontrée, la couche de face comprimée est fusionnée dans la couche de face au-dessus d'elle. La face remaillée est illustré dans la Fig.2.9.

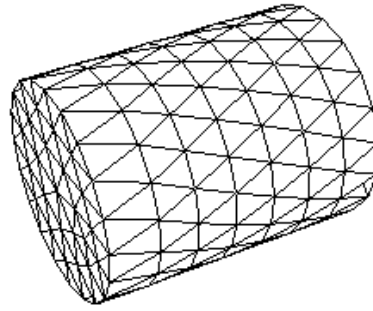


Fig. 2.8. Cylindre en expansion avant le remaillage local des faces

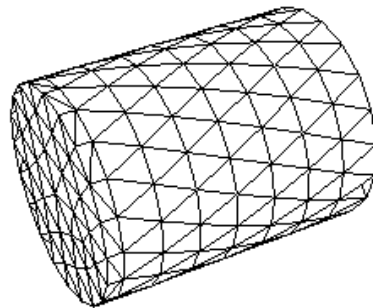


Fig. 2.9. Cylindre en expansion après le remaillage local des faces

2.4.2.2 Procédé de régénération de volume du maillage

Le volume du maillage est régénéré automatiquement en basant sur les méthodes du maillage dynamique décrit dans la section (2.4.2.1). FLUENT désigne lui-même la méthode qui doit employer pour une zone particulière basée sur la forme des cellules dans la zone [34, 35]. Par exemple, si les frontières d'une zone de cellules tétraédrique se déplacent, les méthodes du maillage fin à base de ressort et remaillage locale seront employées pour régénérer le volume du maillage dans cette zone. Si la zone se compose de cellules prismatiques (hexaédrique), alors la méthode des couches dynamiques sera employée pour déterminer où et quand insérer et enlever des couches de cellules.

FLUENT détermine automatiquement la méthode à employer en examinant Les zones adjacentes de cellules pour employer Les méthodes appropriés de régénération du volume du maillage. Si on spécifie le mouvement d'une zone de frontière, FLUENT analysera uniquement les zones adjacentes de cellules. Si une zone de cellules n'a aucune frontière mobile, alors aucune méthode de régénération de volume du maillage ne sera appliquée à la zone.

2.5 Les fonctions UDFs

2.5.1 Définition

Une fonction ou procédure UDF (User Defined Function) est un programme de l'utilisateur qui peut être chargé dynamiquement par le code FLUENT pour enrichir les paramètres standard du code. Par exemple, nous pouvons employer un UDF pour définir les conditions aux limites propre à l'utilisateur, les propriétés matérielles et limites de source pour le régime d'écoulement, comme on peut spécifier les paramètres modèles adaptés aux besoins de l'utilisateur et initialiser une solution, etc. [36]

Les UDFs sont écrites en langage de programmation « C », il est permis aux UDF d'accéder aux données en utilisant des macros et fonctions définies par sa propre bibliothèque. Elles sont interprétées ou compilées par le compilateur de FLUENT puis liées au code FLUENT par l'intermédiaire des commandes figurant sur le Menu d'interface graphique.

Dans notre cas, on a programmé une fonction UDF qui définit la loi d'accélération du piston d'injection, afin d'obtenir un meilleur profil de vitesse.

Les UDFs sont définies à l'aide des macros prédéfinies par le code FLUENT, ensuite, ils sont compilés en utilisant des macros additionnels et des fonctions également fournis par FLUENT.

Exemple d'un macro prédéfinie pour un maillage dynamique :

FLUENT possède des macros prédéfinies pour définir les UDFs qui commandent le comportement d'un maillage dynamique. Ces UDFs sont : DEFINE_CG_MOTION, DEFINE_GEOM, et DEFINE_GRID_MOTION.

On donne un exemple sur le modèle DEFINE_CG_MOTION qui peut indiquer le mouvement d'une zone dynamique particulière, en fournissant les vitesses linéaires et angulaires à chaque pas de temps. FLUENT utilise ces vitesses pour régénérer les positions des nœuds sur la zone dynamique.

DEFINE_CG_MOTION (*Piston*, *dt*, *vel*, *omega*, *time*, *dtime*)

Piston : désigne le nom de l'UDF.

*Dynamic_Thread*dt* : Indicateur à structurer qui stocke les attributs dynamiques du maillage qui ont été spécifiés (ou calculés par FLUENT).

vel : la vitesse linéaire.

omega : la vitesse angulaire.

time : le temps courant (*t*).

dtime : le pas du temps.

Chaque UDF doit contenir la directive d'inclusion de dossier « **udf.h** » ("#include udf.h"), au début du dossier de code source, qui laisse les définitions des macros prédéfinis et ceux fournis par FLUENT et des fonctions à inclure pendant le processus de compilation. Notez que des valeurs qui sont passées à un solveur par un UDF ou retournées par le solveur à un UDF sont spécifiées dans les unités du système internationale.

Des fichiers source contenant UDF peuvent être interprétés ou compilés dans Fluent. Pour un UDF interprété, des fichiers source sont interprétés et chargés directement au temps d'exécution, dans un processus à pas unique. Pour un UDF compilé, le processus implique deux étapes séparées. Une bibliothèque partagée de code d'objet est d'abord construite et alors elle est chargée dans Fluent. Une fois qu'interprété ou compilé, l'UDF deviendra évident et sélectionnable dans les panneaux de graphiques Fluent, et peut être accroché à un solveur en choisissant le nom de fonction dans le panneau approprié.

2.5.2 But des UDFs

Les UDFs permettent à l'utilisateur de FLUENT d'adapter pour ses besoins les modélisations particulières. Ils peuvent être employés pour une série d'applications :

- La personnalisation des conditions aux limites, des définitions de propriétés matérielles, et des taux de surface et de volume de réaction, etc.
- Ajustement des valeurs calculées sur une base d'une fois-par-itération.
- Initialisation d'une solution.
- Exécution lors du chargement d'une bibliothèque compilée d'UDF.
- Perfectionnement du solveur.
- Perfectionnement des modèles Fluent existants (multiphases, VOF, etc.).

Chapitre 3

Position du problème

3.1 Introduction

Ce travail porte sur l'étude dynamique et thermique de l'écoulement tridimensionnelle d'un métal liquide, dans un cylindre d'injection horizontale d'une machine de MMSP, durant le processus d'injection. L'analyse du développement de la surface libre du métal liquide en fonction de la vitesse du piston, nous aide à éviter la formation des pores dans les pièces coulées. Ces pores proviennent de l'emprisonnement de l'air dans le métal liquide.

Pour réduire au minimum l'occlusion d'air, le processus d'injection est généralement divisé en deux phases : une phase au cours de laquelle le piston se déplace lentement afin de réduire la quantité d'air emprisonné, et une phase rapide qui commence lorsque le cylindre d'injection est complètement rempli de métal liquide.

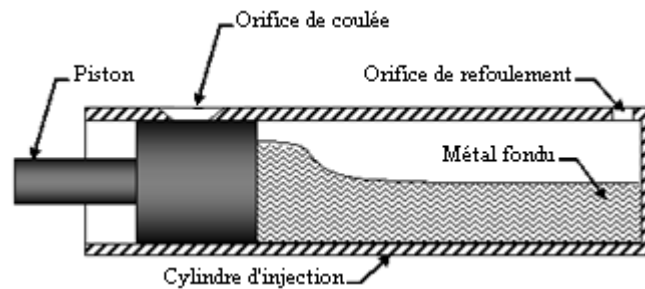


Fig.3.1. Représentation schématique du système d'injection d'une MMSP avec la chambre froide horizontale.

Dans ce travail, l'attention a été concentrée sur la phase lente, au cours de laquelle le déplacement du piston force le métal liquide de se lever et de remplir la partie supérieure du cylindre d'injection (initialement vide), en suite se déplace à une vitesse constante jusqu'à ce que le cylindre d'injection soit complètement rempli de métal liquide (Fig.3.1).

3.2 Position du problème

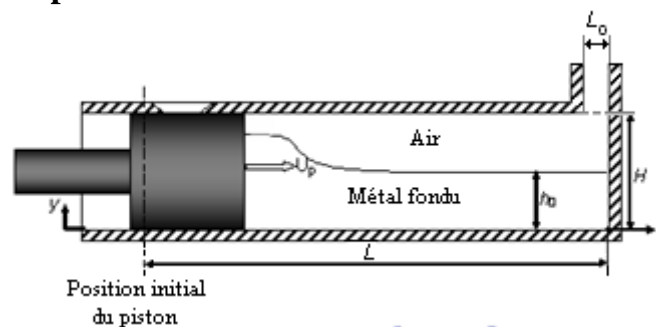


Fig.3.2. Représentation schématique du problème et le système de coordonnées.

Le modèle étudié est un cylindre horizontal de diamètre H et de longueur L dont les paramètres sont donnés dans le tableau 3.1. Son extrémité gauche se déplace suivant le sens positif des x avec une vitesse variable. Initialement, le cylindre est remplie avec de l'aluminium liquide pur dont les propriétés thermodynamiques sont dépendantes de la température (tableau 3.2). Le taux du remplissage, ε , est de 33% de diamètre du cylindre [37] (voir figure 3.2).

Grandeur	Symboles	Valeur	Unité
Diamètre du cylindre	H	5,08	cm
Longueur du cylindre	L	45,72	cm
hauteur initiale du métal liquide	h_0	1,67	cm
Diamètre de l'orifice de refoulement	L_0	1,7	cm

Tableau. 3.1. Paramètres du modèle

Propriétés	Symboles	Valeurs	Unités
<u>Propriétés physiques</u>			
- Densité ($Al_{liquide}$)	ρ_{Al-liq}	2385	$Kg.m^{-3}$
- Viscosité dynamique (phase- solide)	μ_{Al-sol}	100	$Kg.m^{-1}.s^{-1}$
- Viscosité dynamique (phase- liquide)	μ_{Al-liq}	$6,4 \times 10^{-5}$	$Kg.m^{-1}.s^{-1}$
<u>Propriétés thermiques</u>			
- Chaleur spécifique	C_{p-Al}	992,5	$J.Kg^{-1}.K^{-1}$
- Conductivité thermique (phase- solide)	λ_{sol-Al}	215	$W.m^{-1}.k^{-1}$
- Conductivité thermique (phase- liquide)	λ_{liq-Al}	125	$W.m^{-1}.k^{-1}$
- Chaleur latente de fusion	L_s	355878	$J.Kg^{-1}$
- Température (solidus)	T_{sol-Al}	922,5	K
- Température (liquidus)	T_{liq-Al}	923,5	K

Tableau.3.2. Propriété de l'aluminium pur.

Propriétés	Symboles	Valeurs	Unités
<u>Propriétés physiques</u>			
- Densité (air)	ρ_{air}	1,225	Kg.m ⁻³
- Viscosité dynamique (phase- solide)	μ_{air}	1.7894×10^{-5}	Kg.m ⁻¹ .s ⁻¹
<u>Propriétés thermiques</u>			
- Chaleur spécifique	C_{p-air}	992,5	J.Kg ⁻¹ .K ⁻¹
- Conductivité thermique	λ_{air}	215	W.m ⁻¹ .k ⁻¹
- Température de référence	T_{ref}	298.15	K

Tableau.3.3. Propriété de l'air.

3.3 Equations gouvernantes

La Fig.3.2 montre une représentation schématique du problème et le système de coordonnées. Pour les écoulements multi-matériau incompressible, les équations de Navier-Stokes peuvent être combinées en une seule équation pour la vitesse du fluide dans l'ensemble du domaine d'intérêt. Les équations de conservation et d'énergie régissant l'écoulement tridimensionnel d'un fluide newtonien, incompressible, instationnaire, multi-fluide sont données par les expressions suivantes :

Conservation de la masse :

$$\frac{\partial(u-u_g)}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{\partial w}{\partial z} = 0 \quad (3.1)$$

Conservation de la quantité de mouvement : Les équations de quantité de mouvement en z- et r-directions ont respectivement les formes suivantes :

$$\rho \left(\frac{\partial u}{\partial t} + (u - u_g) \frac{\partial u}{\partial x} + v \frac{\partial u}{\partial y} + w \frac{\partial u}{\partial z} \right) = -\frac{\partial P}{\partial x} + \mu \left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} \right) \quad (3.2)$$

$$\rho \left(\frac{\partial v}{\partial t} + (u - u_g) \frac{\partial v}{\partial x} + v \frac{\partial v}{\partial y} + w \frac{\partial v}{\partial z} \right) = -\frac{\partial P}{\partial y} + \mu \left(\frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial z^2} \right) + (\rho - \rho_0)g \quad (3.3)$$

$$\rho \left(\frac{\partial w}{\partial t} + (u - u_g) \frac{\partial w}{\partial x} + v \frac{\partial w}{\partial y} + w \frac{\partial w}{\partial z} \right) = -\frac{\partial P}{\partial z} + \mu \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial z^2} \right) \quad (3.4)$$

Où u , v et w sont les composants de la vitesse dans les coordonnées cartésiennes x , y et z , p la pression, ρ et μ la densité et la viscosité et g l'accélération de la gravité. u_g représente la composante de la vitesse de la grille utilisée pour simuler l'effet variable et mobile du domaine. Les composantes de la vitesse (v_g et w_g) sont nulles à cause du mouvement axial du piston. Les origines de x , y et de z sont situées respectivement à la position initiale du piston et au fond du cylindre.

