

**République Algérienne Démocratique Et Populaire**  
**Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique**

Code : D012115005D

N° d'ordre :

Série :

**Université 20 Août 1955 Skikda**  
**Faculté de Technologie**  
**Département de Génie Mécanique**

**THESE**

Présentée pour l'obtention du diplôme de **DOCTORAT en sciences**

**Spécialité : Maintenance Industrielle**

**Par : M. AKNI Ahcène**

**Thème :**

**Modélisation généralisée du procédé de la  
coulée continue**

Soutenue publiquement le : **27/05/2015** devant le jury composé de :

**Président :**

M. LEGOUERA	Université de Skikda	Professeur
-------------	----------------------	------------

**Rapporteur :**

A. BELLAOUAR	Université de Constantine -1	Professeur
--------------	------------------------------	------------

**Examineurs :**

M. LACHI	Université de Reims-France	Professeur
----------	----------------------------	------------

L.KHOCHMANE	Université de Skikda	M C/A
-------------	----------------------	-------

O.KHOLAI	Université de Constantine -1	Professeur
----------	------------------------------	------------

K. KHOUNFEIS	Université de Skikda	M C/A
--------------	----------------------	-------

# RÉSUMÉ

Dans le passé, le procédé de coulée en lingot a été généralement employé. Ces dernières années le processus de coulée continue a remplacé cette méthode plus tôt en raison des avantages inhérents de l'épargne d'énergie, de la productivité augmentée, du plus grand rendement et des coûts réduits.

La qualité de l'acier coulé est considérablement influencée par la structure de l'écoulement du fluide dans le moule, la maîtrise de cette dernière se fait par l'élimination des inclusions non-métalliques et leur piégeage dans la couche protectrice du laitier, grâce au réglage de certains paramètres de la machine tels que la vitesse de coulée, l'intensité de refroidissement et la géométrie du moule. Ce dernier, constitue la zone de refroidissement primaire où l'acier liquide commence à se solidifier, la croûte solidifiée instantanée doit être suffisamment épaisse dont l'objectif est de contenir l'acier liquide et d'éviter les phénomènes de percée sous l'effet de la pression ferrostatique.

L'objectif de ce travail est de modéliser le champ de température et la structure d'écoulement des différents types d'aciers en fonction de la vitesse de coulée et de la géométrie de la busette (angle de jet), et exécuter une comparaison entre les modèles de turbulence ( $k-\varepsilon$ ). En outre, le comportement des particules d'alumine ( $Al_2O_3$ ) injectées à partir de l'entrée de la busette a été étudié. La simulation numérique a été réalisée à l'aide d'un logiciel commercial Fluent, seule la moitié du domaine est considérée en raison de la symétrie.

## Mots clés

---

Coulée continue, Vitesse de coulée, Structure d'écoulement, Transformation de phase, inclusions

# ABSTRACT

In the past, the ingot casting process has been generally employed. In recent years the continuous casting process has replaced this method earlier because of the inherent advantages of energy economy, productivity increased, the greatest efficiency and reduced costs.

The quality of the casting steel is greatly influenced by the flow structure of the fluid in the mold; the latter control is effected by removing non-metallic inclusions and their entrapment in the protective layer of slag, through by adjustment certain parameters machine such as casting speed, cooling intensity and geometry of the mold. This constitutes the primary cooling zone where the liquid steel begins to solidify; the solidified crust instant must be sufficiently thick that the objective is to contain liquid steel and to avoid phenomena of breakthrough due the ferrostatic pressure.

The objective of this work is to model the temperature field and the flow structure of the different types of steels according to the casting speed and the geometry of the nozzle (jet angle), and execute a comparison between turbulence models ( $k-\epsilon$ ). In addition, the behavior of the alumina particles ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ) injected from the inlet of the nozzle was investigated. Numerical simulation was performed using a commercial software Fluent, only half of the field is considered due to symmetry.

## **Key words**

---

Continuous casting; Casting speed; Flow fields; Transformation phase; Non-metallic inclusions

# ملخص

في الماضي ، استخدمت عملية صب السبيكة على العموم. في السنوات الأخيرة حلت عملية الصب المستمر محل هذه الطريقة في وقت مبكر بسبب المزايا المرتبطة معا في توفير الطاقة، زيادة الإنتاجية، أكبر مردودية و تكاليف منخفضة.

جودة صب الصلب تتأثر إلى حد كبير بهيكل تدفق السوائل في القالب، يتم التحكم في هذه الأخيرة عن طريق إزالة الشوائب الغير معدنية و انحباسها في الطبقة الواقية (الخبث) من خلال التعديل في بعض عناصر الجهاز مثل سرعة الصب ، وكثافة التبريد و شكل القالب . هذا الأخير يشكل منطقة التبريد الأولية حيث يبدأ الصلب السائل يبرد مشكل قشرة صلبة سميكة بما فيه الكفاية الهدف من هذا هو احتواء الصلب السائل وتجنب ظاهرة الاختراق بسبب الضغط الداخلي الفيروستاتيكي

الهدف من هذا العمل هو نمذجة مجال الحرارة وهيكل التدفق لأنواع مختلفة من الفولاذ وفقا لسرعة الصب و هندسة الفوهة (زاوية المجري)، و إجراء مقارنة بين نماذج الاضطراب ( $k-\epsilon$ ) بالإضافة إلى ذلك، سلوك جسيمات الألومين  $AL_2O_3$  التي تم قذفها من خلال مدخل الفوهة. المحاكاة العددية تم إجرائها باستخدام البرمجيات التجارية Fluent, أخذ نصف المجال فقط بعين الاعتبار بسبب التماثل.

## الكلمات المفتاحية

الصب المستمر، سرعة الصب، بنية التدفق، مرحلة التحول، الشوائب

# REMERCIEMENTS

Tout D'abord, je remercie Dieu le Tout Puissant pour la volonté qu'il a gravée dans mon cœur et la foi dans le travail qui illumine mon cerveau.

Toute ma gratitude va au Professeur **Bellaouar Ahmed**, qui m'a offert la possibilité de réaliser une thèse de Doctorat en science sous sa direction. Je lui suis reconnaissant surtout pour la confiance qu'il a eue en moi et pour m'avoir guidé dans la bonne direction.

J'adresse mes sincères remerciements aux :

Monsieur Pr. **Legouera Massaoud** de l'Université de Skikda, qui me fait l'honneur de présider ce jury. A cela, je lui témoigne toute ma gratitude.

Monsieur le Pr. **Khochmane L.** de l'Université de Skikda, pour avoir accepté d'examiner mon travail.

Monsieur le Pr. **Khounfeis K.** de l'Université de Skikda, pour avoir également accepté d'examiner mon travail.

Monsieur le Pr. **Kholai Omar** de l'Université de Constantine-1, en tant qu'examineur du jury et pour l'intérêt qu'il a manifesté pour mon travail.

Un remerciement très spécial est voué au Professeur **Lachi Mohammed** de l'Université Reims-Champagne-Ardenne Laboratoire LTM/GRESPI, France, qui a accepté d'être examinateur et pour sont aides et ces conseille directives.

J'aimerais encore remercier tous qui m'ont aidé de finaliser cette thèse, de près ou de loin.

Tous mes remerciements ne suffiront pas pour témoigner de ma reconnaissance envers les plus chers à mon cœur : mes parents, pour leurs sacrifices et les soins qu'ils m'ont offerts, à ma femme qui m'a vraiment soutenu tout au long de mes études et aussi pour sa lecture, ainsi que mes frangins et mes frangines. Merci à vous

Mes chers enfants  
Tajeddine et Abderrahmane

# TABLE DES MATIÈRES

Résumé	
Remerciement	
Table des matières	
Nomenclature	
Liste des figures	
Liste des Tableaux	
Introduction générale	..... 1

## **CHAPITRE I: PRÉSENTATION DU PROCÉDÉ DE COULÉE CONTINUE D'ACIERS**

I.1	Introduction	..... 5
I.2	Travaux récents dans la coulée des aciers	..... 5
I.2.1	Ecoulement d'acier dans la busette	..... 5
I.2.2	Ecoulement d'acier dans le moule	..... 6
I.3	Technologie de la coulée continue	..... 8
I.3.1	Principe de coulée continue	..... 9
I.4	Les éléments de la machine de coulée continue	..... 10
I.4.1	Busette collectrice	..... 10
I.4.2	Tubes protecteurs de jet	..... 11
I.4.3	Quenouilles	..... 12
I.4.4	Le répartiteur	..... 12
I.4.5	Busettes immergées	..... 13
I.4.6	La lingotière	..... 14
I.4.7	Zone de refroidissement secondaire	..... 15
I.5	Origine des défauts du matériau coulé	..... 15
I.6	L'objectif de la thèse	..... 17
I.7	Conclusion	..... 17

## **CHAPITRE II: TRANSFERT THERMIQUE DANS LA MACHINE DE COULÉE CONTINUE**

II.1	Introduction	..... 19
II.2	Transfert de chaleur dans la machine de la coulée continue	..... 19

II.2.1	Solidification et transfert de chaleur	..... 20
II.2.2	Fonctionnement des busettes immergées de coulée continue	..... 23
II.2.2.1	Mécanismes du bouchage des busettes	..... 23
II.2.2.2	Analyse du risque de figeage d'acier dans la busette	..... 23
II.3	Origine et genèse des inclusions	..... 24
II.3.1	Désoxydation	..... 26
II.4	Mouvement et occlusion des inclusions	..... 27
II.4.1	Décantation naturelle	..... 28
II.4.2	Décantation par injection de gaz	..... 29
II.4.3	Influence des courants de convection	..... 30
II.5	Modélisation des inclusions	..... 30
II.5.1	Approche de convection-diffusion	..... 31
II.5.2	Approche de trajectoire	..... 31
II.6	Compréhension générale des poudres de coulée	..... 32
II.6.1	Isolation thermique	..... 32
II.6.2	Isolation chimique	..... 32
II.8	Conclusion	..... 33

## **CHAPITRE III: FORMULATION MATHÉMATIQUE**

III.1	Introduction	..... 35
III.2	Modélisation de l'écoulement du fluide	..... 35
III.3	Modèles de turbulences k- $\epsilon$	..... 35
III.3.1	Le modèle k- $\epsilon$ standard	..... 35
III.3.2	Le modèle k- $\epsilon$ RNG	..... 35
III.3.3	Le modèle k- $\epsilon$ réalisable	..... 36
III.4	Equations gouvernantes	..... 36
III.4.1	Modélisation de la viscosité turbulente	..... 37
III.5	Les équations de conservation	..... 38
III.5.1	L'équation de conservation d'énergie	..... 39
III.5.2	L'équation de conservation de masse	..... 39
III.5.3	L'équation de conservation de la quantité de mouvement	..... 39
III.6	Lois de comportement	..... 39
III.6.1	Loi de comportement thermique	..... 39

III.6.2	Loi du comportement mécanique	..... 40
III.7	Équations de mouvement des particules	..... 43
III.7.1	Forces additionnel	..... 44
III.8	Conditions aux limites et initiales	..... 44
III.9	Conclusion	..... 46

## **CHAPITRE IV: MODÉLISATION NUMÉRIQUE DE LA COULÉE CONTINUE**

IV.1	Introduction	..... 48
IV.2	Critères de similitude	..... 48
IV.3	Présentation du code Fluent	..... 49
IV.3.1	Gambit	..... 49
IV.3.2	Solutionneur	..... 50
IV.3.3	Post-traitement	..... 50
IV.4	Propriétés physiques	..... 51
IV.5	Géométrie du moule	..... 53
IV.6	Conditions aux limites	..... 54
IV.7	Maillage	..... 55
IV.8	Schémas de discrétisation	..... 56
IV.9	Procédure de résolution	..... 57
IV.10	Conclusion	..... 58

## **CHAPITRE V: RÉSULTATS ET DISCUSSIONS**

V.1	Introduction	..... 60
V.2	Effet de maillage	..... 60
V.2.1	Cas 01(As)	..... 60
V.2.2	Cas 02 (Ai)	..... 61
V.3	Influence des critères de convergence	..... 61
V.4	Profil de température pour différents angles d'inclinaison de la busette	..... 62
V.5	Profil de vitesse pour différents angles d'inclinaison de la busette	..... 63
V.6	Champ de température pour différents angles d'inclinaison de la busette	..... 64
V.7	Contours et vecteur de vitesse pour différents angles d'inclinaison	..... 66
V.8	Profil de température pour différentes sections en hauteur et longueur	..... 69

V.9	Taux de dissipation et l'énergie cinétique turbulente pour différentes sections en hauteur et longueur	..... 69
V.10	Profil de température pour différents vitesses de coulée	..... 70
V.11	Profil de température et modèles de turbulence k-ε	..... 71
V.12	Champ de température pour trois cas d'émergence de la busette	..... 74
V.13	Comparaison entre l'acier inoxydable et l'eau	..... 75
V.14	Comparaison entre différents types d'acier	..... 77
V.15	Trajectoires des particules d'alumine Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> (busette normale As)	..... 78
V.16	Trajectoires des particules d'alumine Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> (busette inclinée Ai)	..... 79
V.17	Conclusion	..... 85
	Conclusions et perspectives.	..... 86
	Annexes	..... 89
	Références Bibliographiques	..... 96

# NOMENCLATURE

## Notation Latine

$Re$	Nombre de Reynolds	
$Fe$	Nombre de Froude	
$ui$	Vitesse de liquide	m/s
$ui_P$	Vitesse des particules	m/s
$g$	Gravité	m/s <sup>2</sup>
$\delta t$	Temps des particules	s
$dp$	Diamètre de la particule	µm
$\omega_k$	Vitesse angulaire	rd/s
$C_D$	Coefficient de frottement,	
$V_c$	Vitesses de coulée	m/min
$U_{in}$	Vitesse d'entrée	m/s
$U_{out}$	Vitesse de sortie	m/s
$Pe$	Nombre de Peclet	
$h_T$	Coefficient de transfert de chaleur totale	W/m <sup>2</sup> .K
$h_{shell}$	Coefficient de transfert de chaleur de contacts de la croûte	W/m <sup>2</sup> .K
$h_{rad}$	Coefficient de radiation pour le transfert de chaleur	
$H_{con}$	Coefficient de transfert par convection	W/m <sup>2</sup> .K
$C_p$	Chaleur spécifique	J/Kg.K
$L$	Chaleur latente	J/Kg

$C_{eff}$	Chaleur effective	J/Kg.K
$T$	La température	K
$T_0$	Température de référence	K
$T_l$	Température du liquidus	K
$T_s$	Température du solidus	K
$T_{inlet}$	Température d'entrée	K
$k_{in}$	Energie cinétique turbulente	$m^2/s^2$
$\Phi_s$	Flux de la chaleur	$W/m^2$
$T_p$	Température de l'interface côté métal	K
$T_i$	Température initiale	K
$\Delta\rho$	Différence de masse volumique métal-inclusion	
$s$	Superficie d'une sphère	$m^2$
$S$	Superficie réelle de la particule	$m^2$
$C_{eff}$	Chaleur effective	J/Kg.K

### Notation grecque

$\varepsilon_m$	Emissivité du moule	
$\varepsilon_s$	Emissivité de la surface de la croûte	
$\varepsilon$	Emissivité du matériau, corps gris ( $0 < \varepsilon < 1$ ),	
$\rho$	Densité du liquide	$Kg/m^3$
$\rho_p$	Densité de la particule	$Kg/m^3$
$\mu_{eff}$	Viscosité effective	$Kg/m.s$

$\mu$	Viscosité moléculaire cinématique	$\text{m}^2/\text{s}$
$\mu_t$	Viscosité turbulente	$\text{Kg}/\text{m}\cdot\text{s}$
$D_{eff}$	Coefficient effectif de diffusion	$\text{m}^2/\text{s}$
$\varepsilon_{in}$	Taux de dissipation	$\text{m}^2/\text{s}^3$
$Q$	Débit d'acier coulé	$\text{Kg}/\text{s}$
$\lambda$	Conductivité thermique	$\text{W}/\text{m}\cdot\text{K}$
$\sigma$	Constante de Stefan = $5,66961 \cdot 10^{-8}$	$\text{W}/\text{m}^2\cdot\text{K}^4$
$\varepsilon^\bullet$	Tenseur des vitesses de déformation	$1/\text{s}$
$\varepsilon^{\bullet th}$	Tenseur sphérique des vitesses de dilatation thermique	$1/\text{s}$
$\sigma$	Tenseur des contraintes de Cauchy	$\text{N}/\text{m}^2$
$\emptyset$	Facteur de forme	
$\overline{\Omega}_{ij}$	Tenseur moyen du taux de rotation	
$\sigma_P$	Fraction volumique des inclusions	
$f_l(T)$	Fraction massique du liquide en fonction de la température	
$\Delta\varepsilon^v$	Expansion volumique relative	
$F_D$	Force de traînée	
$F_y$	Forces additionnelles	
$R_T$	Résistance de conduction	

### Indices et exposants

$PIV$	Image de la vitesse des particules
$LES$	simulation des grandes échelles

<i>CC</i>	Coulée Continue
<i>RTD</i>	Distribution du temps de résidence
<i>A<sub>0</sub>, A<sub>s</sub></i>	Les constantes
<i>A<sub>s</sub></i>	Busette normale
<i>A<sub>i</sub></i>	Busette inclinée

# LISTE DES FIGURES

I.1	Evolution de la production mondiale d'acier	.....	08
I.2	La coulée continue d'acier, (a) Schéma en coupe d'une machine de coulée (b) Etat thermo-physique de l'acier lors de la coulée	.....	10
I.3	Busette collectrice	.....	11
I.4	Les tubes protecteurs	.....	11
I.5	Quenouilles de régulation	.....	12
I.6	Busettes utilisées à SOLLAC Dunkerque	.....	13
I.7	Système de fixation des busettes sous le répartiteur	.....	14
I.8	Géométrie du moule de la coulée continue	.....	15
I.9	Principaux défauts rencontrés en coulée continue	.....	16
II.1	Schématisation du processus de coulée dans le répartiteur, busette et moule	.....	19
II.2	Taux de transfert thermique moyen en lingotière en fonction de la teneur en carbone	.....	22
II.3	Densité de flux thermique en fonction de la distance au ménisque pour plusieurs vitesses de coulée	.....	22
II.4	Formations des inclusions pendant la coulée	.....	25
II.5	Image des particules $Al_2O_3$ et d'autres inclusions non métallique	.....	25
II.6	Schéma temporelle de genèse des inclusions (désoxydation + décantation)	.....	27
II.7	Vitesse de décantation en fonction des diamètres des particules non-métallique	.....	28
II.8	Représentation schématique de l'appareil expérimental	.....	29
II.9	Représentation schématique de la probabilité de fixation d'inclusion à la surface de bulle	.....	30
III.1	Comportement du matériau en fonction de son état	.....	41

IV.1	Algorithme d'approche numérique employé par la simulation softwares	51
IV.2	Schématisme du moule de la coulée continue	53
IV.3	Maillage composé de cellules triangulaires : [As 25°, Ai 20°, Ai 25°, Ai 30°]	55
IV.4	Algorithme Simple	57
IV.5	Schéma appliqué pour calculer le champ de température, vitesse et trajectoire des particules	58
V.1	(a) Test d'indépendance du maillage (As 25°), (b) Profil de vitesse pour différents angles de la busette au niveau de la symétrie du moule	60
V.2	(a) Test d'indépendance du maillage (Ai 30°), (b) Profil de vitesse pour différents angles de la busette au niveau de la symétrie du moule	61
V.3	Influence du critère de convergence sur la vitesse : (a) Cas 01(As=25°), (b) Cas 02(Ai=30°)	62
V.4	Profil de température pour différents angles d'inclinaison de la busette au niveau : (a) de la longueur du moule (b) du ménisque, (c) de l'axe de symétrie, (d) de la sortie du moule	63
V.5	Profil de vitesse pour différents angles d'inclinaison de la busette au niveau : (a) du ménisque, (b) de la sortie, (c) de l'axe de symétrie	64
V.6	Le champ de température pour différents angles d'inclinaison de la busette : (a) As 25°, (b) Ai 20°, (c) Ai 25°, (d) Ai 30°	65
V.7.a.	Contour et vecteur de vitesse pour l'angle d'inclinaisons de la busette : (angle As 25°)	66
V.7.b.	Contour et vecteur de vitesse pour l'angle d'inclinaisons de la busette : (angle Ai 20°)	67
V.7.c.	Contour et vecteur de vitesse pour l'angle d'inclinaisons de la busette : (angle Ai 25°)	67
V.7.d.	Contour et vecteur de vitesse pour l'angle d'inclinaisons de la busette : (angle Ai 30°)	68
V.8	Section en largeur et en hauteur du moule	68
V.9	Profil de température pour différentes positions : (a) en largeur, (b) en hauteur du moule (angle Ai 30°)	69
V.10	(a) et (c) Energie cinétique turbulente, (b) et (d) Taux de dissipation turbulent pour différentes positions en hauteur et en largeur du moule (angle Ai 30°)	70

V.11	Profil de température pour différentes vitesses de coulée au niveau : (a) de la longueur du moule (b) du ménisque, (c) de l'axe de symétrie, (d) de la sortie du moule	.....	71
V.12	Profil de température pour trois modèles de turbulence au niveau : (a) de la longueur du moule (b) du ménisque, (c) de l'axe de symétrie, (d) de la sortie du moule	.....	72
V.13	Profil de température enlevée pour trois modèles de turbulence au niveau : (a) de la longueur du moule, (b) du ménisque, (c) de l'axe de symétrie, (d) de la sortie du moule	.....	73
V.14	Profil de température enlevée pour trois modèles de turbulence au niveau : (a) de la longueur du moule (b) du ménisque, (c) de l'axe de symétrie, (d) de la sortie du moule	.....	74
V.15	Champ de température pour trois cas d'émergence de la busette : $H_1=130$ mm, $H_2=180$ mm, $H_3=230$ mm	.....	74
V.16	Profil de température et l'effet d'émergence de la busette au niveau : (a) de la longueur du moule (b) du ménisque, (c) de l'axe de symétrie, (d) de la sortie du moule	.....	75
V.17	Acier inoxydable [k- $\epsilon$ standard]: (a) Contours de vitesse, (b) l'énergie cinétique turbulente, (c) le taux de dissipation turbulent	.....	76
V.18	Eau [k- $\epsilon$ standard] : (a) Contours de vitesse, (b) l'énergie cinétique turbulente, (c) taux de dissipation turbulent	.....	76
V.19	Profil de température pour trois types d'acier au niveau : (a) de la longueur du moule (b) du ménisque, (c) de l'axe de symétrie, (d) de la sortie du moule	.....	77
V.20	Trajectoire des particules d'alumine ( $Al_2O_3$ ) de diamètres ( $50\mu m \leq dp$ $\leq 300\mu m$ ) et de busette normal : (a) 90 particules, (b) 1-30 particules, (c) 31-60 particules, (d) 61-90 particules	.....	78
V.21	Temps de résidence des particules d'alumine ( $Al_2O_3$ ) de diamètres ( $50\mu m \leq dp \leq 300\mu m$ ) : (a) (1-30) 15mm, (b) (31-60) 10mm et (c) (61-90) 15mm	.....	79
V.22	Trajectoire des particules d'alumine ( $Al_2O_3$ ) de diamètres ( $50\mu m \leq dp$ $\leq 300\mu m$ ) et busette inclinée $A_i 30^\circ$ : (a) 90 particules, (b) 1-30 particules, (c) 31-60 particules, (d) 61-90 particules	.....	80
V.23	Temps de résidence des particules d'alumine ( $Al_2O_3$ ) de diamètres ( $50\mu m \leq dp \leq 300\mu m$ ) : (a) (1-30), (b) (31-60), (c) (61-90)	.....	80
V.24	Trajectoire des particules d'alumine ( $Al_2O_3$ ) de diamètres ( $50\mu m \leq dp$ $\leq 300\mu m$ ) et de busette inclinée $A_i 30^\circ$ : (a) $H=130$ mm, (b) $H=180$ mm, (c) $H=230$ mm	.....	81
V.25	Trajectoires de 25 particules $Al_2O_3$ injectées dans le moule.	.....	81

V.26	Temps de résidence des inclusions d'alumine ( $Al_2O_3$ ) : $50 \mu m \leq d_p \leq 300 \mu m$ , (busette normale)	.....	82
V.27	Temps de résidence des inclusions d'alumine ( $Al_2O_3$ ): $50 \mu m \leq d_p \leq 300 \mu m$ , (busette inclinée)	.....	83

# LISTE DES TABLEAUX

II.1	Densité de flux extrait et refroidissement de l'acier en début de coulée dans le cas d'une busette en alumine graphitée	24
III.1	Valeurs des constantes du modèle k-ε standard	38
III.2	La dépendance de la température $h_{shell}$	45
III.3	Caractéristiques du refroidissement secondaire de la machine de coulée continue de la Fafer	46
IV.1	Propriétés physiques de l'acier inoxydable	51
IV.2	Propriétés physiques de l'acier XC40	52
IV.3	Propriétés physiques de l'acier variant avec la température	52
IV.4	Formes des busettes	54
IV.5	Nombre des nœuds et éléments triangulaires des cas testés	56
IV.6	Facteurs de sous relaxation	56
V.1	Valeurs des sections du moule en largeur et en hauteur	68
V.2	Etude comparative des inclusions non-métalliques entre deux formes de bustte	84

# INTRODUCTION GÉNÉRALE

# INTRODUCTION GÉNÉRALE

Au début des années 60, les industries d'aciérie ont connu un nouveau processus dans la coulée des fluides appelé « la coulée continue », où des quantités significatives d'acier ont commencé à être coulées en utilisant cette dernière méthode. Aujourd'hui la coulée continue est le choix préféré des usines de fonderie, bien qu'il reste encore quelques types d'alliages obtenus par la méthode ancienne de coulée en lingots.

La coulée continue est un procédé de solidification du métal en fusion. Il consiste à remplir le métal liquide dans un moule intensivement refroidi (la lingotière), puis à extraire lentement le produit du moule alors que celui-ci est, dans certains cas, encore liquide à cœur. L'extraction du produit solidifié est compensée par un apport de métal liquide chaud : le métal liquide entre d'un côté du moule pendant que de l'autre côté en sort un produit solide.

Après l'opération d'affinage, l'acier liquide à 1600°C est versé à la sortie du convertisseur dans une « poche ». Ce creuset basculant est entraîné par un pont roulant permettant la coulée dans des lingotières en cuivre, de section carrée, rectangulaire ou ronde selon le produit fabriqué. L'acier en fusion s'écoule verticalement en continu dans la lingotière sans fond qui joue le rôle d'un moule et dont les parois sont refroidies en produisant une croûte solide périphérique. Dans le même temps, il est entraîné vers le bas par un jeu de rouleaux et la coulée achève de se solidifier au cours de la descente grâce à l'action des jets d'eau.