Conservation de l'énergie [38] :

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} + \rho C_p (u - u_g) \frac{\partial T}{\partial x} + \rho C_p v \frac{\partial T}{\partial y} + \rho C_p w \frac{\partial T}{\partial z} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right) + S \quad (3.5)$$

$$S = \begin{cases} - \left[L_s \frac{\partial}{\partial t} (\rho f_{liq}) \right] & \text{si } C = 1 \\ 0 & \text{si } C < 1 \end{cases} \quad (3.6)$$

La surface libre du métal fondu (y compris sa position et sa direction), doit être déterminée à chaque instant en tant qu'un élément de la solution. Dans le présent travail, la méthode volume de fluide (VOF décrite dans le chapitre 2) est utilisée pour capturer la surface libre. Son principe consiste donc à calculer l'écoulement des deux fluides (air et métal liquide), en tant qu'un seul fluide, dont les propriétés physiques changent à travers l'interface. Les caractéristiques physiques ρ , μ , λ et C_p sont déterminés de façon plus précise en utilisant la valeur d'une variable additionnel (C) de la fraction de volume, Eqs (3.7), (3.8), (3.9) et (3.10).

$$\rho = C\rho_2 + (1 - C)\rho_1 \quad (3.7)$$

$$\mu = C\mu_2 + (1 - C)\mu_1 \quad (3.8)$$

$$\lambda = C\lambda_2 + (1 - C)\lambda_1 \quad (3.9)$$

$$C_p = CC_{p2} + (1 - C)C_{p1} \quad (3.10)$$

La valeur de cette variable est telle que, si une cellule est remplie de fluide 1 (air), $C = 0$, et si elle est remplie de fluide 2 (métal fondu), ($C = 1$). Ainsi, la forme de la surface libre est capturée avec l'isovaleurs $C = 0,5$. La dépendance de C , en fonction du temps, est régie par l'équation :

$$\frac{\partial C}{\partial t} + \frac{\partial C(u - u_g)}{\partial x} + \frac{\partial Cv}{\partial y} + \frac{\partial Cw}{\partial z} = 0 \quad (3.11)$$

La distribution initiale de la fraction de volume est déterminée à partir de la géométrie initiale de l'interface. À chaque pas de temps, l'interface est d'abord reconstruite à chaque cellule à partir de la distribution de C , et advectée ensuite en résolvant l'Eq. (3.11), en utilisant des considérations géométriques pour calculer les flux de volume à travers les frontières des autres cellules. Les différentes méthodes de VOF peuvent être distinguées par les dispositifs de l'algorithme de reconstruction de l'interface et de la méthode employée pour l'intégration de l'équation correspondant à la fraction de volume. L'algorithme de Young [30,39] est utilisé pour suivre la surface libre.

3.4. Conditions aux limites

La condition de non-glissement est imposée aux parois de la chambre d'injection et la pression est fixée à l'entrée de la cavité de moule. A la paroi mobile (piston), on suppose que le fluide a une vitesse horizontale (dans la direction appropriée) qui suit la loi variable de la vitesse du piston dans le cylindre d'injection [37] :

$$u_p = \begin{cases} \alpha\beta(e^{\alpha t} - 1) & \text{if } t \leq t_h \\ 2[\sqrt{gH} - \sqrt{gh_0}] & \text{if } t > t_h \end{cases} \quad (3.12)$$

où α et β sont des constantes réelles positives et

$$t_h = \frac{1}{\alpha} \ln \left[\frac{2(\sqrt{gH} - \sqrt{gh_0})}{\alpha\beta} + 1 \right] \quad (3.13)$$

Le refroidissement des parois du cylindre peut être simulé comme un échange convectif avec un coefficient de convection $h = 12 \text{ W/m}^2\cdot\text{K}$ et une température du fluide de 500 K [40].

3.5 Modèle numérique

Pour le couplage pression-vitesse dans l'équation de Navier-Stokes, il existent plusieurs schémas, comme SIMPLE [Patankar, 21] et PISO [Issa et al., 41]. Dans cette étude, Le couplage pression-vitesse est réalisé à l'aide du schéma PISO (Pression-Implicite with Splitting of Operators), qui est basé sur un degré plus élevé de la

relation approximative de la correction pression-vitesse. Le schéma PISO est fortement recommandé pour les calculs des écoulements transitoires avec de grands pas de temps. L'algorithme PISO prend relativement plus de temps CPU par itération, mais diminue significativement le nombre d'itérations nécessaire pour la convergence des problèmes d'écoulements transitoires. Le critère de convergence a été fixé à 10^{-4} pour tous les paramètres.

La méthode de résolution, fonctionne d'une manière itérative, dans laquelle l'équation (3.11) est résolue en premier (à partir de volume initial du domaine) et les fractions volumiques résultantes sont utilisées pour calculer les nouvelles densités, viscosités et conductivités dans tout le domaine selon les équations (3.7), (3.8) et (3.9). Les équations de continuité sont résolues en utilisant ces nouvelles valeurs et le processus se répète à travers un certain nombre d'itérations jusqu'à ce qu'un critère de convergence approprié a été satisfait, pour chaque pas de temps.

Puisque le schéma explicite (VOF) et le schéma implicite (PISO) ont été combinés, alors le pas de temps est limité par le schéma explicite durant le remplissage. Le pas de temps est déterminé par :

$$\Delta t < \min \left[\frac{\Delta x_i}{u_{i,j,k}}, \frac{\Delta y_j}{v_{i,j,k}}, \frac{\Delta z_k}{w_{i,j,k}} \right] \quad (3.11)$$



Chapitre 4

Procédure de simulation numérique

4.1 Introduction

Avant d'entreprendre la simulation numérique de l'écoulement à surface libre d'aluminium liquide à l'aide d'un code de simulation numérique, il est utile de préciser ce qu'on peut attendre d'une telle méthode.

La simulation numériques en mécanique des fluides (CFD ; Computational Fluid Dynamics) est reconnue aujourd'hui comme l'un des outils incontournables de conception et est largement utilisée dans l'industrie. Le choix de l'utilisation de telle méthode numérique va dépendre essentiellement du type et de la complexité du problème à résoudre : la nature du fluide, le comportement thermodynamique, la modélisation du milieu et le problème stationnaire ou in stationnaire.

Les codes de simulation numérique des écoulements, ou codes CFD, résolvent les équations régissant les mouvements d'un fluide. Ces équations traduisent la conservation de la masse et de la quantité de mouvement du fluide (équations de Navier-Stokes), ainsi que la conservation de l'énergie. On peut observer que l'essentiel de ces codes utilisent la méthode des volumes finis.

Pour notre travail, nous aurons recours au code CFD FLUENT, commercialisé par FLUENT INCORPORATED. Nous disposons de la version 6.3.26 Pour l'usage que nous en avons, il permet de simuler les écoulements diphasique avec et sans transfert thermiques dans des géométries complexes. Il peut résoudre les équations régissant les mouvements laminaires et turbulents, stationner et instationner d'un fluide. Il peut résoudre des problèmes d'écoulement avec des mailles structurées et non structurées, quelque soit la complexité de la géométrie, avec une facilité relative. Les mailles supportées en 2D sont de types triangulaires ou quadrilatérales, elles sont tétraédriques, hexaédriques ou pyramidales en 3D, ou des mailles (hybrides) mélangées. Le code « Fluent » est écrit en langage C et utilise pleinement la flexibilité et la puissance offertes par ce langage. En outre, il utilise une architecture qui lui permet de s'exécuter en tant que plusieurs processus simultanés sur un seul PC de travail ou sur des machines en parallèles, pour une exécution plus efficace.

FLUENT facilite à l'utilisateur sa manipulation à travers la simplicité de son interface graphique. Le code n'est pas limité uniquement par ses propres fonctions, mais il offre à l'utilisateur la possibilité d'y injecter sa propre fonction et définir toutes

particularités de son problème. L'utilisateur avancé peut adapter ou augmenter aux besoins l'interface en programmant en langage C ou C++ ses propres macros afin d'automatiser certaines procédures (de condition aux limites, périodique ou autres) par le moyen des UDF (décrite dans le chapitre 2) sous forme de programme écrits en langage C, qui va être compilé par le compilateur intégré du code FLUENT, pour être exécuter après.

La résolution par le logiciel de simulation numérique des écoulements FLUENT nécessite la présentation de logiciel GAMBIT.

GAMBIT 2.2.30 est un logiciel de DAO (Dessin Assisté par Ordinateur) et de génération de maillage. Il permet de réaliser des géométries en 2D ou 3D et de générer le maillage. Largement répandus dans l'industrie (automobile, aéronautique, spatiale, ...etc.) en raison de son interface graphique puissante, GAMBIT permet aussi de réaliser toutes types de géométries complexes (fixes ou mobiles) associées à des maillages fixes ou adaptatifs. Il permet aussi de définir les conditions aux limites.

4.2 Procédure et étape de simulation numérique

4.2.1 Dessin et génération du maillage par GAMBIT

La génération du maillage dans GAMBIT passe par les étapes suivantes :

Étape 1 : Choix du solveur

Le calcul numérique va être effectué à l'aide du FLUENT 6.3.26. Pour cela, il faut définir le type de solveur dans GAMBIT.

Solver → FLUENT 5/6

Étape 2 : création de la géométrie

Pour créer la géométrie du système, il existe plusieurs méthodes :

- Utiliser la base des géométries prédéfinies.
- ou créer la surface à partir des points et des lignes.

Puisque notre modèle est réalisé en 3D, il est préférable d'utiliser la première méthode.

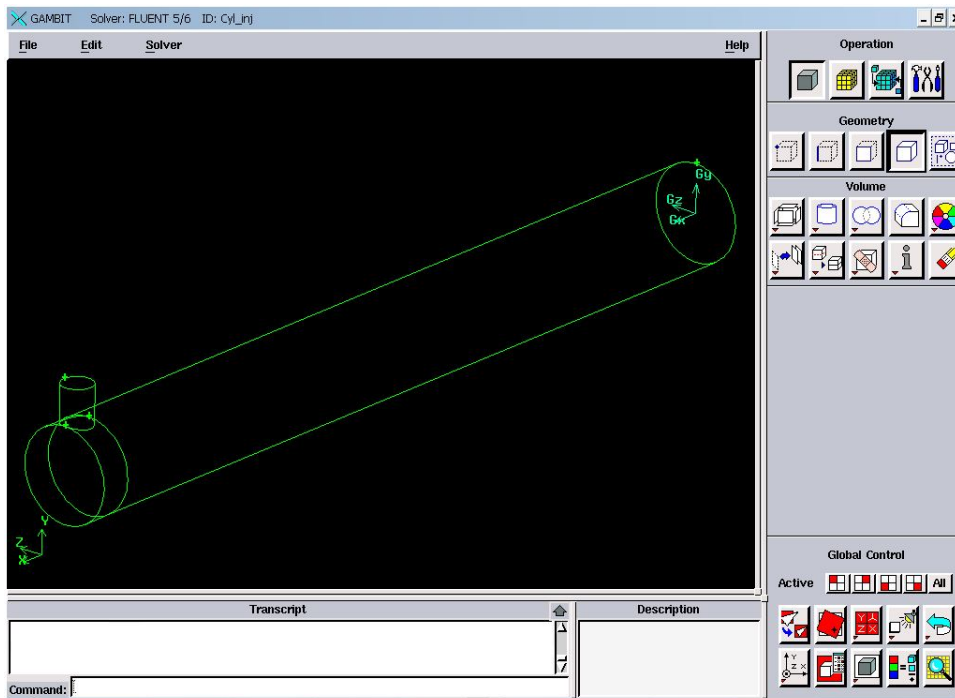


Fig. 4.1. Création de la géométrie.

Étape 3 : maillage du volume

Après plusieurs testes, la taille du maillage qui semble donner le meilleur rapport précision-vitesse de convergence est de 7117 nœuds. Pour cela, on commence par mailler les surfaces et ensuite le domaine.

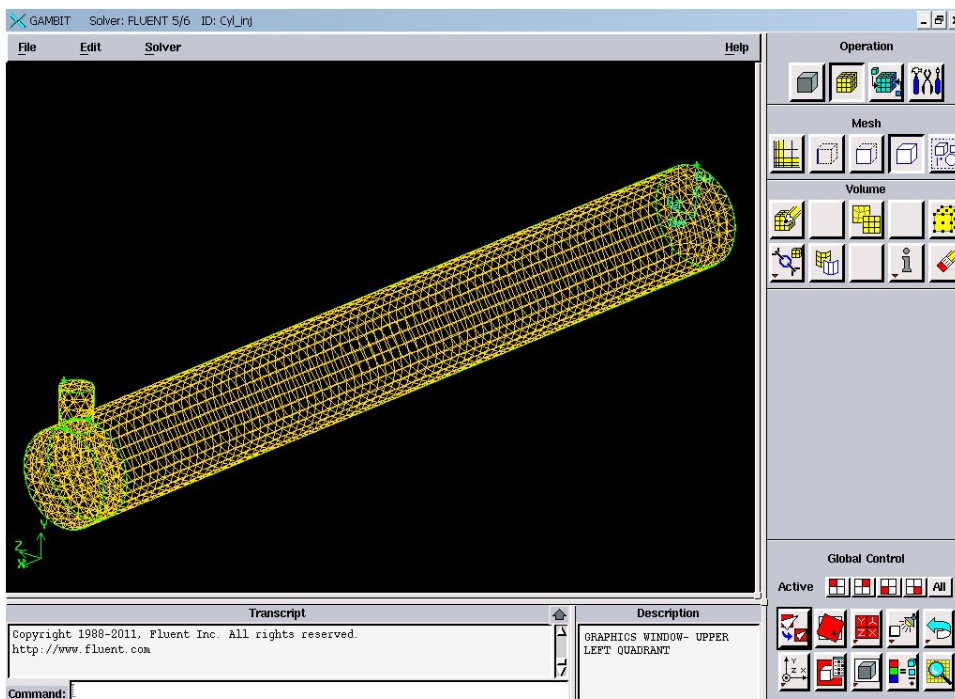


Fig. 4.2. Maillage mixte du volume : Hex-wedge et Tet-hybrid.

Étape 4 : conditions aux limites

GAMBIT permet de déclarer le type des différentes conditions aux limites.

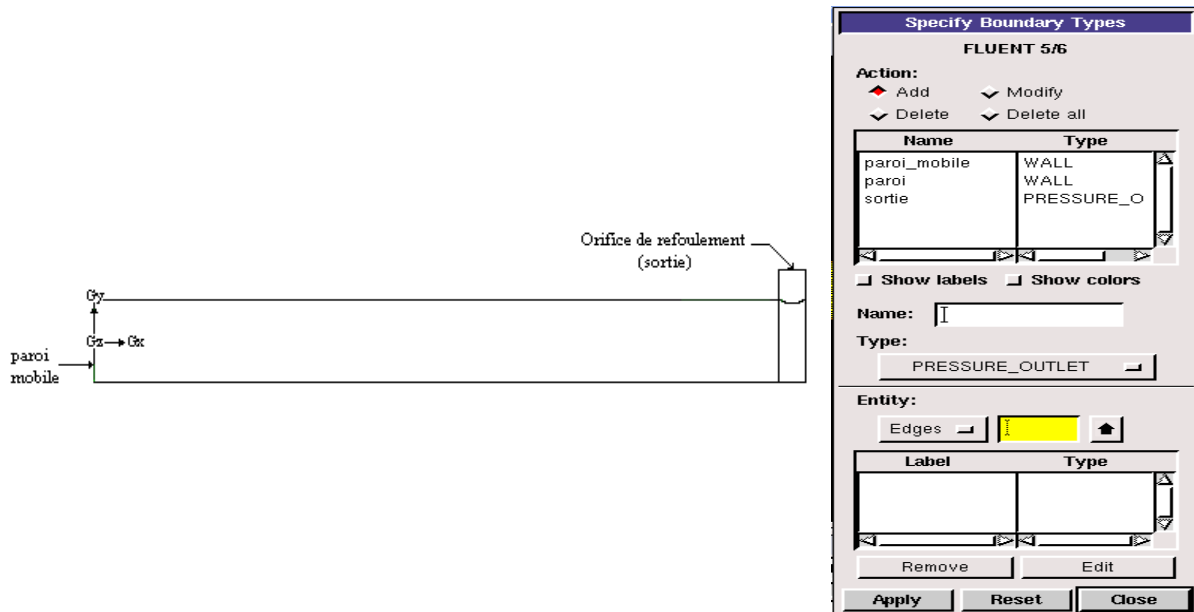


Fig.4.3. Les condition aux limites numériques.

Étape 5 : exportez le maillage et sauvegarder le fichier

Exportez un fichier contenant le maillage de notre modèle physique étudié portant le nom Cyl_inj.msh.

File → Export → Mesh

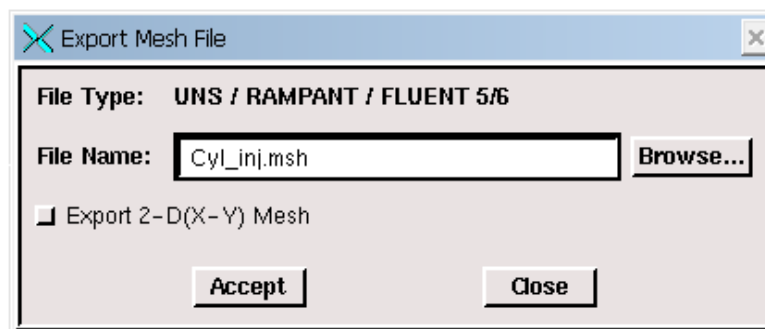


Fig. 4.4. Fenêtre d'exportation du maillage.

4.2.2 Préparation du calcul dans FLUENT

Étape 1 : démarrez la version 3ddp de FLUENT

La version 3ddp de FLUENT, signifié la version tridimensionnel avec double précision.

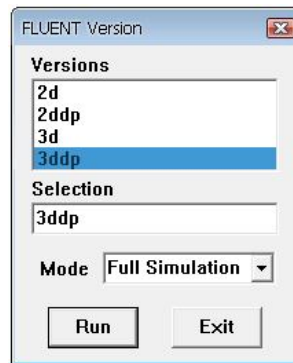


Fig. 4.5. Version 3ddp de démarrage du Fluent.

Étape 2 : définir l'échelle du modèle

Define → Units

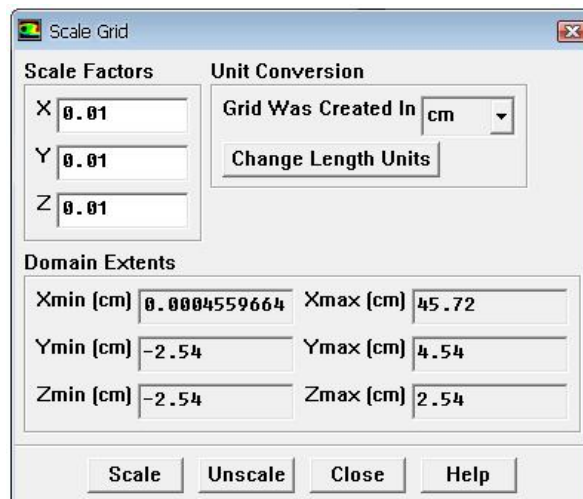


Fig. 4.6. Définition de l'échelle du modèle.

Étape 3 : définition du modèle

a. définir le modèle du solveur utilisé :

FLUENT permet de choisir entre plusieurs formulations du solveur:

- formulation : Pressure Based (isolée) ; Cette formulation résout les équations de continuité, de quantité de mouvement et quand c'est nécessaire celle de l'énergie et toutes isolées les unes des autres.
- Formulation : Implicit ; la formulation implicite assure une meilleure stabilité du schéma numérique
- Space : 3D ; le maillage choisi étant Tridimensionnel.
- Transient controls : cocher Non-iterative time advancement.

Il donne plus de stabilité au calcul au cours des itérations.

- Time : Unsteady ; étude instationnaire du problème physique.
- Velocity formulation ; Absolute

Define → Models → Solver

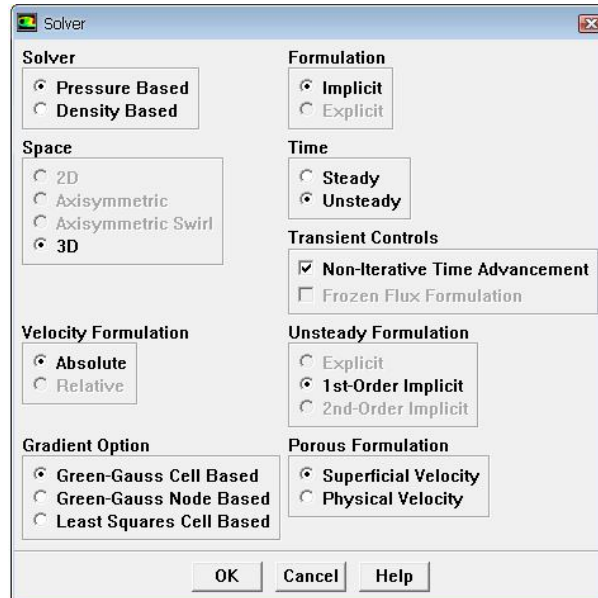


Fig. 4.7. Définition du modèle du solveur.

b. définir la méthode VOF :

Define → Models → Multiphase

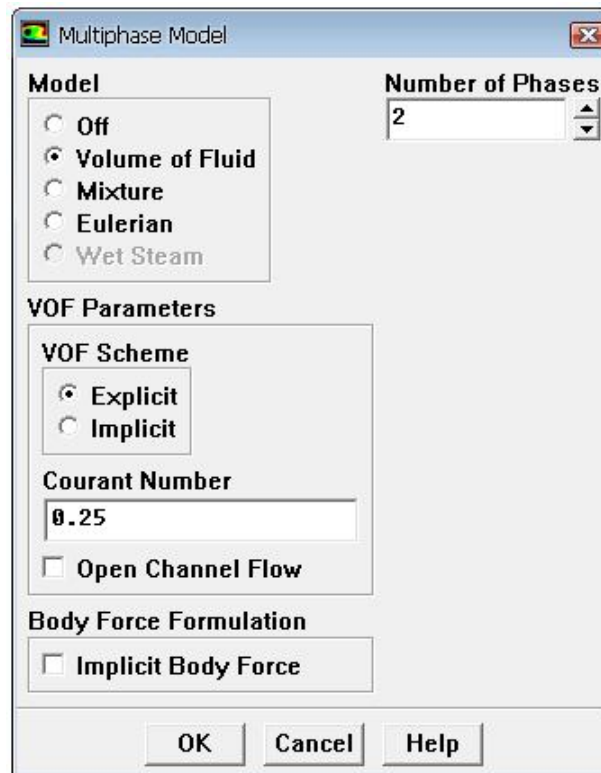


Fig. 4.8. Définition de la méthode multi-phase VOF.

c. définir le modèle de solidification :

Le modèle de solidification est défini uniquement dans l'étude thermique.

Define → Models → Solidification & Melting



Fig.4.9. Définition du modèle de solidification.

Étape 4 : définir les propriétés des matériaux

Il faut entrer toutes les données thermo-physiques.

Define → Materials

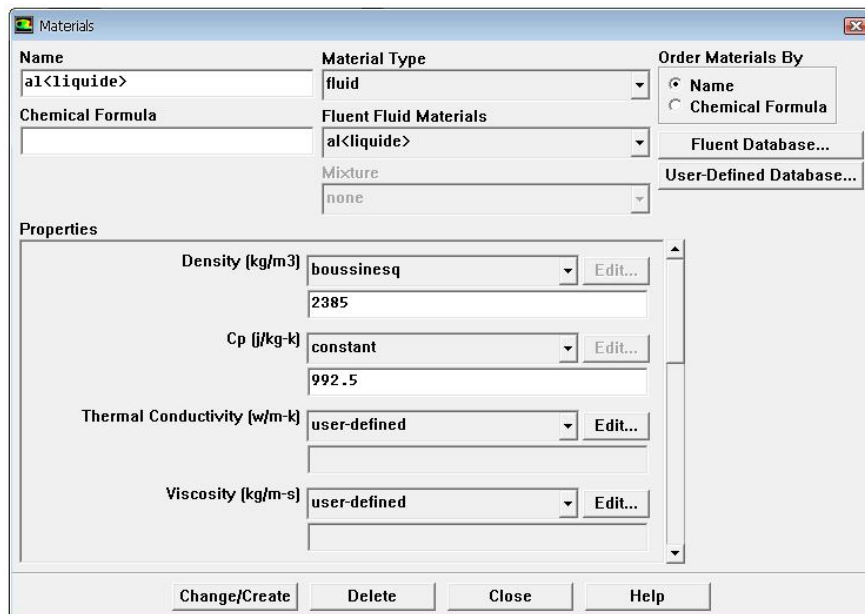


Fig. 4.10. Définition des propriétés des matériaux.