La machine de coulée continue est principalement un échangeur thermique permettant de solidifier le métal liquide et de le mettre en forme. La solidification dans la machine de coulée est une étape fondamentale dans l'élaboration du métal. La nécessité d'avoir des aciers de plus en plus propres nécessite une maîtrise du transfert de chaleur dans la lingotière et dans la zone de refroidissement secondaire. Cette qualité des produits bruts de coulée revêt deux aspects : la qualité de surface et la qualité interne. Une surface de qualité signifie absence de fissures sur la surface et limitation des inclusions non-métalliques piégées sous la surface du produit. Les principaux défauts internes que présentent les produits de coulée continue sont principalement les ségrégations majeures et les fissures internes. L'amélioration de la productivité et de la qualité des produits bruts de coulée nécessite d'adopter de nouveaux réglages par exemple : géométrie de la busette, vitesse de coulée, l'intensité du refroidissement, mode de lubrification en lingotière, brassage électromagnétique, ...etc.

Notre travail s'articule autour de cinq chapitres :

**Le premier chapitre** sera consacré aux études menées sur la coulée continue, à la présentation des différents éléments constituant la machine, et à l'étude des principaux facteurs qui influent sur ce procédé.

Tant que la machine de la coulée continue est un échangeur thermique il est nécessaire de présenter, dans **le deuxième chapitre**, le phénomène du transfert de chaleur généré à travers ces constituants. La présentation de l'origine des inclusions et leur comportement à l'intérieur du moule feront l'objet de ce chapitre.

Le but du **troisième chapitre** sera la présentation des équations gouvernantes qui caractérisent l'écoulement du fluide, des formules standards de conservation et de l'équation de mouvement des particules.

**Le quatrième chapitre** est consacré aux étapes de la modélisation du procédé de la coulée continue par le logiciel Fluent.

On effectuera dans **Le cinquième chapitre** une application numérique de la coulée continue pour différents types d'acier, en étudiant l'effet de la busette et la vitesse de coulée sur la structure d'écoulement et le champ de température résultant. Une comparaison entre les modèles de turbulence sera aussi présentée dans ce chapitre.

Enfin, on terminera ce travail par une conclusion générale et des futures perspectives envisagées.

# CHAPITRE I

## PRÉSENTATION DU PROCÉDÉ DE LA COULÉE CONTINUE

## I.1. Introduction

L'objet de notre travail étant la modélisation généralisée de la coulée continue. Cette problématique qu'on trouve de plus en plus dans l'industrie sidérurgique, est le procédé qui se situe entre l'élaboration de l'acier et le laminage. Depuis 30 ans, ce procédé est devenu d'une importance primordiale dans la filière de production par rapport à la technique traditionnelle de coulée en lingots, en raison des avantages suivants : économie d'énergie et de main d'œuvre, meilleur rendement et amélioration de la qualité du produit [1].

Dans ce chapitre on présente le principe de la coulée continue des aciers dans les lingotières, ainsi que les principaux éléments constituant la machine de la CC. Enfin, on présente les travaux récents dans la coulée continue des aciers.

## I.2. Travaux récents dans la coulée continue

Le processus de coulée continue d'acier est maintenant considéré comme un processus standard dans la production de l'acier en raison de ses coûts d'exploitation. Avec l'augmentation des demi-produits d'acier, les exigences strictes de qualité sont appliquées pour la production, donc il devient d'une importance capitale pour améliorer chaque détail et l'aspect des moules de fonderie. Toutefois, les expériences réelles sont coûteuses, donc les méthodes numériques sont développées de manière cohérente pour l'étude et l'analyse de l'écoulement d'acier dans les moules de coulée à brames. Ces études ont été réalisées pour toutes les parties du moule [2].

Les simulations sont généralement effectuées par des logiciels commerciaux de *CFD*, comme *CFX*<sup>®</sup>, *FLOW3D*<sup>®</sup>, *FLUENT*<sup>®</sup>, et vérifiées par des modèles expérimentaux sur maquette à eau. La vélocimétrie de particules par images (*PIV : Particle Image Velocimetry*) est le cas échéant par des mesures réelles de l'usine. Le modèle *k-ε* standard est employé pour la plupart des modèles d'études de turbulence [2].

### I.2.1. Ecoulement d'acier dans la busette

Dès 1973, Szekely et al. [3] ont modélisé la différence entre l'écoulement du fluide dans le moule à partir d'une busette droite et celle à deux tiges. Un travail considérable de la busette à deux tiges a été réalisé par Najjar et al. [4], qui ont examiné les effets géométriques de la busette, l'angle, la hauteur, la largeur, l'épaisseur, géométrie de fond et le profil de vitesse d'entrée.

Bai et al. [5] ont développé un modèle 3D par la méthode des différences finies pour étudier l'acier liquide-bulle d'argon en deux phases d'écoulement turbulent dans les busettes de coulée

continue du répartiteur, ce dernier a été vérifié par des mesures *PIV*. Les observations pratiques sont les suivantes :

- ✍ La vitesse supérieure de coulée peut être obtenue par un répartiteur profond.
- ✍ Le Débit d'argon optimal dépend de la vitesse de la coulée.

Thomas et al. [6] ont effectué une analyse quantitative de l'écoulement transitoire utilisant des *LES* (simulation des grandes échelles) et des mesures de *PIV*, les deux méthodes ont produit des résultats similaires. Les modèles mathématiques montrent l'importance de l'attachement des inclusions aux bulles d'argon, comme un moyen d'évacuation des inclusions dans le laitier du moule. Leurs conclusions spécifiques sont :

- ✍ A des débits élevés de gaz, un film de gaz peut se former pour aider à prévenir l'obstruction des bulles, et de créer un flux annulaire.
- ✍ Les bulles d'argon ont recueilli les inclusions et assurent leurs suppressions.

Huang et al. [7] ont mis au point une modélisation mathématique sur la base d'un écoulement de fluide turbulent en 3D et de transfert de masse, pour calculer le mélange lors de sa transition dans les processus de coulée continue de brames. Les résultats montrent:

- ✍ La longueur de mélange dépend essentiellement de l'épaisseur du moule (épaisseur de la brame).
- ✍ La conception de la busette, l'angle du jet et la profondeur immergée dans le moule, affecte légèrement le mélange à la surface de la brame, mais n'ont aucune influence sur le mélange à l'intérieur de la brame.

### **I.2.2. Ecoulement d'acier dans le moule**

Parmi les travaux des dernières années, Thomas et al ont démontré l'importance des conditions d'entrée de la busette sur le flux dans le moule, y compris le modèle  $k-\epsilon$ . Plusieurs méthodes ont été employées pour calculer les vecteurs de vitesse des fluides dans la lingotière de coulée continue, y compris la busette immergée. Ils ont conclu qu'il soit extrêmement important de valider les modèles avec des mesures expérimentales.

Thomas et al ont utilisé un code numérique de calcul MUPFAHT utilisant la méthode des différences finies. La simulation de l'écoulement bi-phasique (liquide-gaz) sur modèle à eau a été réalisée sur un moule afin de prédire le champ dynamique associé à la présence d'importants vortex à l'entrée.

Yuan et al. [8] ont étudié le champ de vitesse turbulent et le transport des inclusions dans un modèle à eau à grande échelle en utilisant des *LES* (simulation des grandes échelles), le modèle à eau est en bon accord avec les mesures. Les trajectoires des inclusions calculées ont été traitées afin de déterminer le taux de piégeage des inclusions à la surface supérieure.

Sivaramakrishnan et al. [9] ont simulé l'écoulement turbulent transitoire en utilisant des *LES* et le modèle de turbulence  $k-\varepsilon$ , en utilisant aussi des modèles *LES* appliqués aux modèles à eau et mesurée à l'aide de *PIV*. Enfin, ils ont utilisé une demi-maquette de la géométrie réelle.

Afin de prédire avec précision la vitesse d'écoulement de l'acier fondu dans le moule Iguchi et al. [10] ont développé une nouvelle étude basée sur la relation linéaire entre le chemin vortex de Karman généré derrière un cylindre et la vitesse d'écoulement proche du cylindre. L'étude de vortex de Karman est utile pour mesurer les flux stables et instables de l'acier en fusion dans un moule presque en temps réel.

La plupart des travaux prédit que le régime d'écoulement à l'intérieur du moule est symétrique par rapport au plan central. Tandis que, Gupta et al. [11] ont trouvé quelques asymétries, ils ont fait une tentative de trouver ce comportement ainsi que l'effet de la position de la busette sur le modèle d'écoulement de l'acier à l'intérieur du moule (qui ne peut pas être exactement sur la position centrale). Ces aspects ont des implications importantes sur le produit final, ou il a été constaté que:

- ☞ Le modèle d'écoulement à l'intérieur du moule est le plus souvent asymétrique et oscillant. Cependant, une symétrie moyenne temporelle est observée sur une longue période.
- ☞ Cette symétrie est perturbée si la busette est déplacé à partir de plus de 4% de la largeur du moule.

La configuration de l'écoulement est très importante pour éliminer les inclusions non métalliques dans l'acier fondu. Les particules non métalliques flottent vers le haut et être piégées par la couche de laitier. Par conséquent, afin de comprendre les effets de conception et d'exploitation Ho et al. [12] ont conçu un moule particulier en utilisant un logiciel commercial CFD "Sola-Surf" et le modèle de turbulence  $k-\varepsilon$ . Toutefois, les évaluations ont été effectuées en tenant compte:

- ☞ Cinq angles d'inclinaison différents ( $15^\circ$ ,  $10^\circ$ ,  $0^\circ$ ,  $-10^\circ$ ,  $-15^\circ$ )
- ☞ Trois vitesses de coulée, 0,9, 1,2 et 1,5 m/min
- ☞ Les profondeurs d'immersion ont été examinées étaient de 0,06, 0,11 et 0,16 m.

Les effets combinés de la profondeur d'immersion et de l'angle d'inclinaison du port, ainsi que la taille des particules d'inclusion ont été étudiés.

Kiflie et al. [13] ont effectué une analyse de la coulée continue en développant un algorithme pour prédire la position du front de solidification à chaque étape à la fois, dans lequel le changement de phase se produit à une température spécifique.

Le phénomène de décantation des inclusions non métalliques est tout aussi important dans le moule pour les particules qui réussissent à échapper du répartiteur. L. Zhang & B. G. Thomas ont utilisé le modèle turbulent k- $\epsilon$  pour modéliser l'écoulement tridimensionnel stationnaire et l'approche Lagrangienne pour déterminer :

- Les trajectoires des inclusions et des bulles de gaz
- Les probabilités d'attachement et de décantation des particules par flottaison au contact des bulles de gaz.

Parmi les premières études concernant l'étude de la propreté inclusionnaire fut celle de Masateru Mori & al. Ils ont utilisé un modèle à eau pour considérer le comportement du fluide lors du changement de poche. Pendant cette transition, le laitier risque d'être entraîné dans le métal à cause de la baisse du niveau de l'acier liquide et d'un nouveau métal qui viens à grand débit [13].

### I.3. Technologie de la coulée continue

Dans les 50 dernières années, la technologie de transformation de l'acier liquide a éprouvé un certain nombre de développement. L'arrivée de la coulée continue était, cependant, la percée principale dans l'histoire de la coulée d'acier.

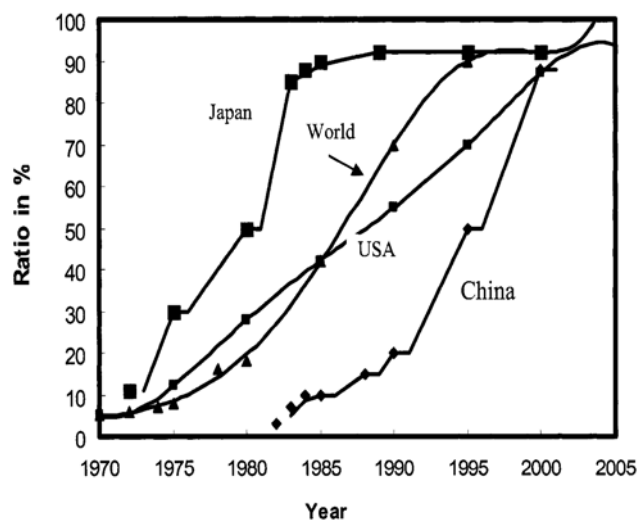


Fig. I.1. Evolution de la production mondiale d'acier [15]

Au début des années 70, moins de 10% de l'acier total dans le monde a été fabriqué par la coulée continue, le pourcentage est devenu à 50% au milieu des années 80, et il a atteint plus de 90% en 2006 [16]. La Fig. I.1. Donne une schématisation globale de l'acier coulée en continue au cours des 30 dernières années.

L'étude du procédé de la coulée continue fait partie d'un vaste programme qui comprend l'étude de la thermo-hydraulique, changements de phases, transport des éléments d'alliages dans le liquide par convection et, en particulier, de la thermomécanique du produit (contraintes, déformations, gonflements entre les rouleaux,...) tout ça permettant l'amélioration et la fiabilisation de la qualité interne et de la qualité de surface des aciers coulés en continu tout en réduisant les coûts et les délais de fabrication.

### **I.3.1. Principe de coulée continue**

Il s'agit d'une étape du procédé mettant en jeu des phénomènes complexes, quelques exemples, illustrant sa complexité [17]:

- ✓ Lors du refroidissement primaire, l'acier passe de l'état liquide à l'état solide en passant par un état pâteux. Les températures varient entre 800 °C et 1500 °C.
- ✓ La peau solidifiée est soumise à de fortes contraintes et de déformations. Le comportement de l'acier est non-linéaire, et par conséquent, sa description rhéologique est complexe. Sous les effets de la dilatation thermique, un espace se crée entre l'acier solide et la lingotière, qui peut être rempli par le laitier qui lubrifie le contact avec le moule, ainsi que par l'air.
- ✓ Des changements de phase solide-solide ont lieu pour l'acier à haute température et à faible taux de carbone, comme par exemple le changement de la phase  $\delta - \gamma$ .