On donne alors :

1. Le nom du métal liquide « al<liquide> » ;
2. la densité thermique 2385 kg.m^{-3} ;
3. chaleur spécifique $992,5 \text{ J.Kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$;
3. la conductivité thermique et la viscosité son défini dans le programme C++ à l'aide de la fonction UDF ;

4. la chaleur latente 355878 J.Kg^{-1} ;
5. la température de solidus $922,5 \text{ K}$;
6. la température de liquidus $923,5 \text{ K}$.

Étape 5 : définir les noms des phases existantes et leur type

Define \longrightarrow Phases

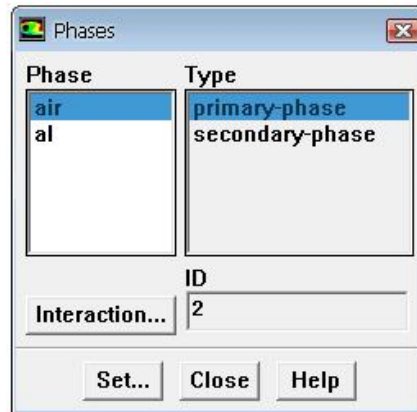


Fig. 4.11. Définition des noms des phases.

1. on définit l'air comme phase primaire.
2. on définit l'aluminium comme phase secondaire.

Étape 6 : définir les conditions de fonctionnement

Define \longrightarrow Operating Conditions

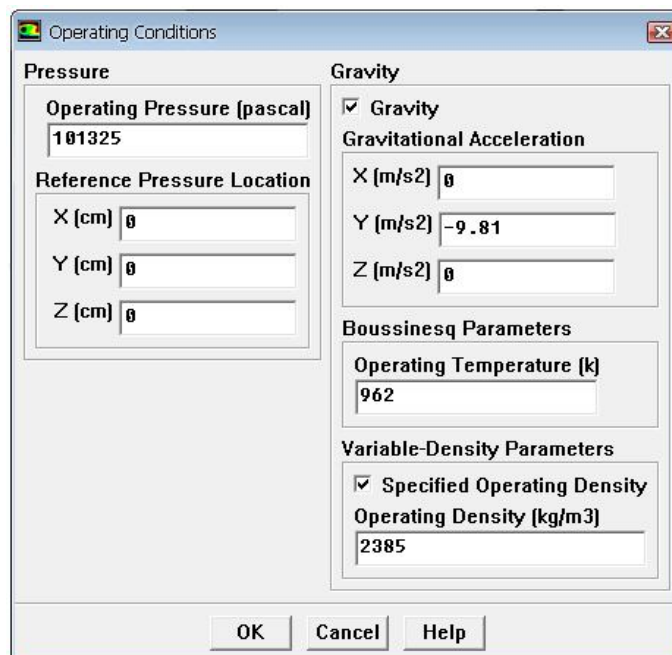


Fig. 4.12. Définition des conditions de fonctionnement.

1. définir l'accélération de la pesanteur suivant l'axe des y en lui attribuant la valeur $-9,81 \text{ ms}^{-1}$;
2. on donne la valeur de la densité de référence (densité du métal liquide) de 2385 kg.m^{-3} .

Étape 7 : définir les conditions aux limites

Dynamique :

Define → Boundary Conditions

FLUENT maintient la vitesse nulle dans toutes les parois du modèle, et la pression absolue « gauge pressure » égal à zéro. Retenir toutes les valeurs par défaut et ne rien changer.

Pression de sortie :

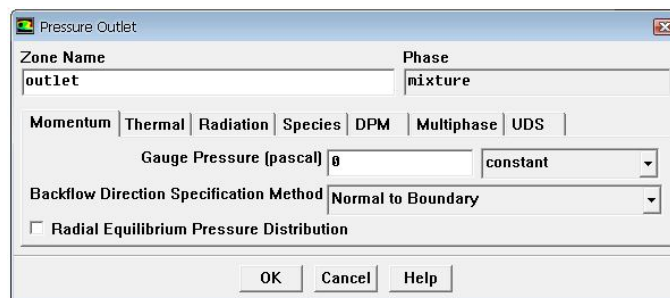


Fig.4.14. définition des conditions aux limites à l'orifice de refoulement (pression de sortie).

Thermique :

Define → Boundary Conditions

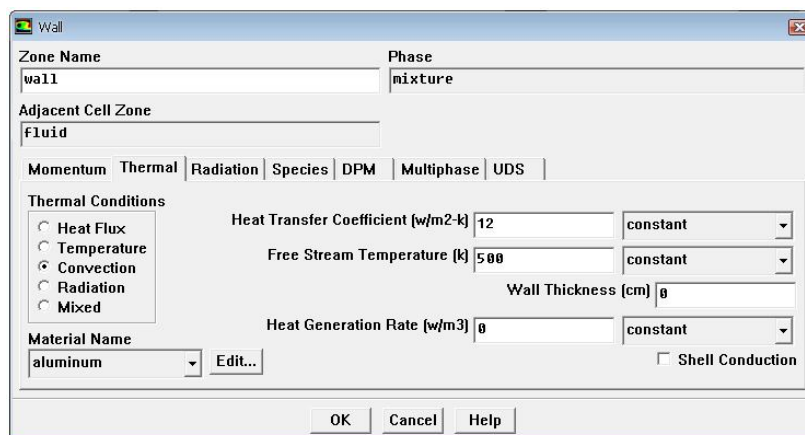


Fig.4.13. définition des conditions aux limites sur les parois du cylindre d'injection.

Étape 8 : définir la librairie de l'UDF

Il faut définir la fonction UDF qui va être introduite dans les calculs comme condition à la limite mobile et pour le calcul des propriétés physiques. Pour cela, on écrit un programme en langage C++ [36], nommé « FreeSurface.c », qui permet de calculer la position du piston en fonction du temps à l'aide de l'Eq. 3.12. Cette UDF doit être compilée et chargée sur le code FLUENT comme suit :

Define → User-Defined → Functions → Compiled

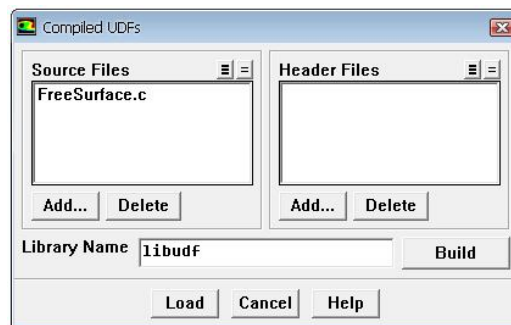


Fig. 4.15. Définition des conditions de fonctionnement.

1. ajouter le fichier source « FreeSurface.c » dans « Source Files »
2. compiler le fichier à l'aide de la commande « Build »
3. enfin, charger le fichier à l'aide de la commande « Load ».

Étape 9 : Définir les paramètres du maillage dynamique

Afin d'éviter la création des mailles négatives durant la régénération du maillage dynamique, on utilise la méthode des couches dynamiques pour traiter la déformation de notre géométrie causée par le déplacement du piston.

Define → Dynamic mesh → parameters

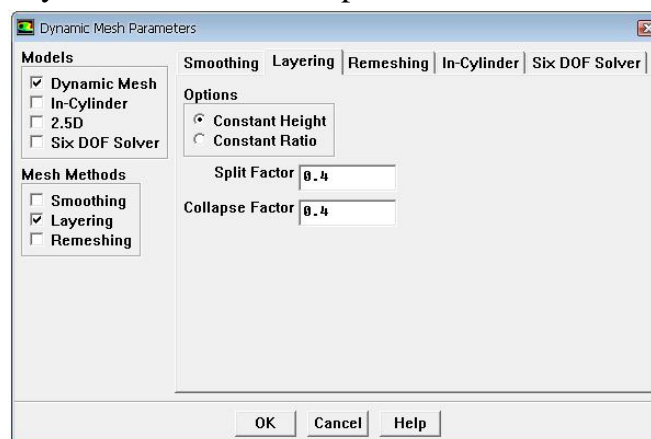


Fig. 4.16. Définition des paramètres du maillage dynamique.

Étape 10 : Définir les paramètres de la résolution

Solve → Controls → Solution

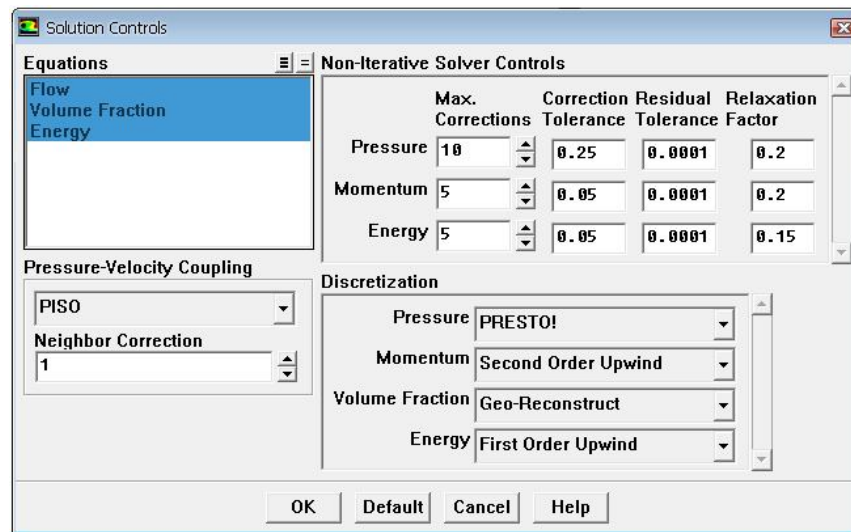


Fig. 4.17. Définir les paramètres de la solution.

Dans cette étape, on doit choisir les équations à résoudre (de l'écoulement, de la fraction liquide et de l'énergie), le schéma de discrétisation (PISO), les facteurs de sous-relaxations et les critères de convergence.

Le code de calcul FLUENT propose les meilleurs facteurs de sous-relaxation utilisés pour la plupart des écoulements. Néanmoins, si on voit qu'au cours du calcul les oscillations des résidus commencent à s'amplifier, il est préférable de réduire ces facteurs. Par contre, si on observe une convergence très lente, on pourra les augmenter prudemment. Après test, les facteurs de sous relaxation qui semblent favoriser la convergence des résultats avec une meilleure stabilité sont données dans le tableau 4.1:

	Maximum correction	Tolérance de correction	Tolérance des résidus	Facteur de relaxation
Pression	10	0,25	0,0001	0,2
Quantité de Mouvement	5	0,05	0,0001	0,2
Energie	5	0.05	0,0001	0.15

Tableau. 4.1. Tableau des Facteurs de Sous-Relaxation.

Étape 11 : Définir la région du métal liquide

Dans cette étape, on doit définir la région occupée par le métal liquide à l'état initiale.

Adapt \longrightarrow Region

a. adaptation de la géométrie :

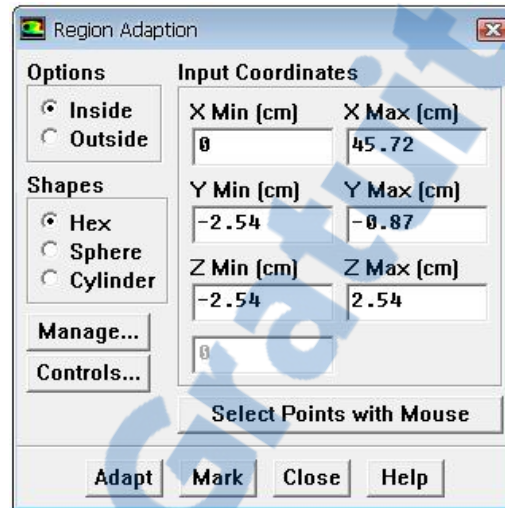


Fig. 4.19. Adaptation de la géométrie.

b. définir la partie occupée par le métal liquide dans le cylindre d'injection :

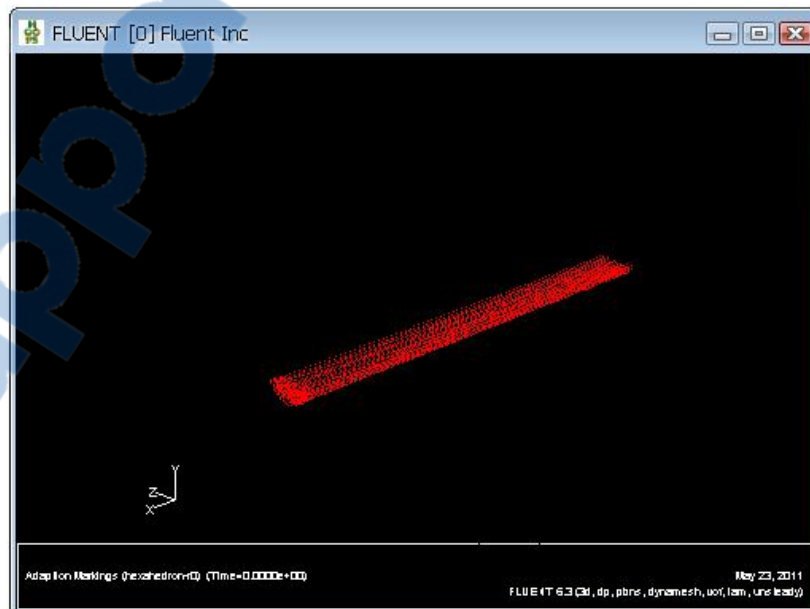


Fig. 4.20. Définition de la région du métal liquide dans le cylindre d'injection.