Le procédé de la coulée continue commence par la coulée d'un acier liquide dans une lingotière refroidie (Figure I.2.a), le contact entre l'acier et la lingotière résulte une peau solide (le refroidissement primaire). Les rouleaux extracteurs qui sont disposés sous la lingotière font avancer le produit dans la machine à vitesse constante et assurent un deuxième refroidissement réalisé par un système situé entre les rouleaux et constitué de jets d'eau (le refroidissement secondaire). La progression du produit dans la machine conduit à la disparition de l'acier liquide en obtenant finalement le produit complètement solidifié. Au cours de ce phénomène, l'acier passe par trois états : liquide, pâteux, et solide (Figure I.2.b). La phase finale constitue à découper le produit en tronçons et l'envoyer vers un parc de stockage ou directement vers un four avant d'être laminé [1].

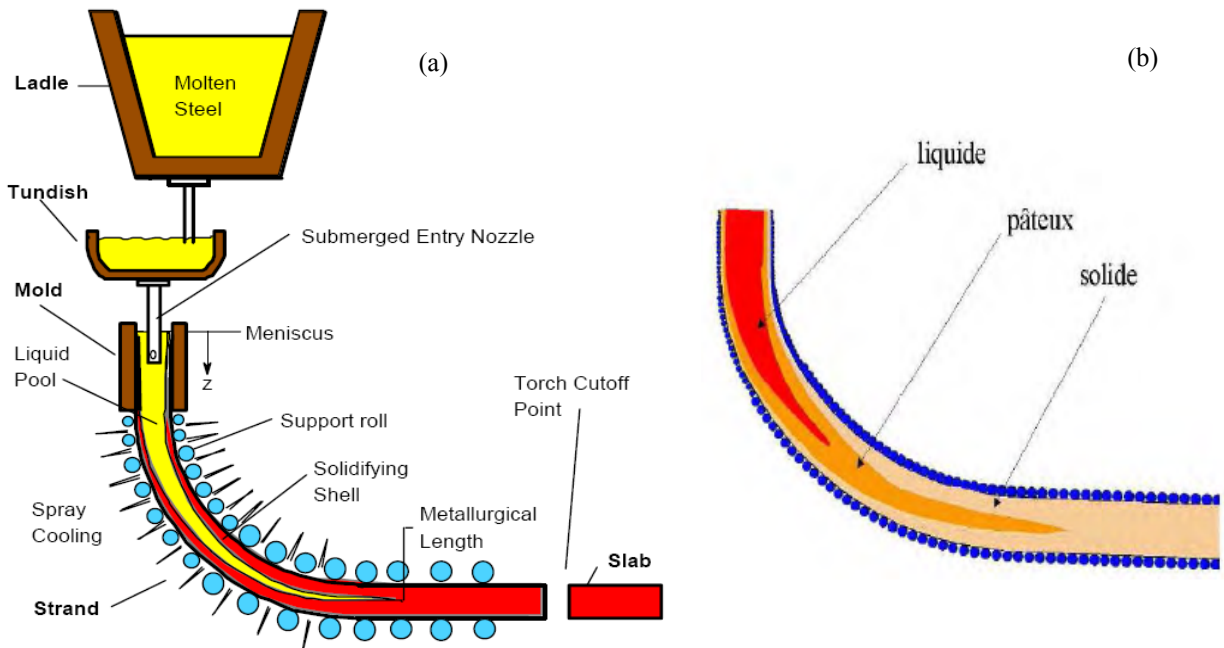


Fig. I.2. La coulée continue d'acier, (a) Schéma en coupe d'une machine de coulée (b) Etat thermo-physique de l'acier lors de la coulée [2][18][19]

Le moule de la machine de coulée continue est un réacteur métallurgique où de grandes quantités de chaleur sont évacuées dans un temps relativement court. Le procédé est limité par l'échange thermique entre la peau solidifiée et la paroi interne du moule. Le refroidissement s'effectue en trois étapes [20]:

- Refroidissement à l'eau de la lingotière en cuivre, pour que le produit ait une peau solide assez résistante et qu'elle puisse contenir l'acier sans se déformer (longueur environ 1m)
- Refroidissement secondaire, par arrosage à l'eau (longueurs typiques : 5 m)
- Refroidissement à l'air à la fin de la machine (longueurs typiques : 10 m et plus)

## I.4. Les éléments de la machine de coulée continue

### I.4.1. Busette collectrice

La busette collectrice (figure I.3) est localisée entre les plaques de tiroir de poche et le tube protecteur de jet. Elle permet d'assurer une connexion étanche entre la poche et le tube protecteur de jet. Ces busettes ne sont employées que dans le cas de tubes protecteurs de jet fonctionnant pour plusieurs coulées [21].

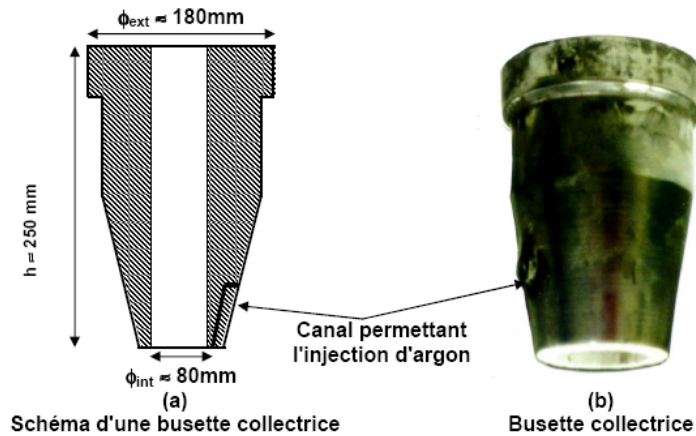


Figure I.3. Busette collectrice [21]

### I.4.2. Tubes protecteurs de jet

Situés entre la poche et le répartiteur (figure I.4), les tubes protecteurs de jet ont pour fonction de guider et de protéger le métal liquide. Le rôle de protection consiste à éviter tout contact du métal avec l'oxygène de l'air ambiant. C'est pourquoi ces pièces sont recouvertes d'un vernis protecteur empêchant toute infiltration d'oxygène au travers du réfractaire, mais aussi sa dégradation par décarburation.

D'un point de vue géométrique, ces tubes ont une hauteur comprise entre 1 et 1.5 m, un diamètre intérieur légèrement supérieur à 0.1m et un diamètre extérieur variant entre 0.15 et 0.3m (figure I.4.b et c). La partie haute peut être recouverte d'un "casing" métallique (figure I.4) qui permet la manipulation du tube sans risque de dégradation du matériau et du vernis protecteur (chocs, griffures...) [21].

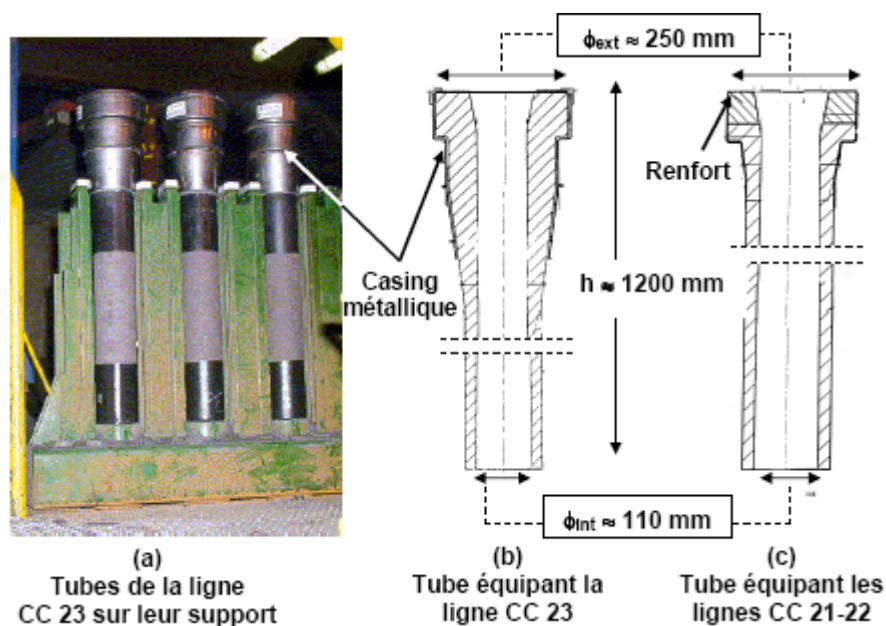


Figure I.4. Les tubes protecteurs [21]

Lors de leur mise en service, les tubes protecteurs de jet subissent d'importantes sollicitations thermomécaniques. Ces dernières sont induites par l'élévation brutale et non homogène de la température. Aussi, afin que les tubes ne se fissurent pas il est nécessaire soit de les préchauffer, soit de les doter d'une couche interne isolante autorisant un démarrage à froid, soit d'utiliser des matériaux peu sensibles aux chocs thermiques.

### I.4.3. Quenouilles

Les quenouilles sont des éléments réfractaires d'une hauteur variant entre 1 et 1.5 m (en fonction de la profondeur du répartiteur) et d'un diamètre compris entre 0.1 et 0.15 m (figure I.5.b). Leur rôle consiste à réguler le débit d'acier passant du répartiteur dans les lingotières.

Sauf dégradations prématurées, les quenouilles ont la même durée de vie que le répartiteur. A la fin de chaque séquence ou en cas d'incident (casse d'une busette, accident au niveau de la solidification de la brame...) les quenouilles obturent le trou de coulée entraînant l'arrêt de l'écoulement de l'acier. Ces pièces sont donc des organes de sécurité et leur totale fiabilité est requise [21].

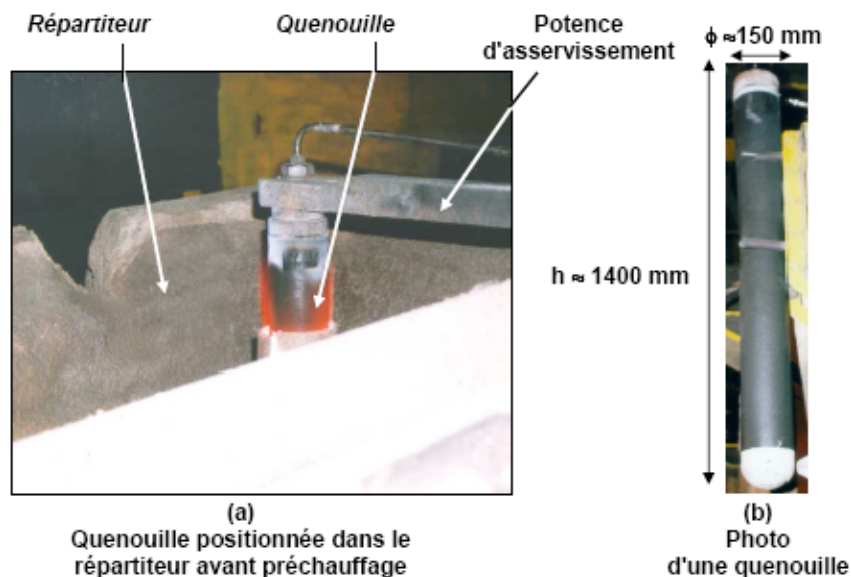


Figure I.5. Quenouilles de régulation [21]

### I.4.4. Le répartiteur

Appelé aussi régulateur de débit (Distributeur ou Tundish) est un récipient placé entre la poche amenant le métal liquide de l'aciérie vers les lingotières, pour permettre l'alimentation simultanée de plusieurs lingotières (généralement deux pour les coulées continues de brames) et la coulée en séquence (sans arrêt de la machine) de plusieurs poches consécutives [1].

La forme du répartiteur est généralement rectangulaire. Les busettes sont situées au dessous pour distribuer l'acier au moule. Le répartiteur sert également à plusieurs fonctions clés:

- ✍ Fournit un flux continu d'acier liquide dans le moule lors d'échanges des poches.
- ✍ Maintient une hauteur de métal stable au-dessus des busettes dans le moule, ce qui maintient un flux d'acier constant. (pour éviter les phénomènes de vortex)

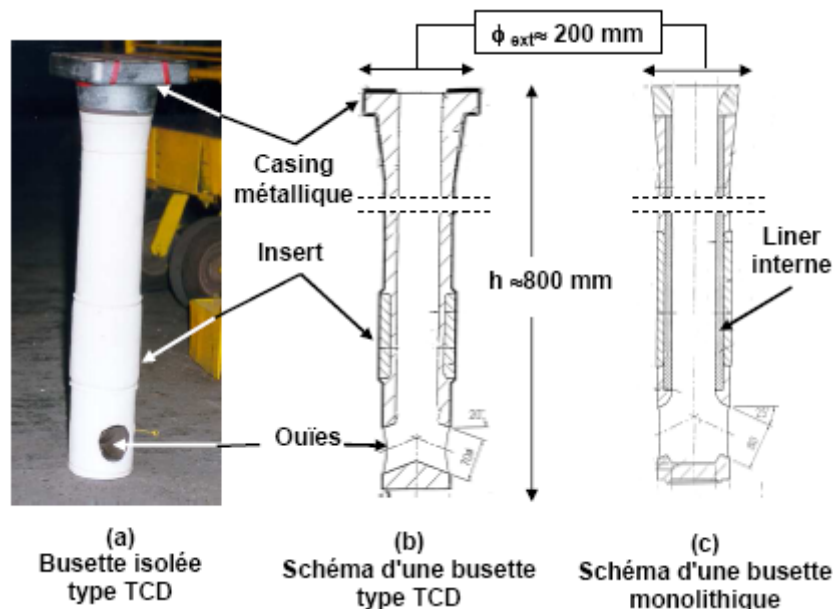
Concevoir une busette efficace exige une connaissance quantitative de la relation entre la géométrie de la busette et les autres variables du processus. L'injection d'argon dans la busette est une méthode efficace et largement utilisée pour l'obstruction des inclusions [22].

#### I.4.5. Busettes immergées

Les busettes immergées sont les derniers éléments réfractaires à être en contact avec le métal liquide avant sa solidification. Ce sont des tubes dont la hauteur varie entre 0.5 et 1m avec un diamètre interne compris entre 40 et 90 mm (figure I.6).

Le bas du tube plonge dans le bain d'acier de la lingotière. Les busettes sont positionnées sous le répartiteur. Deux systèmes de fixation sont utilisés :

- ✓ Encastrement dans le répartiteur
- ✓ Positionnement dans un système de tiroir qui permet de changer la busette en cours de séquence (système TCD).



La fonction de ces pièces est analogue à celle du tube protecteur, elles jouent cependant un rôle supplémentaire sur la solidification de l'acier : la partie basse n'est pas débouchante

verticalement mais des ouïes latérales guident le métal vers les parois de la lingotière où il est refroidi brutalement.

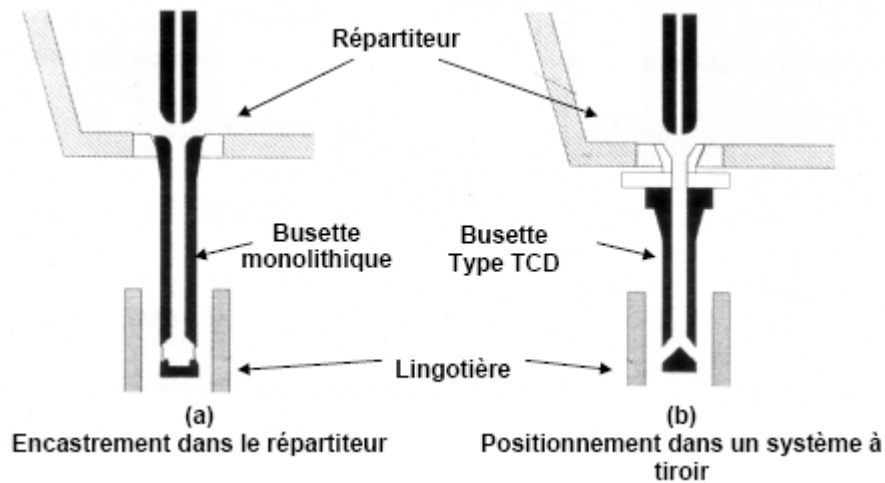


Figure I.7. Système de fixation des busettes sous le répartiteur [21]

Les sollicitations de service subies par ces pièces sont :

- la corrosion due aux différentes nuances d'acier ainsi qu'aux poudres de couverture protégeant l'acier dans les moules de solidification.
- le choc thermique de début de coulée : les busettes ne possèdent pas de couche décarburée, et sont donc préchauffées avant leur mise en place sur la ligne de coulée. La température atteinte en fin de préchauffage varie entre 600 et 1300°C.

Afin de limiter les déperditions d'énergie thermique, les busettes sont très souvent isolées thermiquement. Une busette préchauffée et isolée subit en effet un choc thermique de démarrage moins sévère.

L'isolation permet aussi, selon certains auteurs, de limiter le bouchage des busettes dû au dépôt d'inclusions métalliques à base d'alumine. Le phénomène de bouchage est lié à la coulée des aciers. Il est problématique car il limite la productivité des installations et dégrade la qualité des produits sidérurgiques [21].

#### I.4.6. La lingotière

Est un élément essentiel de la machine de longueur inférieure à 1m, dont les parois en cuivre sont refroidies par une circulation intense d'eau. Elle permet la mise en forme du produit coulé et assure la formation d'une peau solidifiée suffisamment épaisse pour contenir la pression ferrostatique du métal liquide. Le métal en provenance du répartiteur est distribué dans la lingotière par une busette en céramique, le plus souvent immergée. Afin d'éviter le collage de la peau contre les parois en cuivre, la lingotière est animée d'un mouvement d'oscillation verticale

(de faible amplitude : 4 à 12 mm et fréquence : 70 à 120 Hz) et un lubrifiant (huile ou laitier synthétique) est introduit [1].

Un laitier de composition chimique très précise est déposé sur le métal en fusion (ménisque). Il protège le métal de l'oxygène ambiant, et lubrifie le contact entre le moule et la peau solidifiée.

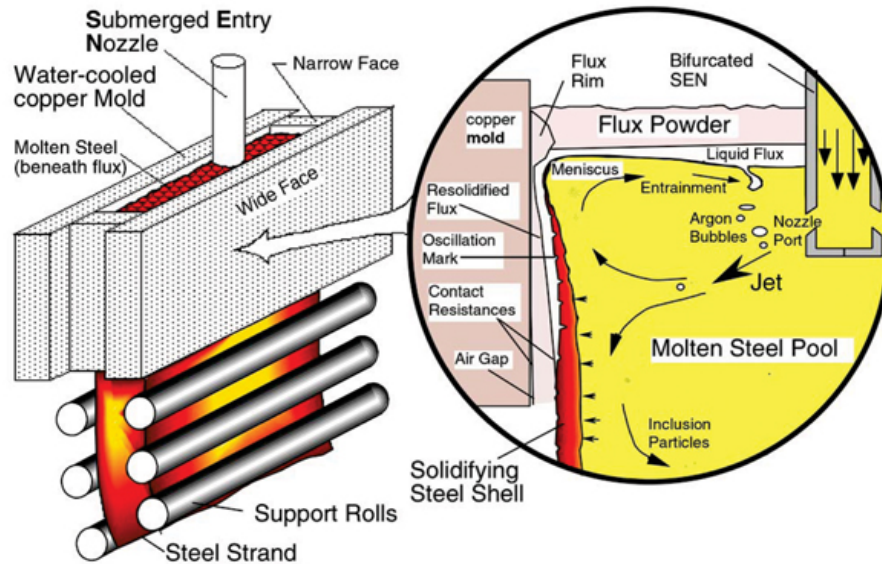


Fig. I.8. Géométrie du moule de la coulée continue.

La fonction principale du moule est d'établir une peau solide suffisante pour supporter dans son noyau liquide la pression ferrostatique à la sortie du moule.

La forme de la lingotière peut être complexe : la forme générale peut être courbe ou verticale (en fonction du type de machine) et d'autre part, elle peut présenter une certaine "conicité" de manière à accompagner la contraction du métal lors de la solidification

#### I.4.7. Zone de refroidissement secondaire

C'est la partie de la machine lorsque l'acier est extrait de la lingotière. Elle est constituée d'une part, d'un système mécanique de soutien et de guidage du produit par rouleaux, et d'autre part, d'un système de refroidissement par aspersion d'eau permettant la maîtrise de la température au niveau de la surface du produit jusqu'à sa complète solidification. Il est organisé en zones de refroidissement successives ayant chacune son propre système de réglage en débit [1].

### I.5. Origine des défauts du matériau coulé

La température de coulée a un effet important sur la qualité du produit. La surchauffe d'un acier est définie comme la différence de température entre la température de coulée et le liquidus.

Une forte surchauffe (30 à 60°C) donne une meilleure propreté interne en favorisant la décantation des inclusions et un meilleur état de surface ; de plus, le risque de bouchage de la busette est diminué.

Une surchauffe trop faible (10 à 20°C) peut donner lieu à une mauvaise qualité de peau et des bouchages de busettes conduisant à l'arrêt total de la coulée.

La température de coulée dépend aussi du temps de coulée prévu (temps de vidange de la poche dans la machine). Les temps de coulée sont en général de 50 à 70 min, pouvant atteindre parfois 90 min et plus. En général, on a des surchauffes de l'ordre de 20 à 35 °C.

Il est admis aujourd'hui qu'un poste de brassage pour l'homogénéisation de la température en poche est un complément indispensable à la coulée continue. Le brassage se fait avec de l'argon ou de l'azote. Le gaz est envoyé soit par le fond à travers un bouchon poreux, soit par le haut à l'aide d'une lance immergée en réfractaire, soit par le côté à l'aide d'une tuyère [21].

La qualité des produits coulée revêt deux aspects : la qualité de surface et la qualité interne. Une surface de qualité signifie absence de fissures à la surface (criques) (voir figure I.9.a), et la qualité interne par limitation des inclusions non-métalliques piégées sous la surface du produit.

Au cours de sa solidification, le produit subit un ensemble complexe de sollicitations thermomécaniques (cintrage de la brame à cœur liquide, décintrage éventuel, sollicitations cycliques, problème d'alignement des rouleaux, gonflement entre les rouleaux dû à la pression ferrostatique (voir figure I.9.b), inhomogénéités excessives dues à des évolutions thermiques mal maîtrisées...) qui peuvent justifier l'apparition de criques à chaud comme illustré en figure I.9.

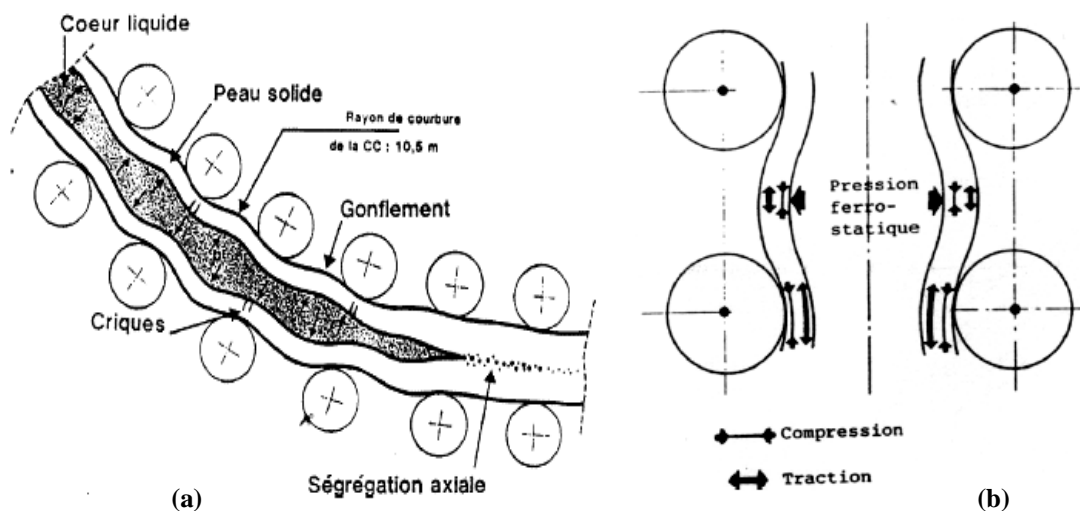


Fig. I.9. Principaux défauts rencontrés en coulée continue [23] [24]

## I.6. L'objectif de la thèse

L'objectif de cette thèse consiste à fournir une modélisation généralisée du procédé de la coulée continue pour n'importe quel type d'acier. On a utilisé le code de calcul FLUENT 6.0.12 pour simuler la zone de refroidissement primaire (au niveau du moule). Les phénomènes physiques présents au niveau de la lingotière (oscillations, la couche de laitier entre l'acier liquide et la paroi intérieur, lame d'air...) sont négligés.

Notre contribution résume comme suit :

- Modélisation du phénomène de la coulée continue en utilisant le code de calcul Fluent.
- Modélisation de l'influence des différentes géométries de la busette afin d'optimiser la structure de l'écoulement
- Modélisation du champ de température au sein du moule.
- Influence de la vitesse de coulée sur la structure de l'écoulement
- Etude de différentes nuances d'acier coulée dans la géométrie proposée.
- Modélisation du comportement des particules (alumine  $Al_2O_3$ ) pour différentes diamètres dans le moule

## I.7. Conclusion

La description de la complexité du procédé de la coulée continue a montré l'importance de garantir une qualité des demi-produits sans défauts (internes et externes) ce qui nécessite un réglage très sophistiqué de la machines (refroidissement du produit, mode de lubrification en lingotière, injection de l'argon, conception de la busette, vitesse de coulée...).

# CHAPITRE II

## TRANSFERT THERMIQUE DANS LA MACHINE DE COULÉE CONTINUE

## II.1. Introduction

L'objet de ce chapitre consiste à présenter le phénomène du transfert thermique dans la machine de coulée continue, ainsi que la compréhension de la poudre de coulée qui joue un rôle important dans la lubrification du moule de la coulée continue. En outre, il est nécessaire d'analyser le comportement des inclusions à l'intérieur du moule, pour les éliminer avant qu'elles soient entraînées par la croûte solidifiée.

Dans le procédé de la coulée continue, illustré dans la Figure II.1 [25,26, 27], le métal fondu est livré du répartiteur (Tundish) dans le moule à travers la busette. Les parois du moule sont refroidies par l'eau dont l'objectif est d'extraire la chaleur pour former une peau solide permettant de supporter la pression ferrostatique du liquide afin d'éviter le phénomène de percé à la sortie du moule.