Étape 12 : Charger le niveau initial du métal liquide

Solve → Initialize → Patch

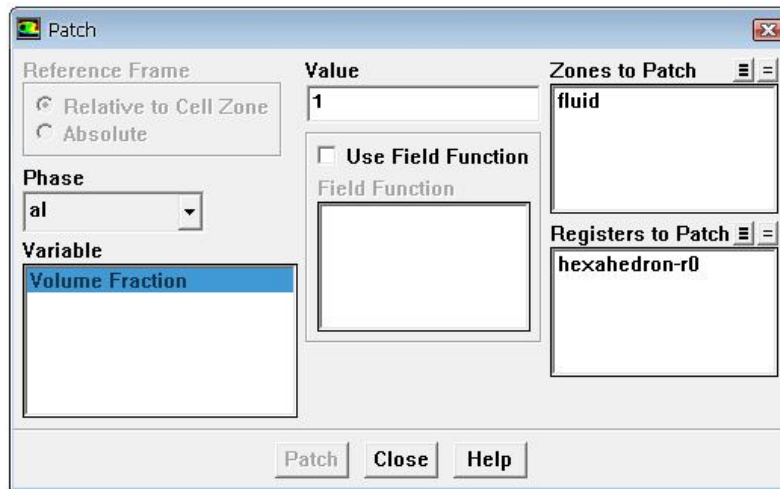


Fig. 4.21. Chargement du niveau initial du métal liquide.

Étape 13 : Lancement des calculs

On commence les calculs après le choix du nombre des itérations, et le pas du temps.

Solve → Iterate

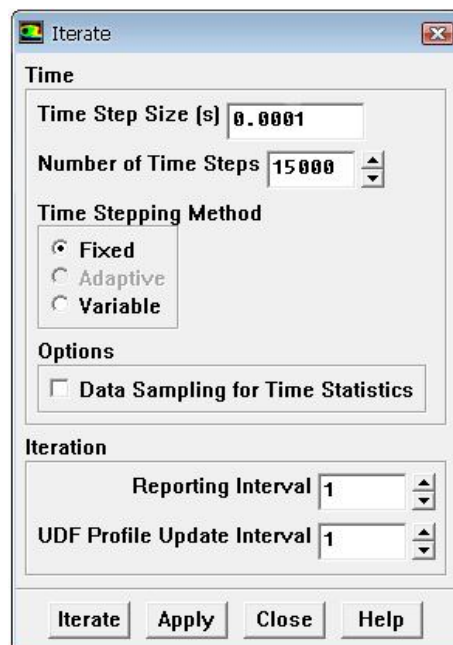


Fig. 4.22. Choix des nombre des itérations.

Chapitre 5

Résultats et discussions

5.1 Introduction

Dans ce chapitre nous allons nous intéresser à l'étude numérique d'écoulement laminaire instationnaire avec surface libre d'aluminium liquide dans le cylindre d'injection d'une machine MMSP avec chambre froide. Nous verrons en premier lieu, l'étude dynamique du processus, qui montre l'influence de la vitesse du piston sur le profile de la surface libre d'aluminium liquide pour différentes valeurs de α , durant la phase d'injection. En deuxième lieu, on introduit la partie thermique dans les calculs pour voir l'influence de la température sur le profile de l'écoulement du métal liquide.

5.2 Validation

A fin de valider notre modèle proposé dans cette étude, nous avons comparés nos résultats trouvés à l'aide du code de calcul FLUENT avec la méthode basé sur l'approximation shallow-water et avec le code PHOENICS [9].

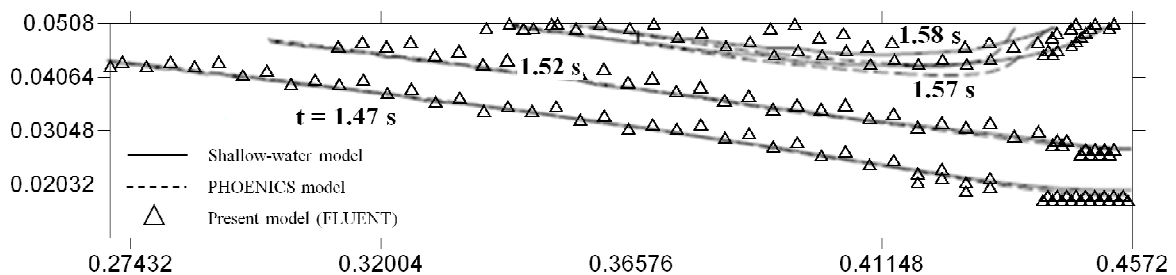


Fig.5.1. Comparaison entre les résultats numériques des profils de la surface libre à différent instants dans le cylindre d'injection (approximation shallow-water, PHOENICS et FLUENT) [9].

La Fig.5.1 donne une comparaison entre les résultats numériques des profils de la surface libre dans le cylindre d'injection à différent instants obtenus numériquement avec le nouveau modèle proposé et ceux fournis par le modèle basé sur l'approximation shallow-water et avec le code PHOENICS. On remarque qu'il y a un très bon accord entre les résultats simulés et ceux publiés dans la référence [9]. Ce ci montre la bonne précision de la méthode proposé dans ce travail.

5.3 Résultats et discussions

5.3.1 Etude dynamique

5.3.1.1 Evolution du profil de la surface libre pour différentes accélérations

Pour voir l'influence de la vitesse du piston sur l'évolution de la surface libre d'aluminium liquide durant le processus d'injection, trois profils de vitesse ont été examinés (Fig. 5.2) $\alpha = 1,35, 1,71$ et $2,2$.

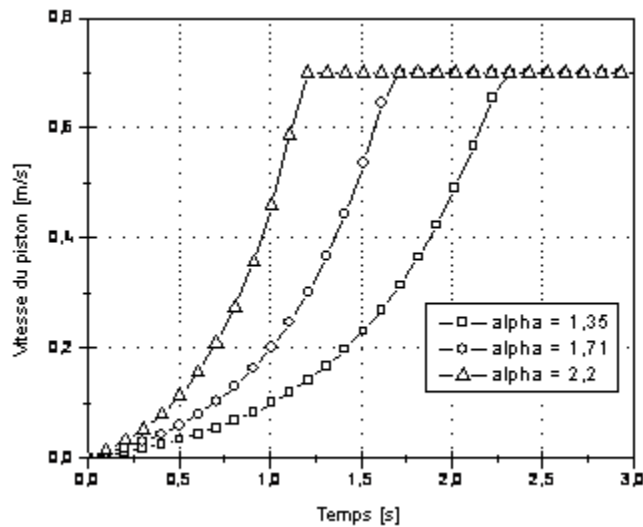


Fig.5.2. Profile de vitesse du piston avec différents valeurs du paramètre d'accélération α .

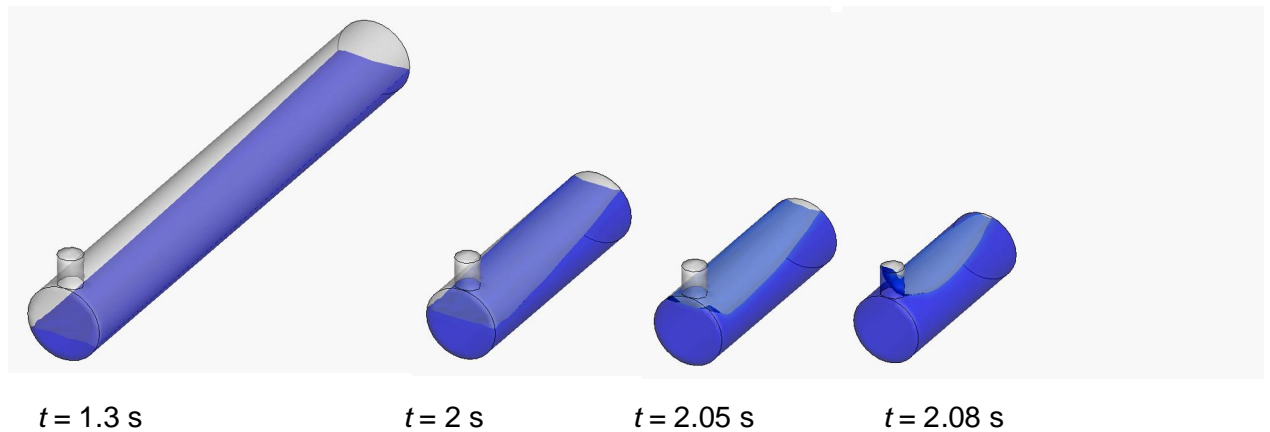
a. Accélération pour $\alpha = 1,35$:

Fig. 5.3. Evolution du profil de la surface libre dans le temps pour $\alpha = 1,35$.

La Fig.5.3 montre l'évolution du profil de la surface libre du métal liquide en fonction du temps pour une valeur de $\alpha = 1,35$. Dès que le piston commence à se déplacer, il pousse le métal liquide vers le haut en provoquant la création d'une vague juste devant le piston ($t = 1.3$ s). Lorsque ce dernier se déplace plus loin, il pousse la vague qui se déplace en avant avec une vitesse plus importante que le piston. Quand la vague atteint l'extrémité du cylindre, sa hauteur augmente jusqu'à atteindre le haut du cylindre et ferme l'orifice de refoulement. A $t = 2.08$ s, on peut voir facilement que l'air est emprisonné entre le piston mobile et la vague.

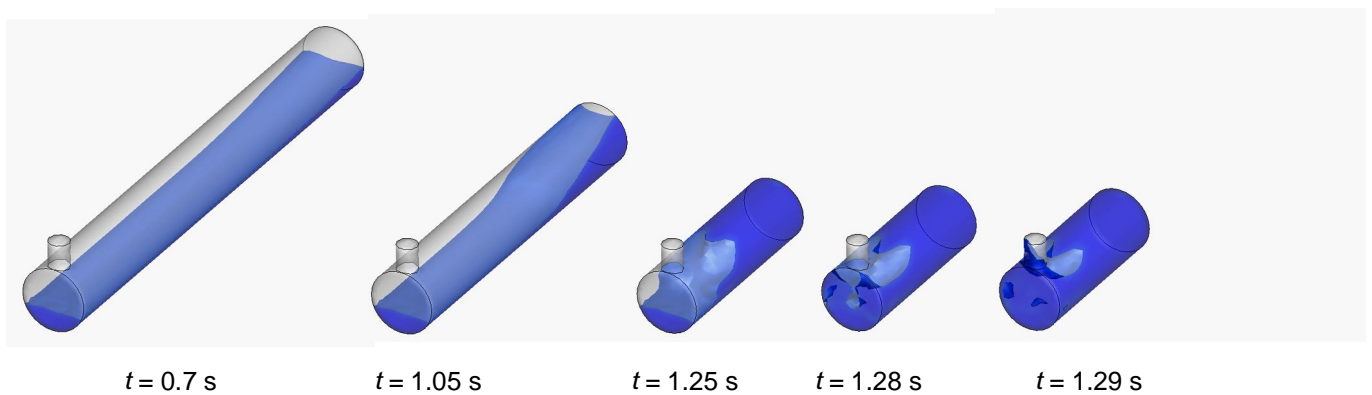
b. Accélération pour $\alpha = 2,2$:

Fig. 5.4. Evolution du profil de la surface libre dans le temps pour $\alpha = 2,2$.

La Fig.5.4 montre l'évolution du profile de la surface libre du métal liquide en fonction du temps pour une valeur de $\alpha = 2,2$. Dès que le piston commence à se déplacer, il pousse le métal liquide vers le haut en provoquant la création d'une vague dont la hauteur monte rapidement avec le temps jusqu'à atteindre le haut du cylindre. Nous remarquons que le piston se déplace plus rapidement que la vague. Avec le déplacement du piston, la vague a tendance de tomber en enfermant une quantité d'air ($t = 1.25$ s). Le métal liquide qui se trouve en haut du cylindre, a tendance à son tour de tomber en enfermant une autre quantité d'air ($t = 1.28$ s). Les grandes vitesses peuvent entrainer d'importantes turbulences dans le métal en engendrant la création des pores dans le métal fini.

c. Accélération pour $\alpha = 1,71$:

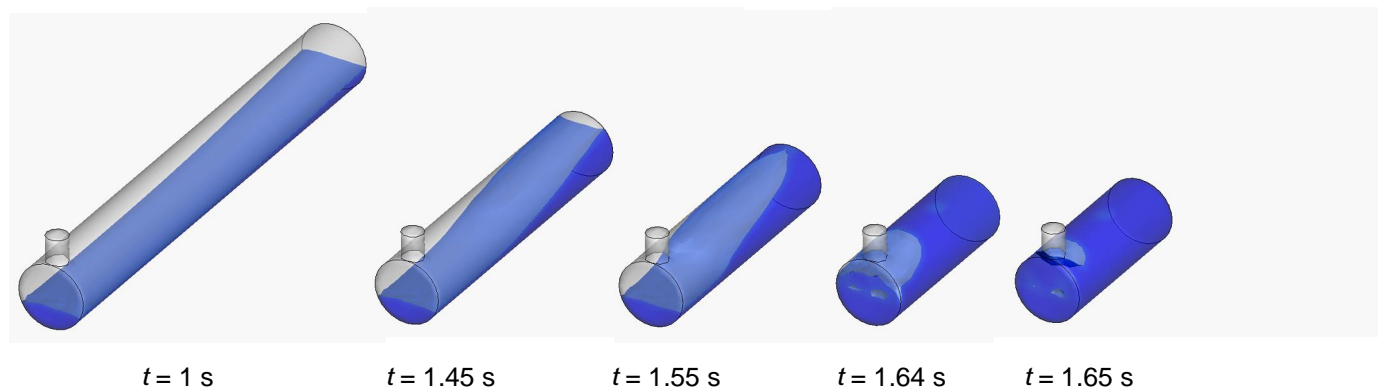


Fig. 5.5. Evolution du profile de la surface libre dans le temps pour $\alpha = 1,71$.

La Fig.5.5 montre l'évolution du profile de la surface libre du métal liquide en fonction du temps pour une valeur de $\alpha = 1,71$. Les résultats montrent que le déplacement du piston pousse le métal liquide vers le haut et forme une vague idéal qui se déplace avec une vitesse voisine à celle du piston. La vague évacue presque la totalité d'air contenu dans le cylindre d'injection à travers l'orifice de refoulement. Donc, Il n'y a que de faibles occlusions d'air dans le métal liquide observées au fond du cylindre d'injection. Le faible emprisonnement d'air peut fournir un métal fini sans pores. Ce cas est donc le plus favorable pour une meilleure qualité des métaux et la valeur de $\alpha = 1,71$ fournit la vitesse optimale du piston.

5.3.1.2 Évolution de la vitesse pour différentes accélérations

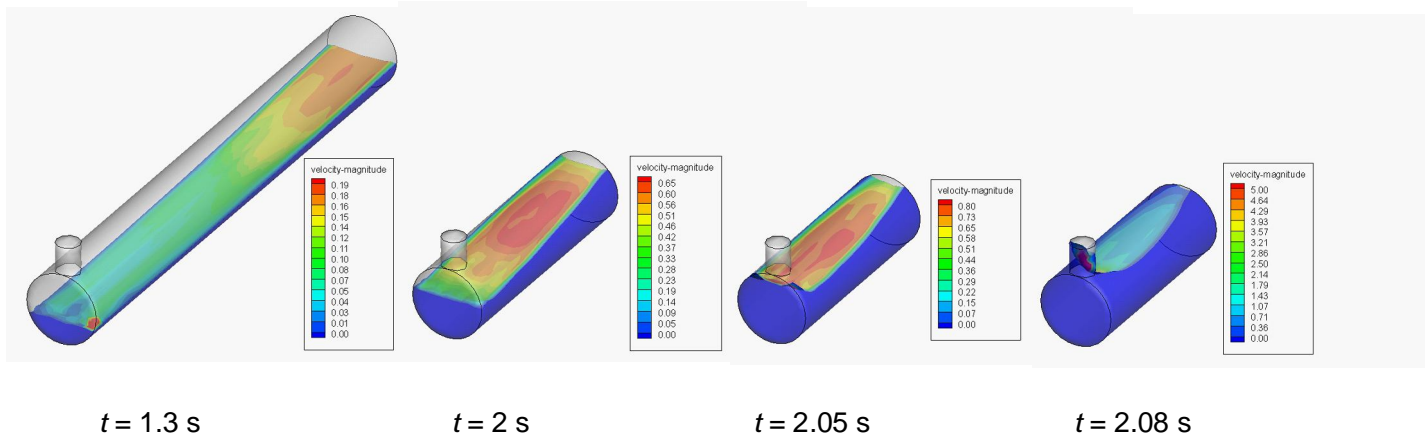


Fig. 5.6. Evolution de la vitesse dans le temps pour $\alpha = 1,35$.

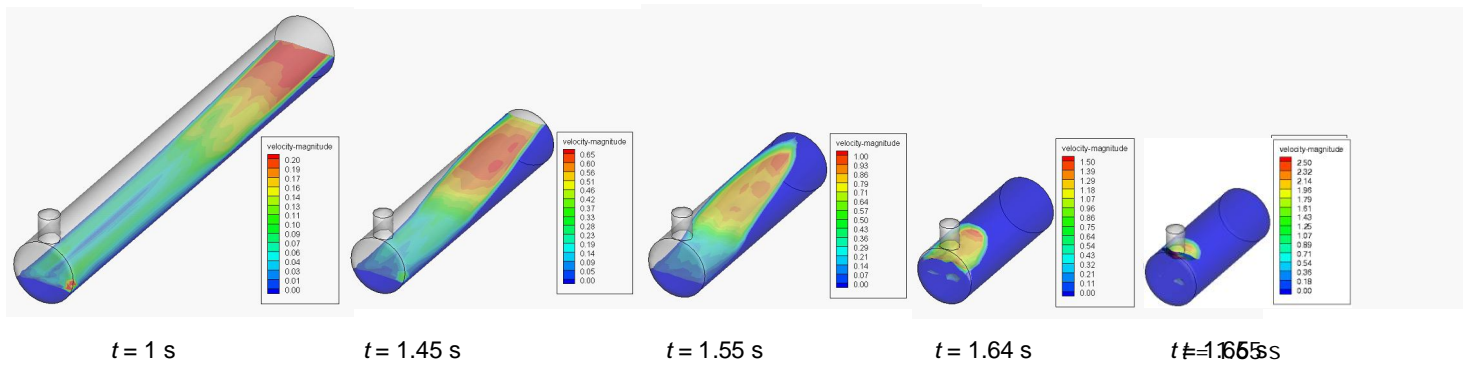


Fig. 5.7. Evolution de la vitesse dans le temps pour $\alpha = 1,71$.

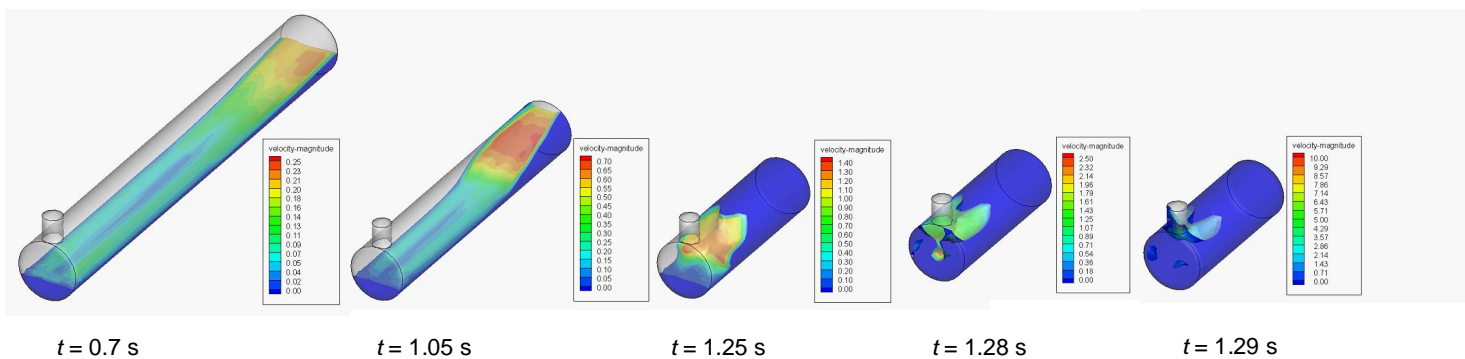


Fig. 5.8. Evolution de la vitesse dans le temps pour $\alpha = 2,2$.

Les Fig.5.6, 5.7, 5.8 montres l'évolution de la vitesse (m/s) à la surface libre pour différentes valeur de α (1,35, 1,71 et 2,2, respectivement). Pour $\alpha = 1,35$ et à $t = 1,3$ s, le déplacement du piston provoque l'accélération du métal liquide au voisinage du piston où la vitesse atteint 0,19 m/s. A l'extrémité du cylindre d'injection, le métal est au repos. Ensuite, on remarque que la vague commence à se développer plus rapidement que le piston où la vitesse atteint 0,8 m/s. À $t = 2,08$ s, la vague se déplace vers le haut et ferme l'orifice de refoulement. Ce phénomène emprisonnant une grand quantité d'air et la vitesse du métal liquide atteint 5 m/s en passant à travers l'orifice de refoulement.

Pour $\alpha = 1,71$, on remarque que la vague est créée à $t = 1$ s qui se déplace parallèlement avec le piston. La vitesse du métal liquide atteint 1,5 m/s à $t = 1,64$ s dans le cylindre. La vitesse optimale et toujours au voisinage du piston.

Pour $\alpha = 2,2$, on remarque que la vague est créée à $t = 0,7$ s qui est poussé violemment par le piston. La vitesse est importante et atteint 2,5 m/s à $t = 1,28$ s. La vitesse optimale, qui est au voisinage du piston à $t = 0,7$ s, se déplace ensuite en avant en créant un enroulement d'air à $t = 1,25$ s.

5.3.2 Etude dynamique et thermique

Dans cette partie de notre étude, on intègre l'effet de la température en couplant l'équation de la conservation de l'énergie dans les calculs pour $\alpha = 1,71$, qui représente la vitesse optimale du piston.

5.3.2.1 Evolution du profil de la surface libre pour α optimale

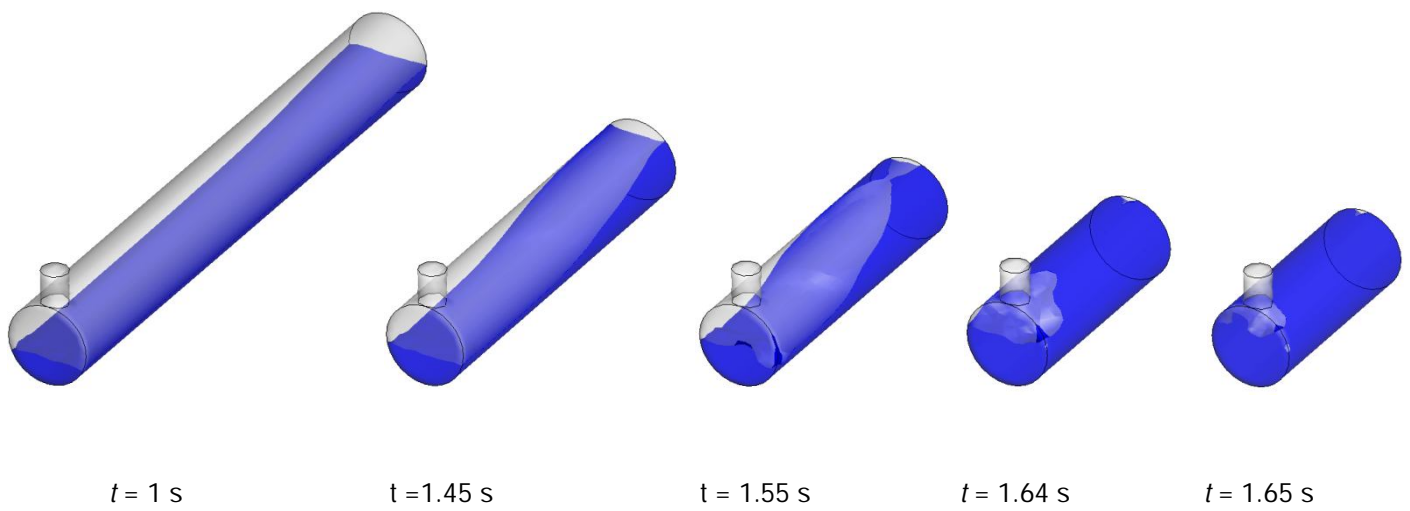


Fig. 5.9. Effet de la température sur évolution du profil de la surface libre dans le temps pour $\alpha = 1,71$.