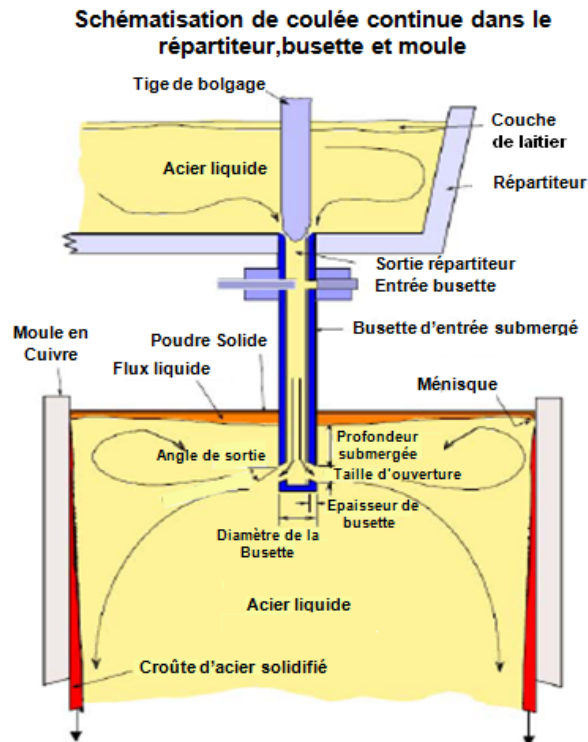


Fig. II.1. Schématisation du processus de coulée dans le répartiteur, busette et moule [2] [25]

## II.2. Transfert de chaleur dans la machine de la coulée continue

Comme le transfert de chaleur est le phénomène prédominant dans la machine de la coulée continue, la distance entre le ménisque et la position d'oxycoupage doit être supérieure à la longueur métallurgique, afin d'éviter de couper dans un noyau liquide.

En outre, la vitesse de coulée doit être limitée pour que la peau solide soit formée suite à l'extraction de la chaleur à travers les parois du moule.

Comme la plupart des processus industriels, la coulée continue implique une complexité des phénomènes :

- ✓ Mouvement turbulent du fluide dans une géométrie complexe (busette d'entrée);
- ✓ Transports des inclusions à travers le liquide y compris les effets de la flottabilité, le piégeage possible des inclusions dans la surface libre par les bulles de gaz;
- ✓ Interactions thermiques et mécaniques du fluide dans la surface libre entre le ménisque et la couche de laitier;
- ✓ Transformations de phase et solidification de la peau d'acier y compris la croissance des grains et des microstructures;

### II.2.1 Solidification et transfert de chaleur

La fonction principale de la lingotière est de former une croûte solide d'épaisseur suffisante pour éliminer le risque de percée ; il importe aussi que la croûte ainsi formée ne donne pas lieu à des défauts de surface. Les paramètres les plus importants de la solidification en lingotière sont le transfert thermique, l'oscillation et la lubrification.

Le mannequin est retiré du fond du moule à une "vitesse de coulée" qui correspond à la vitesse du flux entrant, de telle sorte que le procédé fonctionne parfaitement à l'état stable. Des jets d'eau extraient la chaleur de la surface, et le noyau liquide devient entièrement solide quand il atteint la "longueur métallurgique".

Lors de la solidification, la densité du métal change en fonction de l'état liquide et solide, ainsi qu'en raison de transformations de phase à l'état solide pendant la solidification peut aussi causer un changement de volume qui affecte le processus de solidification. Le métal liquide surchauffé se refroidit à la température de liquidus où la solidification commence.

La conduction thermique axiale peut être ignorée dans les modèles de la coulée continue d'acier, comme l'indique le petit nombre de Peclet ( $Pe$ ) [28]. Le transfert de chaleur dans la région du moule est contrôlé essentiellement par la conduction de chaleur à travers l'interface entre la surface de la croûte solidifiée et le moule.

$$q_{gap} = \left( h_{rad} + \frac{k_{gap}}{d_{gap}} \right) \cdot (T_{0shell} - T_{0mold}) \quad (II-1)$$

Szekely et al, ont proposé le premier modèle d'étude de l'écoulement du fluide couplé par le transfert de chaleur et de la solidification dans le moule de la coulée continue en utilisant un modèle de turbulence complet. Choudhary et al, ont modélisé un écoulement turbulent et le

transport d'énergie dans la région pâteuse en utilisant un modèle entièrement couplé, cette modélisation a été comparée avec des données expérimentales.

Le transfert de chaleur à partir de l'interface liquide/solide du moule est principalement considéré par les étapes suivantes [29]:

1. La convection entre l'acier liquide et la croissance de la croûte en acier;
2. La conduction à travers les parois de la croûte;
3. Le transfert de chaleur à travers l'espace séparant le film de la poudre et le moule, c-à-d la résistance de contact entre le laitier et le moule;
4. La conduction à travers les parois du moule;
5. La convection entre la surface du moule et l'eau de refroidissement circulant à l'intérieur du moule.

Les paramètres traditionnels de coulée comme la vitesse de coulée, la composition d'acier, et la poudre de coulée ont été reconnus comme étant les principaux facteurs de contrôle du taux de transfert de chaleur, et permettant d'atteindre une excellente qualité de surface du produit final [29, 30].

En coulée continue d'acier, les busettes immergées ont pour rôles principaux l'alimentation de la lingotière et la protection du jet de métal entre répartiteur et lingotière (protection thermique contre le rayonnement et protection chimique contre la réoxydation). Ainsi, le bon fonctionnement d'une busette immergée permet d'obtenir :

- ✓ de faibles variations de niveau en lingotière, pour ne pas perturber la solidification,
- ✓ des variations limitées de position de la quenouille, donc de débit d'entrée en lingotière,
- ✓ des vitesses de circulation du métal au ménisque limitées, pour éviter l'entraînement de laitier,
- ✓ l'absence de pollution du métal,

Les figures II.2 et II.3 donnent une indication sur la densité du flux thermique en lingotière, de l'ordre de 1400 à 1800 kW/m<sup>2</sup>. L'épaisseur de la croûte solidifiée, à la sortie de la lingotière, est de l'ordre de 8 à 15 mm.

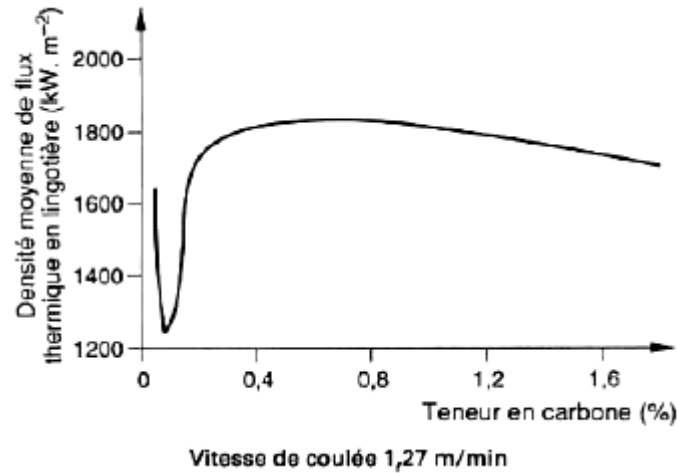


Figure II.2. Taux de transfert thermique moyen en lingotière en fonction de la teneur en carbone [31]

L'extraction thermique dans la lingotière est favorisée par une vitesse de coulée plus élevée, comme l'indique la figure II.3. Cette courbe montre que le flux thermique maximal (et par conséquent l'élévation de température la plus forte de la paroi) se situe à environ 50 mm au-dessous du ménisque.

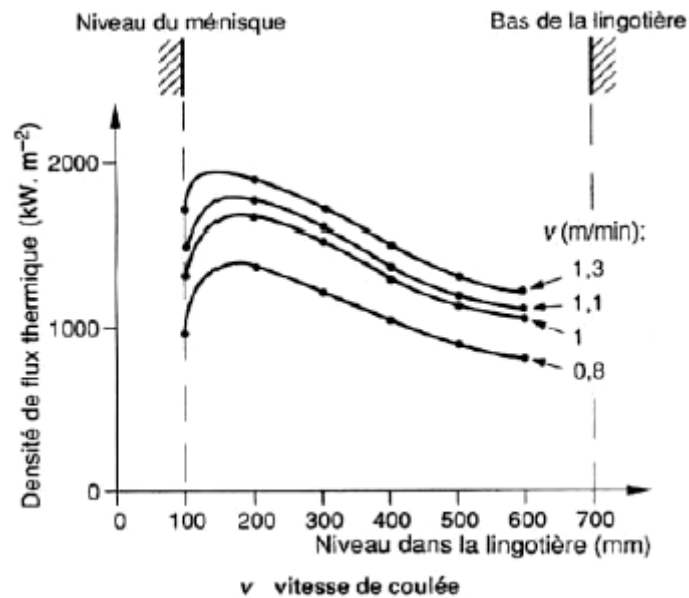


Figure II.3. Densité de flux thermique en fonction de la distance au ménisque pour plusieurs vitesses de coulée [31]

## II.2.2. Fonctionnement des busettes immergées de coulée continue

### II.2.2.1. Mécanismes du bouchage des busettes

Trois mécanismes principaux sont proposés pour le bouchage des busettes immergées en coulée continue [32]:

- a. **Le dépôt sur la paroi interne d'inclusions transportées par le métal liquide :** le phénomène est d'autant plus important que la propreté du métal est insuffisante. L'existence de zones de décollement dans la busette provoque le transport des inclusions vers la paroi réfractaire.
- b. **La réoxydation du jet à travers les parois de la busette :** En effet, le réfractaire des busettes de coulée continue, généralement de l'alumine graphitée, est plus ou moins perméable à l'atmosphère, ce qui peut permettre une aspiration d'air dans la busette en cours de coulée. Il en résulte alors une réoxydation de l'acier et la création d'inclusions d'une taille importante qui ne seront éliminées que difficilement. Pour réduire leur porosité en service, les busettes immergées sont en général revêtues d'un vernis protecteur qui est supposé assurer l'étanchéité des parois externes de la busette.
- c. **Le refroidissement du métal au contact de la busette :** au Japon, plusieurs études ont montré que les pertes thermiques par conduction dans le réfractaire de la busette sont telles que le dépôt d'inclusions peut aussi être initié par la solidification d'une fine couche d'acier (quelques microns) sur la paroi interne. Ainsi, la température du métal estimée au contact avec la busette est inférieure à la température de liquidus de la nuance coulée dans toute la zone au-dessus du ménisque.

Pour lutter contre le bouchage, l'injection d'argon dans la busette en cours de coulée est pratiquée dans de nombreuses usines afin d'éviter l'introduction d'air dans le jet de métal et de limiter le contact direct entre métal et réfractaire.

### II.2.2.2. Analyse du risque de figeage d'acier dans la busette

Le choc thermique à la paroi interne de la busette est important en début de coulée, peut être caractérisé par la densité moyenne de flux thermique extrait du jet d'acier  $\Phi_f$  entre le début de la coulée ( $t = 0$ ) et un instant ( $t$ ) donné [32]:

$$\Phi_f(t) = 2 \sqrt{\frac{\lambda \rho C_p}{\pi}} \frac{T_p - T_i}{\sqrt{t}} \quad (\text{II-2})$$

A cette extraction de chaleur correspond un refroidissement moyen de l'acier  $\Delta T$ , que l'on peut estimer par la relation suivante :

$$\Delta T = \frac{\Phi_f}{QC_{Pacier}} \quad (\text{II-3})$$

Le tableau II.1 représente l'application numérique de ces deux relations. Il donne des ordres de grandeur qui permettent d'estimer le risque de figeage et de bouchage de la busette en début de coulée, dans le cas d'une busette immergée en alumine graphitée non équipée d'un manchon isolant [32].

Tableau II.1. Densité de flux extrait et refroidissement de l'acier en début de coulée dans le cas d'une busette en alumine graphitée

t(s)	30	60	300	600	3600	7200	14400
$\Phi_f$ (kw/m <sup>2</sup> )	131	92	41	29	12	8	6
$\Delta T$ (°C)	9.8	6.9	3.1	2.2	0.9	0.6	0.5

Choc thermique  $T_p - T_i = 250^\circ\text{C}$  et débit d'acier  $Q = 1$  t/min.

On remarque que dans les 30 premières secondes de la coulée, le choc thermique entre jet d'acier et parois de la busette provoque un refroidissement d'environ  $10^\circ\text{C}$  du métal coulé. Le risque de figeage du métal au démarrage est donc très élevé. Pour l'éviter, il apparaît que la protection thermique du jet d'acier doit être réalisée avec précaution pour éviter un bouchage métallique

La protection thermique, tout comme le préchauffage, des busettes doit faire l'objet de soins particuliers afin de limiter les pertes thermiques du métal. Une bonne isolation thermique et la maîtrise de la température du métal contribuent à la limitation du bouchage métallique des busettes, mais risquent de détériorer les vernis protecteur des busettes destinés à limiter les entrées d'air en cours de coulée.

### II.3. Origine et genèse des inclusions

Elles sont dues à : l'érosion des coulées non lissées, des bavures entre briques, des dépôts de coulée, des poussières, et des bavures de lingotières,... etc. Les inclusions peuvent se former avant ou pendant la solidification, certaines apparaissent dans le métal solide lorsqu'elles se forment à partir des éléments habituels de l'acier appelées « inclusions endogènes ». Si des composants chimiques parviennent de l'extérieur (une pollution accidentelle), il s'agit des inclusions exogènes. La formation des inclusions est schématisée sur la figure II.4 [33] [voir annexe A1].