La Fig.5.9 montre l'effet de la température sur l'évolution du profil de la surface libre du métal liquide en fonction du temps pour une valeur du paramètre d'accélération $\alpha = 1,71$. Le déplacement du piston pousse le métal liquide vers le haut et forme une vague qui éjecte l'air contenu dans le cylindre d'injection à travers l'orifice de refoulement. Cependant, à $t = 1,55 \text{ s}$, une certaine quantité d'air est emprisonnée entre le haut du cylindre et le piston. A $t = 1,64 \text{ s}$, il ya absence de pores à l'extrémité du cylindre, mais, la vague est nettement moins stable. A $t = 1,65 \text{ s}$, la vague cerne moins parfaitement l'air ce qui entraine un risque d'emprisonnement. Cette comparaison montre qu'il est difficile de négliger l'effet de la température durant l'étude numérique de l'injection des métaux liquide.

5.3.2.2 Évolution de la vitesse pour α optimale

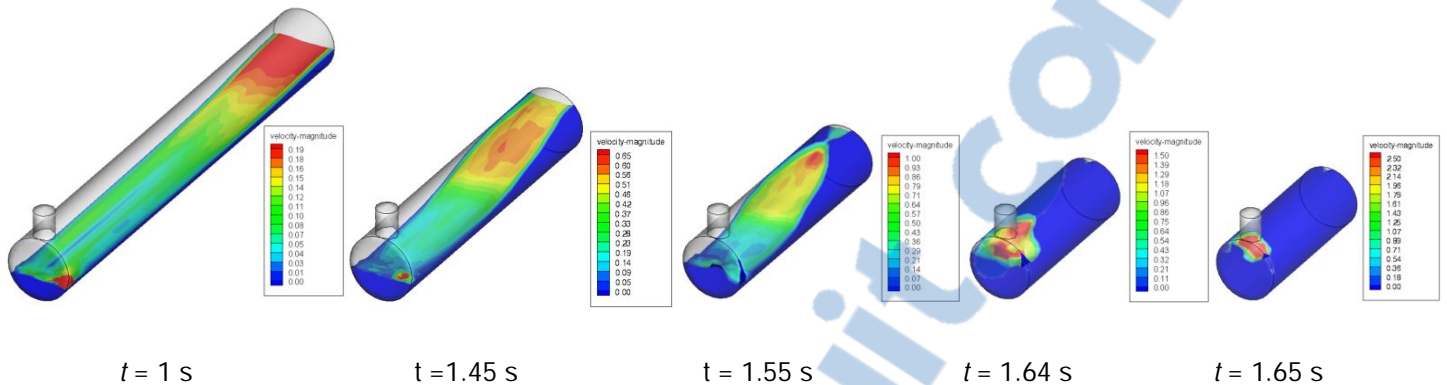


Fig. 5.10. Effet de la température sur évolution de la vitesse dans le temps pour $\alpha = 1,71$.

La Fig.5.10 montre l'effet de la température sur l'évolution de la vitesse en fonction du temps pour une valeur du paramètre d'accélération $\alpha = 1,71$. Une comparaison entre les Figs. 5.10 et 5.7 montre qu'à $t = 1$ s, les profils de vitesse sont presque les mêmes.

Au-delà, à $t = 1,45$ s on remarque qu'il y a une diminution des vitesses dans le métal avec effet thermique. Cela peut être expliqué par l'effet de la convection entre le métal liquide et l'air qui se trouve dans le cylindre d'injection où le gradient de température diminue au niveau de la surface libre et la viscosité augmente, donc automatiquement la vitesse superficielle du métal diminue.

Ces résultats prouvent qu'on ne peut pas négliger l'effet de la température, car elle influe sur le comportement de l'écoulement du métal.

5.3.2.3 Évolution de la température pour α optimale

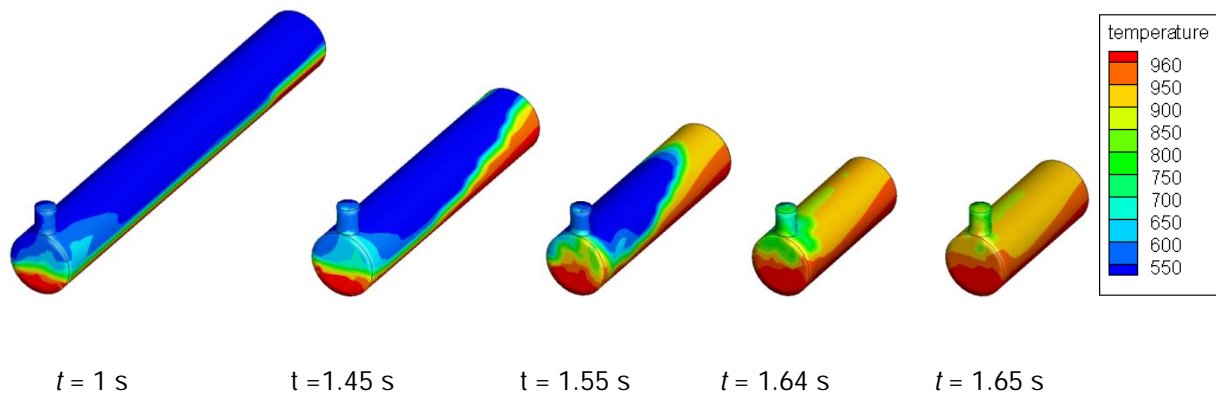


Fig. 5.11. Evolution de la température dans le temps pour $\alpha = 1,71$.

A $t = 1$ s, la température maximale se trouve au niveau du métal liquide ($T_{max} = 960^{\circ}\text{C}$). Au-delà et par l'effet de la convection, on remarque que l'air qui se trouve dans le cylindre d'injection commence à se chauffer et sa température augmente dans le temps, jusqu'à atteindre une température de $T = 850^{\circ}\text{C}$ à $t = 1,65$ s.

A $t = 1,55$ s on remarque que la surface libre du métal liquide commence à se refroidir, ce qui influe d'une part sur la viscosité du métal et d'autre part sur la solidification avancée du métal. Pour éviter cette solidification avancée, il faut que la phase d'injection du métal liquide soit aussi rapide que possible, mais sans dépasser la vitesse optimale pour éviter l'emprisonnement d'air.

Conclusion générale

Conclusion générale

Le présent travail porte sur la simulation numérique de l'écoulement de l'aluminium liquide avec surface libre durant son injection dans la cavité du moule à partir du cylindre d'injection, afin d'éliminer la création des pores dans le modèle fini. Le modèle proposé est tridimensionnel et prend en considération le transfert thermique avec changement de phase

Notre modèle numérique est basé sur les équations générales de la conservation de la masse (continuité), de la quantité de mouvement et l'équation d'énergie. La fraction liquide et l'évolution de la surface libre dans chaque instant sont déterminées avec la méthode VOF. Pour tenir compte de la déformation du domaine de calcul, en raison du mouvement du piston, nous avons utilisé le modèle de maillage dynamique dans le code de calcul FLUENT, qui est basé sur la méthode des volumes finis. L'utilisation des UDF permet d'accéder aux différentes méthodes du maillage dynamique.

Cette étude examine une loi d'accélération du piston afin d'optimiser la phase lente d'injection dans les machines à MMSP horizontales avec chambre froide. Les profils des vagues forcées par le mouvement du piston dans la chambre d'injection ont été calculés pour analyser l'occlusion d'air dans le cylindre d'injection. L'étude dynamique de l'écoulement du métal liquide dans le cylindre d'injection examine trois différentes valeurs du paramètre d'accélération α (1,35, 1,71 et 2,2) avec un rapport de remplissage de 33% du diamètre du cylindre. Les résultats obtenus, prouvent qu'il existe une vitesse optimale du piston sous laquelle aucune occlusion d'air n'apparaîtra dans le cylindre d'injection.

Pour les grandes vitesses, le piston pousse le métal liquide vers le haut jusqu'à atteindre le haut du cylindre. La chute de la vague emprisonne une certaine quantité d'air. Pour les petites vitesses du piston, la vague se propage avec une vitesse plus importante que celle du piston. Quand la vague atteint le fond du cylindre, sa hauteur augmente et ferme l'orifice de refoulement en renfermant une plus grande quantité

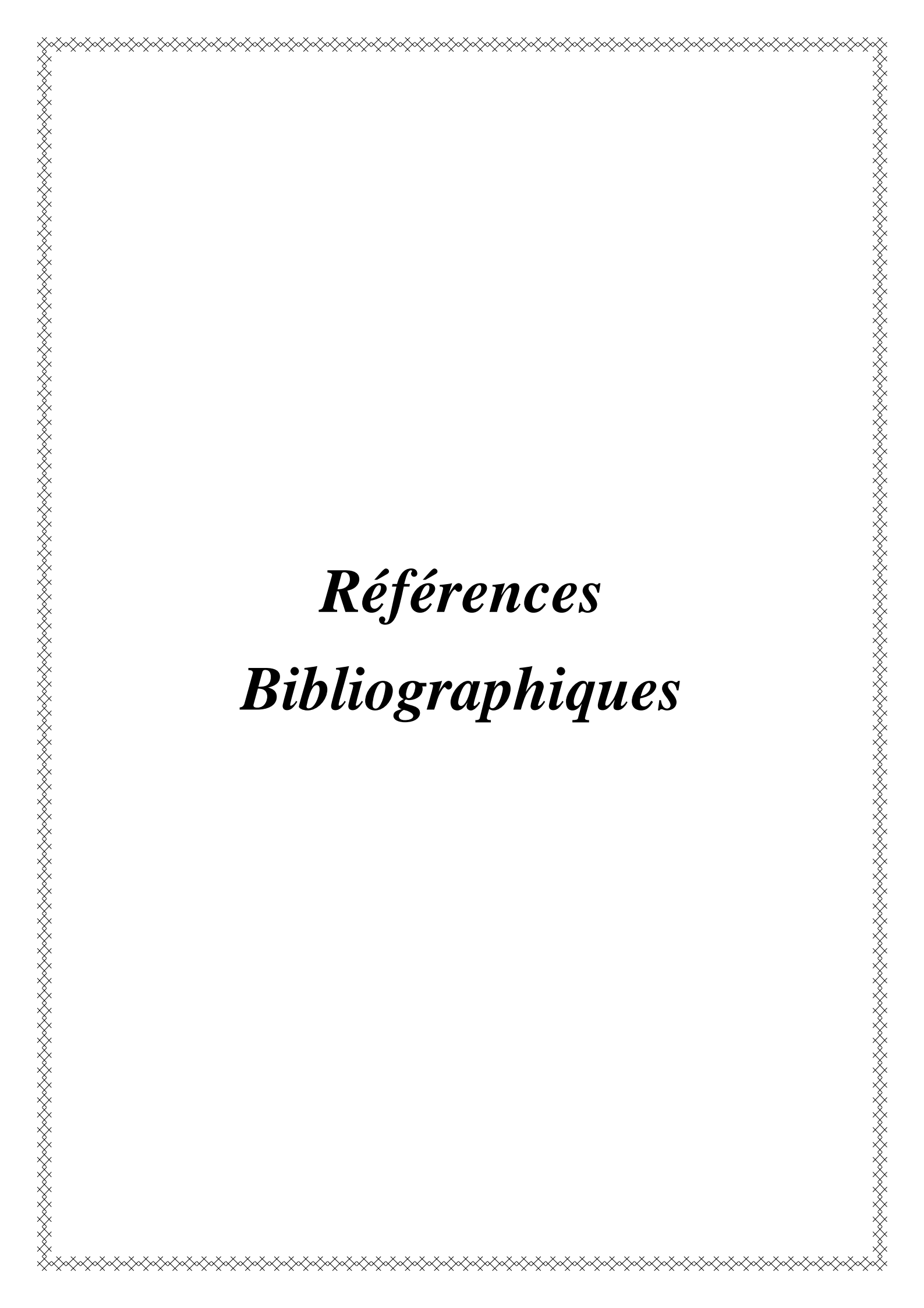
d'air entre le piston et le métal. La vitesse optimale provoque la création d'une vague idéale qui se déplace à la même vitesse du piston en refoulant presque la totalité d'air.

Dans l'étude thermique, les résultats montrent qu'il y a un changement remarquable sur le profile de l'écoulement du métal liquide. Une petite quantité d'air est emprisonnée contre le métal est le haut du cylindre d'injection. Les résultats trouvés avec l'étude dynamique seule, montre il n y a aucune occlusion d'air dans cette région. Le profile de la vague est nettement plus turbulent dans l'étude thermique par rapport à celui de l'étude dynamique. On peut conclure qu'il est difficile de négliger l'effet de la température dans le MMSP.

Au début du déplacement du piston, la vitesse du métal liquide est maximale au voisinage du piston. A l'extrémité du cylindre, le métal est au repos. Ce phénomène engendre la création d'une vague qui va se propager dans le cylindre en fonction du temps.

La distribution de la température dans le cylindre d'injection montre qu'au début, la température maximale se trouve au niveau du métal liquide, Au-delà et par l'effet de la convection, l'air qui se trouve dans le cylindre l'injection commence à se chauffé et sa température augmente dans le temps. Ce Transfer thermique peu créer une solidification avancée du métal liquide qui est indésirable. Pour cette raison il faut que la phase d'injection soit rapide.