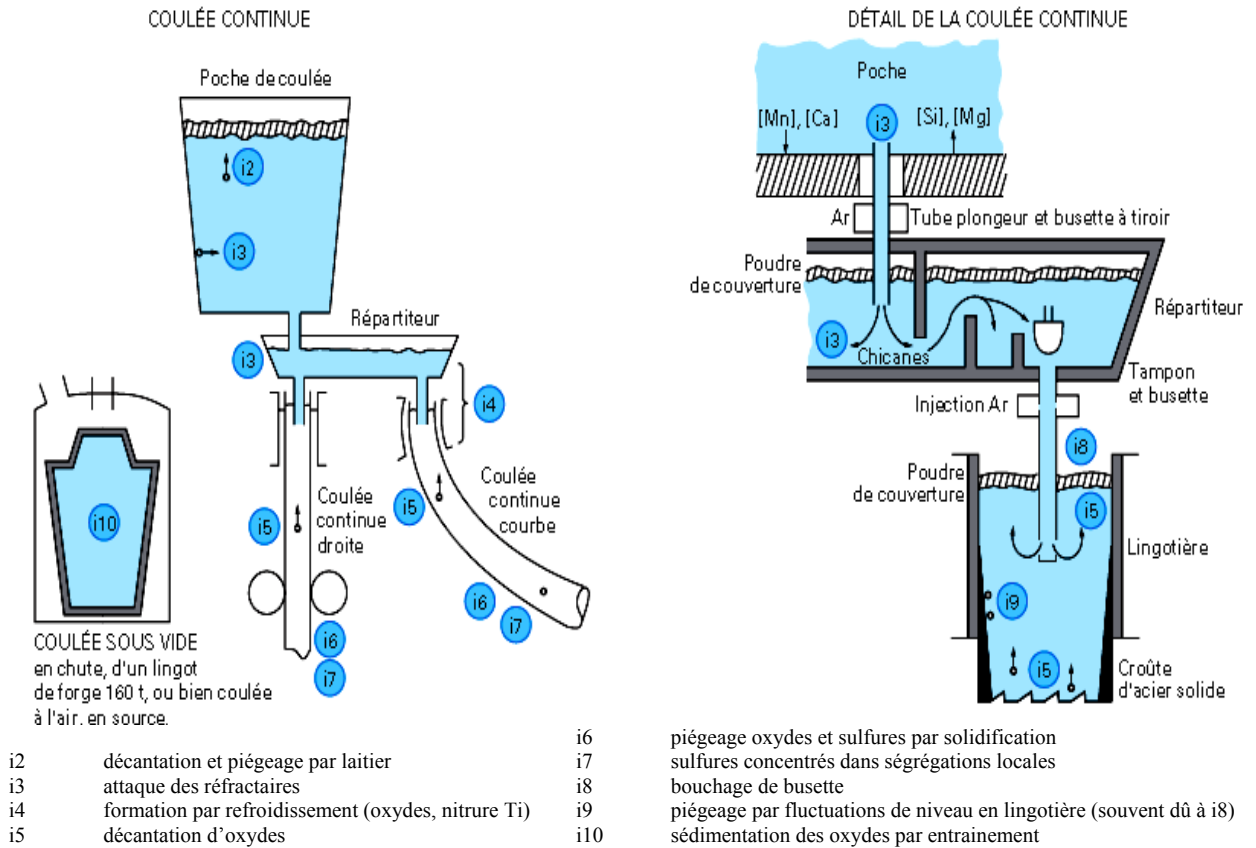


Fig. II.4. Formations des inclusions pendant la coulée [33] [34] [35]

Le caractère diphasique du phénomène se rapporte à la présence d'inclusions non métalliques dans le métal liquide, dont l'élimination est indispensable pour assurer une propreté inclusionnaire au produit élaboré. Les plus largement rencontrées en coulée continue sont les inclusions d'aluminates  $Al_2O_3$  et de silicates  $SiO_2$ . Elles adoptent la forme relativement sphérique caractéristique de l'immiscibilité des liquides (figure II.5) [33].

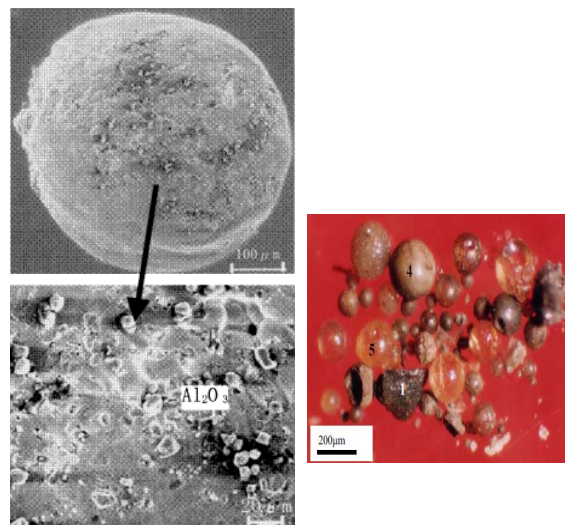


Fig. II.5. Image des particules  $Al_2O_3$  et d'autres inclusions non métalliques [36]

### II.3.1. Désoxydation

Dans tous les cas, la propreté de l'acier est conditionnée par le contrôle de l'oxygène dans l'acier. La quantité d'oxygène présent avant désoxydation dépend des conditions d'élaboration. Au niveau de la coulée continue, certaines précautions sont à prendre, notamment en ce qui concerne la séparation des produits de désoxydation et la prévention contre la réoxydation (figure II.6).

- ☞ La **désoxydation** par précipitation (Si ou Al) donne lieu à la formation d'inclusions qu'il faut séparer du métal. Des moyens sont utilisés pour favoriser cette décantation : en poche (brassage), en répartiteur (chicanes), en lingotière (géométrie des busettes, brassage électromagnétique en lingotière). Il est important, dans tous les cas, que la nature du laitier soit favorable à la rétention de ces produits décantés.
- ☞ Pour éviter la **réoxydation** du métal pendant la coulée, on intervient à trois niveaux.
  - **Sur le jet issu de la poche et alimentant le répartiteur** : cette protection s'effectue par un tube en réfractaire fixé au bas de la poche et plongeant dans le répartiteur. Pour assurer une étanchéité parfaite entre tube protecteur et poche, on crée dans le tube un écoulement d'argon sous faible pression.
  - **Dans le répartiteur** : il est important que le remplissage du répartiteur ne réagisse pas avec les éléments désoxydants présents dans le métal pour former des inclusions à base d'oxydes. Pour cela, on utilise généralement des remplissages basiques ou à haute teneur d'alumine. Par ailleurs, on limite autant que possible le passage du laitier oxydé de la poche dans le répartiteur.
  - **Sur le jet issu du répartiteur et alimentant la lingotière** : lorsque la section du produit est supérieure à  $120 \times 120$  mm, on peut utiliser la busette immergée. Pour les sections inférieures, on a recours le plus souvent à des tubes en forme de soufflet alimentés en argon reposant sur la lingotière ; l'étanchéité ainsi obtenue est moins bonne.

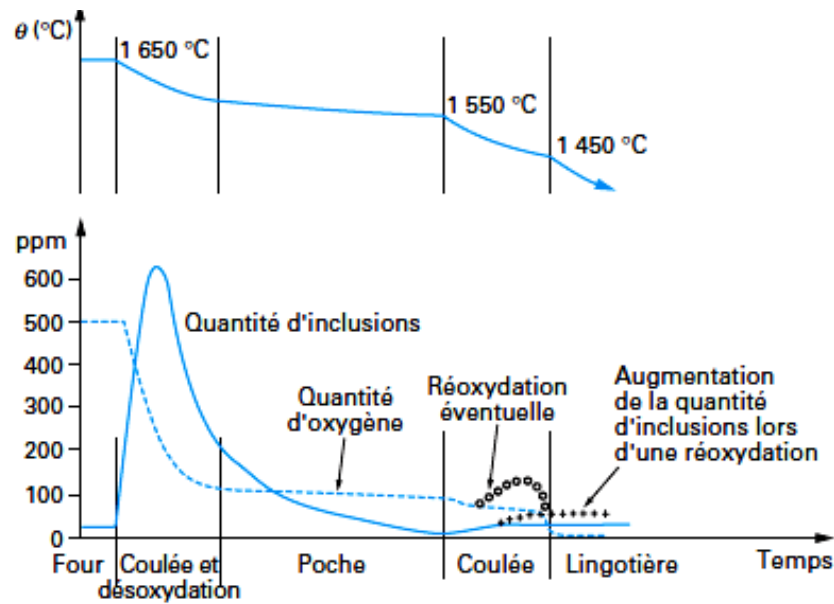


Fig. II.6. Schéma temporelle de genèse des inclusions (désoxydation + décantation) [33] [37]

Parmi les techniques d'amélioration de la qualité des produits coulés en continu par la décantation et l'élimination à la surface du laitier des inclusions non métalliques, l'injection de l'argon comme gaz inerte capable d'accrocher ces particules et de les faire flotter vers la surface du bain. Dans l'écoulement de métal liquide, de la poche jusqu'en lingotière, les interactions entre phases sont très importantes et complexes, le processus de décantation des inclusions non métalliques dépend de plusieurs facteurs, les propriétés des inclusions même, celles du fluide et des bulles de gaz, seulement la présence d'une phase gazeuse dans le métal a d'autres effets indésirables et néfastes. Les auteurs ont dans cette perspective étudiée les effets de l'écoulement de l'argon dans le métal au niveau de la lingotière d'une machine à brames [13].

#### II.4. Mouvement et occlusion des inclusions

Parmi les préoccupations récurrentes de l'industrie sidérurgique est la maîtrise et le contrôle des inclusions dans les alliages métalliques. La qualité de l'acier produit dans la machine de coulée continue est considérablement influencée par la structure d'écoulement [25,26], qui doit prendre en charge les meilleures conditions de décantation des particules non métalliques vers la surface libre. Le contrôle de ce phénomène est également conditionné par le réglage des paramètres tels que la régulation de la vitesse de coulée, l'intensité de refroidissement et de la géométrie du moule/busette.....etc

La propreté de l'acier a été effectivement améliorée dans la poche et le répartiteur. Cependant, il y a encore des inclusions résiduelles qui se jettent dans le moule à travers la busette, une partie de ces inclusions flottera progressivement vers le haut et être emprisonner par la couche de

laitier. Par conséquent, la tâche principale est d'améliorer la propreté dans la région du moule est de savoir extraire ces inclusions avant qu'elles soient capturées par la peau solidifiée dans le moule [32].

Comprendre le comportement des inclusions non métalliques, qui accompagnent le liquide circulant dans le processus de coulée continue, est important pour faire face aux problèmes de qualité. Les jets d'acier liquide sortant des orifices de busettes peuvent porter des inclusions, tels que l'alumine, l'entraînement de ces particules par la croûte solidifiée crée des défauts dans le produit final.

#### II.4.1. Décantation naturelle

Du fait de leur faible masse volumique, les inclusions sont soumises à une force ascendante à une vitesse de décantation calculée par la loi de Stokes applicable à une particule sphérique [32]:

$$v = \frac{d_p^2 \Delta \rho g}{18\mu} \quad (\text{II-4})$$

On présente dans la figure II.7 la vitesse de décantation des particules non-métalliques de différents matériaux dont les diamètres varient de 50 $\mu\text{m}$  jusqu'à 300 $\mu\text{m}$ , Il en résulte que les grosses inclusions de faible densité décantent rapidement.

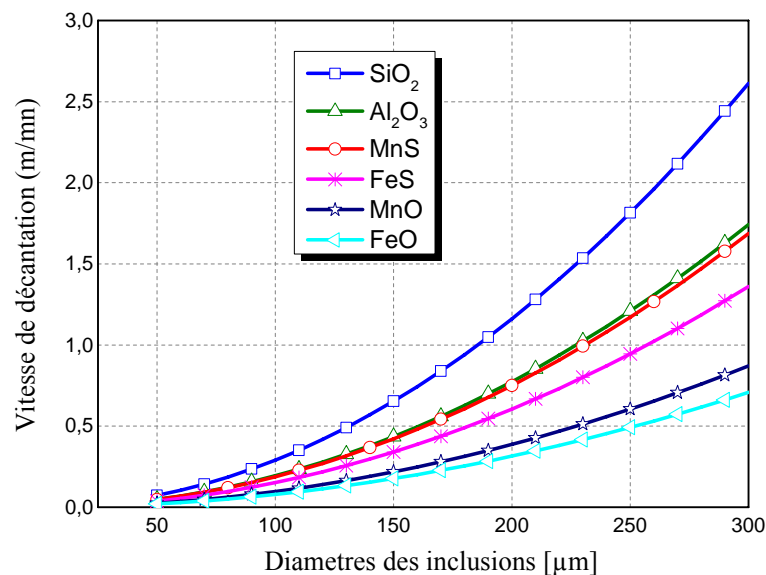


Fig. II.7. Vitesse de décantation en fonction des diamètres des particules non-métallique

## II.4.2. Décantation par injection de gaz

Le mouvement de bulle d'argon et son effet sur les flux dépendent fortement de la taille des bulles. Une quantité importante de travaux antérieurs a porté sur les aspects fondamentaux de l'injection de gaz dans des liquides [38].

La figure II.8 montre un schéma du dispositif expérimental. Gaz sous pression (air, He, ou Ar) a été injecté par une aiguille horizontale dans un carrée 35(mm) x (35mm) dans un tube en plexiglas avec l'eau qui coule verticalement pour des conditions proches de celles d'une busette de coulée continue. La sortie de l'aiguille est alignée avec la paroi de la busette pour simuler un perçage ou une busette poreuse en céramique. La pression a été ajustée pour obtenir des débits de gaz de 0,2 à 5 ml/s.

La vitesse de l'eau a été variée de 0,9 à 2,5 m/s en changeant la taille de l'ouverture au bas de la busette. Trois tailles différentes des aiguilles ont été utilisées pour examiner l'effet de l'injection de gaz (diamètre : 0,3, 0,4, et 0,5 mm). La formation de bulles a été enregistrée par une caméra vidéo à haute vitesse (4500 images par seconde). Les diamètres des bulles ont été mesurés directement à partir de l'image vidéo et contrôlés en comptant le nombre de bulles générées à la sortie de l'aiguille d'injection.