Enfin, nous espérons que l'objectif de ce travail a été atteint et qu'il puisse servir comme outil de réponse à plusieurs problèmes (théorique et industriel) dans le domaine de MMSP. D'autres critères peuvent être étudiés : le remplissage du cylindre d'injection par le métal liquide, l'injection du métal liquide dans le moule de la pièce, l'effet du rayonnement, dont nous espérons une continuité.



Références
Bibliographiques

Références bibliographiques

[1] EDWARD J. VINARCIK, « High integrity die casting processes », Publié par John Wiley & Sons, Inc., Hoboken, New Jersey, 2003.

[2] F. Faura, J. Lôpez, J. Hernández, « On the optimum plunger acceleration law in the slow shot phase of pressure die casting machines » *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 41 (2001), p 173-191.

[3] L.W. Garber, « Theoretical analysis and experimental observation of air entrapment during cold chamber filling » *Die Casting Engineer*, 1982, 26 (3), p 14-22.

[4] T.-H. Kuo, W.-S. Hwang, « Flow pattern simulation in shot sleeve during injection of die casting » *AFS Transactions* 106 (1998), p 497-503.

[5] M.C. Thome, J.R. Brevick, « Modeling fluid flow in horizontal cold chamber die casting shot sleeves » *AFS Transactions* 101 (1993), p 343-348.

[6] M.C. Thome, J.R. Brevick, « Optimal slow shot velocity profiles for cold chamber die casting », in: *NADCA Congress and Exposition, Indianapolis, 1995*, p T95-024.

[7] T.C. Tszeng, Y.L. Chu, « A study of wave formation in shot sleeve of a die casting machine » *ASME Journal of Engineering for Industry*, 1994, 116 (2), p 175-182.

[8] M. Duran, Y. Karni, J. Brevick, Y. Chu, T. Altan, « Minimization of air entrapment in the shot sleeve of a die casting machine to reduce porosity » *Technical report ERC/NSM-C-91-31, The Ohio State University, 1991*.

[9] J. Lôpez, J. Hernández, F. Faura, G. Trapaga, « Shot sleeve wave dynamics in the slow phase of die casting injection » *ASME Journal of Fluids Engineering*, 2000, 122 (2), p 349-356.

[10] J. Hernández, J. Lôpez, P. Gómez, F. Faura, « Influence of non-hydrostatic and viscous effects on shot sleeve wave dynamics in die casting injection » in : *ASME/JSME Fluids Engineering Conference. Forum on Advances in Free Surface and Interface Fluid Dynamics San Francisco, USA, 1999, FED-Vol. 248*.

[11] Tsung-Hsien Han, Jer-Haur Kuo, and Weng-Sing Hwang, « Numerical simulation of the liquid-gas interface shape in the shot sleeve of cold chamber die casting machine », *Journal of Materials Engineering and Performance*, October 2007, 16(5), p 521-526.

- [12] Matti Sirviö, Sami Vapalahti, Jukka Väinölä « Complete simulation of high pressure die casting process » *Advances in Aluminium Casting Technology II. Proceedings from Materials Solutions Conference 2002. The 2nd International Aluminum Casting Technology Symposium. Columbus, OH, 7-19 Oct. 2002.* Tiryakioglu, Murat & Campell, John. ASM International. Materials Park, OH (2002), p 121-126.
- [13] Michael R. Barkhudarov, « Minimizing air entrainment in a shot sleeve during slow-shot stage » *Die Casting Engineer*, May 2009, p 34-37.
- [14] J. Lôpez, F. Faura, J. Hernandez, P. Gomez, « On the critical plunger speed and three-dimensional effects in high-pressure die casting injection chambers » *Manufacturing Science*, 125, Août 2003, p 529-537.
- [15] A. Reikher, M.R. Barkhudarov « Casting an analytical approach » Springer-Verlag, London, 2007.
- [16] A.J. Nikroo, M. Akhlaghi, M.A. Najafabadi « Simulation and analysis of flow in the injection chamber of die casting machine during the slow shot phase » *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 41, 2009, p 31-41.
- [17] Roudouane Laouar, Olaf Wunsch « Numerical simulation and analysis of molten flow in the shot sleeve of die casting process » *Wiley-VCH Verlag GmbH & Co. KGaA, Weinheim, Volume 10, 16 NOV 2010*, p 471-472.
- [18] B. Sirrel, M. Holliday, J. Campbell. The benchmark test 1995. MCWASP VII, « Modelling of casting, welding and advanced solidification processes » *The Minerals, Metal & Materials Society TMS*, 1995, p 915-933.
- [19] R. Winther, « Numerical Methods for Incompressible Viscous Flow » Disponible sur : <http://www.ifi.uio.no/nmfpd/dokumentasjon/nsreview.pdf>.
- [20] C. Meuland, « Implementation de la solidification sous REM3D[®] » rapport intermédiaire, 2003.
- [21] Suhas V. Patankar, « Numerical heat transfer and fluid flow » Edition series in computational methods in mechanics and thermal sciences, 1980.
- [22] F. Harlow and J.E. Welch, « Numerical calculation of time-dependent viscous incompressible flow of fluid with free surface » *Physics of Fluids* 8, 1965, p 2182-2189,

- [23] B.J. Daly, « Numerical study of two fluid rayleigh-taylor instability » *Physics of Fluids*, 10 (2), 1967, p 297-307.
- [24] C. W Hirt, B.D. Nichols, « volume of fluid (vof) method for the dynamics of free boundaries » *Journal of Computational Physics* 39, 1 (1981), p201-225.
- [25] J. Lopez, J. Hernandez, P. Gomez, F. Faura, « A volume of fluid method based on multidimensional advection and spline interface reconstruction » *Journal of Computational Physics* 195 (2004), p 718-742.
- [26] J.E. Pilliod, E.G. Puckett « Calculation of two-phase navier-stokes flows using phase-field modelling » *J. Comput. Phys.*, 199, 2004, p 465-502.
- [27] Gislain Lipeme Kouyi, « Experimentations et modelisations tridimensionnelles de l'hydrodynamique et de la separation particulaire dans les deversoirs d'orage » Thèse de Doctorat Université Louis Pasteur Strasbourg, 16 décembre 2004.
- [28] ZONG Zhi, DONG Guo-hai, « A second order volume of fluid (vof) scheme for numerical simulation of 2-d breaking waves » *Journal of Marine Science and Application*, Vol.6, No.2, June 2007, p 1-5.
- [29] Subhashini Ghorai, K.D.P. Nigam, « CFD modeling of flow profiles and interfacial phenomena in two-phase flow in pipes » *Chemical Engineering and Processing*, 16 August 2005, p 55-65.
- [30] D. L. Youngs, « Time-dependent multi-material flow with large fluid distortion » in *Numerical Methods for Fluid Dynamics*, edited by K. W. Morton and M. J. Baines (Academic Press, New York, 1982), p 273.
- [31] C. W. HIRT, B. D. NICHOLS, « Volume of fluid (vof) method for the dynamics of free boundaries », *Journal of Computational Physics* 39, 1981, p 201-225
- [32] Sonia KVICINSKY, Jean-Louis KUENY, François AVELLAN, Etienne PARKINSON, « Experimental and numerical analysis of free surface flows in a rotating bucket », *Proceedings of the XXIst IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems* September 9-12, 2002, Lausanne.
- [33] Youcef AIT BOUZIAD, « Physical modelling of leading edge cavitation: computational methodologies and application to hydraulic machinery », *Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne*, Thèse n° 3353 (2005).

- [34] S. Mittal, T.E. Tezduyar, « Massively parallel finite element computation of incompressible flows involving fluid-body interactions » *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 112, 1994, p 253-282.
- [35] A.A. Johnson and T.E. Tezduyar, « Parallel computation of incompressible flows with complex geometries » *International Journal for Numerical Methods in Fluids*, 24, (1997), p 1321-1340.
- [36] Bessanane Nabil, « simulation numérique de la combustion turbulente dans des géométries complexes » Thèse magistère en mécanique/énergétique, 29 Janvier 2008.
- [37] P. Gomez, J. Hernandez, J. Lopez, and F. Faura, « Numerical simulation of free surface flows in die casting injection processes » *Departement de Mécanique, Departement des matériaux et Fabrication, Etablissement des Ingénieurs Industriels, Espagne, Madrid.*
- [38] Nitin Pathak, Arvind Kumar¹, Anil Yadav, Pradip Dutta* « Effects of mould filling on evolution of the solid-liquid interface during solidification » *Applied Thermal Engineering* 29, 2009, p 3669-3678.
- [39] William J. Rider, Douglas B. Kothe, « Reconstructing volume tracking » *Journal of Computational Physics* 141, 1998, p 112-152.
- [40] Hans Ivar Laukli, « High pressure die casting of aluminium and magnesium alloys-grain structure and segregation characteristics », thesis, Norwegian University of Science and Technology (NTNU), Trondheim, April 2004.
- [41] R.I. Issa, A.D. Gosman, A.P. Watkins, « The computation of compressible and incompressible recirculating flows by a non-iterative implicit scheme » *J. Comput. Phys.*, 93, 1991, p 388-410.

Rapport-Gratuit.com

Résumé

Dans l'industrie des métaux, le moulage mécanique sous pression (MMSP) prend de nos jours une place très importante, il est l'un des techniques de fabrication utilisées dans la plupart des processus industriels. L'occlusion d'air provoquée par l'écoulement du métal liquide durant la phase lente d'injection est l'un des facteurs qui contribue au défaut de porosité dans le MMSP avec chambre froide horizontale. L'objectif de cette étude est d'analyser une loi d'accélération du piston afin de réduire au minimum l'occlusion d'air durant la phase lente d'injection, et de réduire ainsi la porosité dans les pièces fabriquées. Un modèle numérique tridimensionnel, basé sur les équations de la conservation de la masse, la quantité de mouvement et l'équation d'énergie, a été développé et employé pour simuler l'écoulement du métal liquide dans la chambre d'injection. Le suivi de la surface libre est assuré par la méthode VOF. Vue le déplacement du piston, la géométrie du domaine est variable et la résolution numérique utilise un maillage dynamique. Cette simulation est effectuée par le code de calcul « FLUENT ». Les quantités d'occlusion d'air pour différents profils de vitesses d'injection ont été étudiées. Les résultats prouvent qu'il existe une vitesse optimale du piston permettant de minimiser au maximum l'occlusion de gaz dans le cylindre d'injection.

Abstract

In the industry of metals, High-pressure die casting (HPDC) is one of the most important manufacturing processes. The air entrapment caused by the liquid metal flow in the slow shot phase of HPDC in a horizontal cold chamber is one of the factors that contribute to the porosity defect of die castings. The objective of this paper is to analyze a plunger acceleration law that is expected to minimize air entrapment in the slow shot phase, and thus to reduce porosity in manufactured parts. A three-dimensional numerical model, based on the equations conservation of the mass, conservation of the momentum and energy equation, was developed and used to simulate the metal in the injection chamber. The follow-up of the free surface is ensured by the VOF method. Sight the displacement of the plunger, the geometry of the field is variable and the numerical resolution uses a dynamic mesh. This resolution is carried out by the FLUENT computer code. Gas entrapments of different slow shot velocity profiles were simulated and the results show that it exists a optimal plunger velocity allowed to minimize the maximum gas occlusion in the shot sleeve.

ملخص

في صناعة المعادن، القولبة الميكانيكية تحت الضغط تأخذ مكانة مميزة في الوقت الحاضر، إنها واحدة من تقنيات التصنيع المستخدمة في معظم العمليات الصناعية. احتجاز الهواء الناجم عن تدفق المعدن السائل خلال مرحلة الضغط البطيئة في عملية القولبة الميكانيكية تحت الضغط داخل اسطوانة الضغط الأفقية الباردة، هو واحد من العوامل التي تساهم في انسداد الهواء داخل المعدن.

الهدف من هذه الدراسة، هو إيجاد قانونا لتسارع المكبس لتقليل احتجاز الهواء داخل المعدن في مرحلة الضغط البطيئة و بذلك يتم تقليل المسامية داخل القطع المصنعة. النموذج الرقمي ثلاثي الأبعاد، يستند على معادلات انحفاظ الكتلة، انحفاظ كمية الحركة و معادلة الطاقة لمحاكاة المعدن السائل داخنت حجرة الضغط. إن تتبع السطح الحر يتم بواسطة طريقة الحجم السائل (VOF). نظرا لتحرك المكبس، فإن شكل الحدود يتغير و الحل الرقمي يستعمل طريقة الحلقات المتحركة. هذى النموذج الرقمي سيتم حله بواسطة الدليل الرقمي (فليوانت).

إن كمية الهواء المحتجزة لمختلف سرعات الضغط البطيئة تم محاكاتها و النتائج المتحصل عليها تثبت أنه توجد سرعة مثالية للمكبس، حيث انه يقل بشكل كبير انسداد الهواء في اسطوانة الضغط.