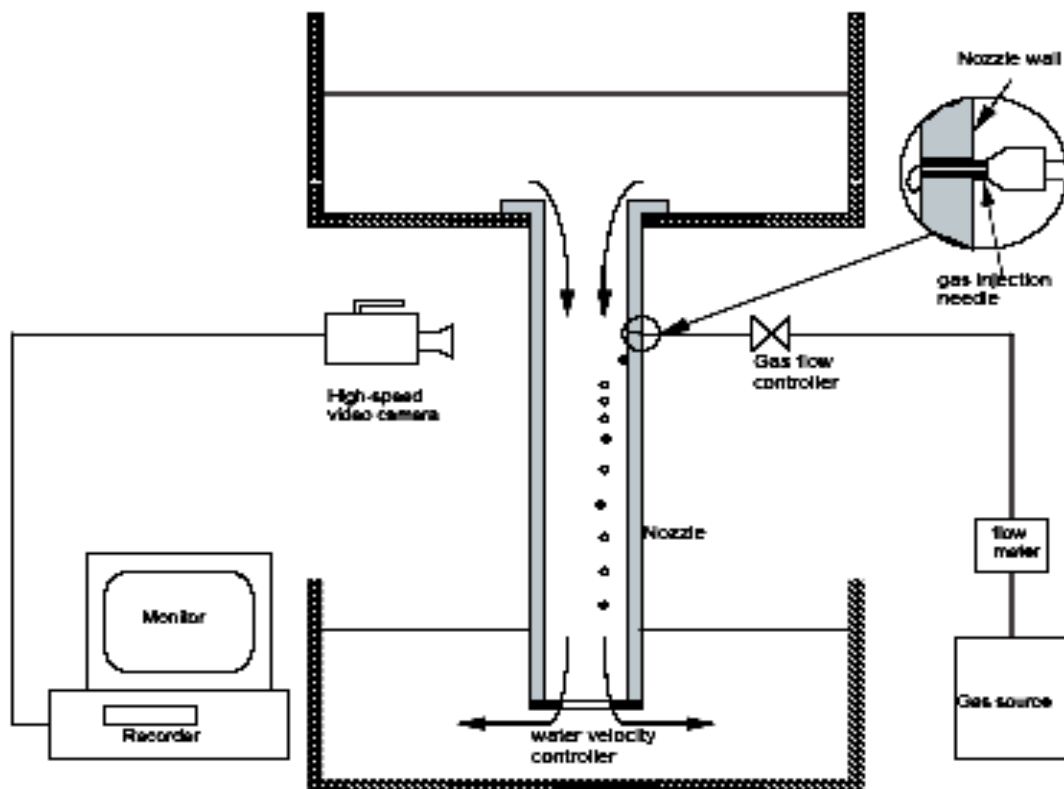


Fig. II.8. Représentation schématique de l'appareil expérimental [38]

Les inclusions sont attachées à la surface de la bulle, si la distance normale du centre d'inclusion à la surface de la première bulle est inférieure au rayon de l'inclusion comme la figure II.8 montre.

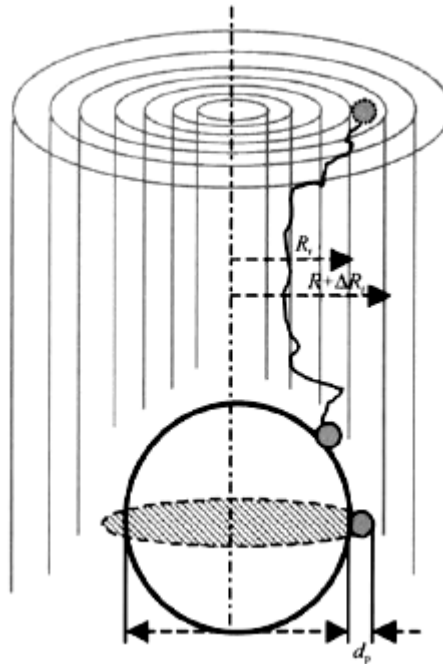


Fig. II.9. Représentation schématique de la probabilité de fixation d'inclusion à la surface de bulle [38]

### II.4.3. Influence des courants de convection

Les courants de convection liquides sont induits par certaines formes de tube immergé, ou par barbotage naturel (bulles de CO dans les aciers non calmés), ou par un barbotage de gaz (argon par brique poreuse en poche). Puisque leurs circuits sont bouclés par une couche de laitier, les inclusions décantées ne soient pas ré-entraînées vers le bas [33]. Si ces courants sont violents, ils ont des effets secondaires et donnent naissance à des zones de métal plus pures (moins ségréguées) dont l'épaisseur augmente avec la durée de ces courants liquides. Ces zones prennent alors des noms particuliers : zones pures (de plusieurs centimètres d'épaisseur dans les lingots non calmés) [35].

### II.5. Modélisation des inclusions

Swang et al. ont considéré le comportement d'une seule bulle dans l'acier liquide. Les auteurs ont établi un modèle mathématique basé sur la probabilité d'une collision ou d'une adhésion entre la particule non métallique et la bulle de gaz, en fonction de leurs vitesses et dimensions respectives. Leur résultats ont abouti à une parfaite adhésion (autour de 100%) des particules les

plus petites ( $\approx 5$  et  $10\mu\text{m}$ ) car la collision dans ces cas là devient peu probable, à l'inverse des plus grandes particules ( $\approx 50\mu\text{m}$ ) où la possibilité de collision est plus marquée qu'une adhésion [13].

Deux approches principales sont appliquées pour modéliser le comportement des particules non métalliques dans la coulée continue: approche convection-diffusion et approche des trajectoires.

### II.5.1. Approche de convection - diffusion

Le mouvement de mélange inclusion/gaz-liquide dus à la diffusion turbulente, peut être modélisé en résolvant l'équation suivante [2].

$$\frac{\partial \sigma_p}{\partial t} + u_{ip} \frac{\partial \sigma_p}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left[ D_{eff} \frac{\partial \sigma_p}{\partial x_i} \right] \quad (\text{II.5})$$

La première étude de la flottabilité des inclusions dans une lingotière de coulée continue a été faite par Szekely et al. [39]. La capture des inclusions peut être calculée simplement en ajoutant un terme source supplémentaire dans l'équation (II.5).

Le piégeage des particules par la peau solidifiée peut être modélisé en utilisant une approche similaire, en ajoutant un terme source négatif à l'équation (II.5). Plusieurs modèles supposent que les particules sont piégées à chaque fois qu'ils touchent le front de solidification. Cependant, les particules qui touchent le front de solidification ne sont pas toujours englouties à moins que leur vitesse soit assez lente [2].

### II.5.2. Approche de trajectoire

Les trajectoires des particules peuvent être calculées en utilisant la méthode de suivi des particules de Lagrange. Dans cette approche, la vitesse des particules est calculée à partir de l'équation suivante [2]:

$$u_p = \frac{(u_p + S_u \cdot \delta t)}{1 + F \cdot \delta t} \quad (\text{II.6})$$

$$F = \frac{0.75 \cdot C_D \cdot \rho \cdot V_{slip}}{d_p \cdot \rho_p}, S_u = \frac{F u_p + (\rho_p - \rho)g}{\rho_p} \text{ et } V_{slip} = u_p - u$$

Dans cette approche, Thomas et al. [35] prévoient la fixation des inclusions par les bulles d'argon en supposant que la bulle est une sphère immergée à une vitesse constante. La plupart des bulles d'argon circulent dans l'espace supérieur du moule.

Tous les modèles de diffusion et de trajectoire indiquent que les petites particules sont plus susceptibles de se coincer dans la zone pâteuse que les grosses particules [25].

## II.6. Compositions des poudres de coulée

Il est bien noté que les poudres de coulée qui sont des mélanges synthétiques de différents oxydes jouent un rôle décisif dans la lubrification du moule de la coulée continue. Elles peuvent être également affectées par le ramassage des espèces d'alumine ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ).

Outre la lubrification, d'autres rôles secondaires de la poudre du moule ont été répertoriés [40]:

- Protéger l'acier en fusion de l'oxydation si la couche de laitier est faible en oxydes comme  $\text{Fe}_2\text{O}_3$  ou  $\text{MnO}$ ;
- Modifier le transfert de chaleur entre le moule et les parois;
- Récouter les inclusions à la surface supérieure de l'acier liquide;
- Isoler thermiquement la surface supérieure (ménisque) notamment par la couche de laitier.

Les différentes couches de laitier lors de la coulée continue de l'acier sont nécessaires pour absorber les inclusions non-métalliques, lubrifier les côtés, réguler le transfert de chaleur à travers les côtés du moule, et assurer les deux fonctions suivantes [41]:

### II.6.1. Isolation thermique

La couche de laitier contient des poches d'air entre les particules de poudre qui agissent comme un isolant pour éviter les pertes de chaleur. Une isolation adéquate peut être assurée par une couche de profondeur supérieure ou égale à 50 mm. Si les profondeurs atteignent plus de 100 mm, ceci provoque le problème de la position et l'état de l'interface.

### II.6.2. Isolation chimique

La présence continue de cette couche de laitier en fusion est également efficace dans la prévention de l'oxydation de l'acier. Le carbone en poudre réagit avec l'air éventuellement présent pour former une atmosphère réductrice de CO afin de protéger l'acier liquide de l'oxydation. [41].

La fusion de la couche de laitier dans un moule de coulée est un phénomène complexe et peut être décrite par les étapes suivantes [42] :

1. La couche de laitier est chauffée à son entrée dans le moule, et conserve sa structure d'origine;
2. Au-dessus de l'acier liquide à haute température, la poudre résulte des gouttelettes liquides entourées par des particules de carbone. Une fois le carbone est consommé, les particules se fusionnent ensemble;
3. La couche de laitier infiltre dans l'espace vide entre la croûte solidifiée et le moule.

## **II.8. Conclusion**

On conclut que les inclusions non métalliques que l'on rencontre dans tous les aciers constituent un défaut. Les grosses proviennent de l'entraînement du laitier ou du réfractaire, elles sont accidentelles et doivent pouvoir être évitées grâce à des précautions spéciales. Les plus petites sont inhérentes de l'acier et sont liées au processus même de l'élaboration et surtout à la phase de désoxydation, leur formation peut continuer même pendant la solidification.

Enfin, on montre que la couche de laitier joue un rôle très important dans la lubrification du moule de la coulée continue, et assure l'isolation thermique et atmosphérique.

# CHAPITRE III

# FORMULATION MATHÉMATIQUE

### III.1. Introduction

L'étude de chaque phénomène physique nécessite une modélisation mathématique, pour cela notre troisième chapitre sera consacré à la présentation des différents modèles de turbulences ( $k-\varepsilon$ ). On présentera ensuite, les différentes équations de conservation de masse, de l'énergie, et de quantité de mouvement. Enfin, l'équation du mouvement d'une particule sera aussi présentée.

### III.2. Modélisation de l'écoulement du fluide

Fluent offre une modélisation complète pour une large gamme d'écoulement des fluides compressibles et incompressibles, laminaires et turbulents. Parmi plusieurs phénomènes, le transfert de chaleur résultant dans les turbo-machines et les composants des moteurs automobiles, combustion du charbon pulvérisé dans les chaudières, aérodynamique, la circulation à travers les compresseurs, les pompes, les ventilateurs, et les écoulements multiphasiques, peut être modélisé et appliqué à des géométries complexes.

### III.3. Modèles de turbulences $k-\varepsilon$

#### III.3.1. Le modèle $k-\varepsilon$ standard

Le modèle  $k-\varepsilon$  standard dans fluent est devenu un moyen performant pour les calculs pratiques des écoulements dans le temps. C'est un modèle semi-empirique, et la dérivation des équations du modèle se fonde sur des hypothèses et résultats expérimentaux. Le modèle a été amélioré, et donne naissance aux : modèle  $k-\varepsilon$  RNG et le modèle  $k-\varepsilon$  réalisable.

#### III.3.2. Le modèle $k-\varepsilon$ RNG

Le modèle  $k-\varepsilon$  RNG a été dérivé en utilisant une technique statistique rigoureuse appelée la théorie de groupe de re-normalisation [43]. Il est semblable au modèle  $k-\varepsilon$  standard, mais inclue les améliorations suivantes :

- ✓ Le modèle RNG a une limite additionnelle dans son équation qui améliore de manière significative l'exactitude pour des écoulements rapides;
- ✓ L'effet de tourbillon sur la turbulence inclus dans le modèle de RNG augmente l'exactitude des écoulements tourbillonnants;
- ✓ La théorie de RNG fournit une formule analytique pour des nombres turbulents de Prandtl, alors que le modèle  $k-\varepsilon$  standard emploie des valeurs constantes personnalisées par l'utilisateur;

- ✓ Le modèle k-ε standard est un modèle de nombre haut-Reynolds, tandis que la théorie de RNG fournit une formule différentielle analytique-dérivée pour la viscosité effective qui explique des effets de nombre bas-Reynolds. L'utilisation efficace de ce dispositif dépend d'un traitement approprié de la région proche-mur.

Le modèle k-ε RNG est plus précis et fiable pour une classe plus large des écoulements que le modèle k-ε standard.

### III.3.3. Le modèle k-ε réalisable

Le modèle k-ε réalisable est un développement relativement récent et différent du modèle k-ε standard pour deux propriétés importantes [44]:

- Le modèle k-ε réalisable contient une nouvelle formulation de la viscosité turbulente;
- Une nouvelle équation de transport du taux de dissipation turbulent (ε).

Le terme « réalisable » signifie que le modèle satisfait certaines contraintes mathématiques sur les efforts de Reynolds, conformément à la physique des écoulements turbulents.

Les modèles k-ε réalisables et RNG ont montré des améliorations substantielles au-dessus du modèle k-ε standard où les dispositifs des écoulements incluent la courbure, les vortex, et la rotation aérodynamique. Les études initiales ont prouvé que le modèle réalisable fournit la meilleure performance de tous les modèles k-ε pour plusieurs validations des écoulements séparés et complexes.

### III.4. Equations gouvernantes

Les modèles physiques sur lesquels on s'appuiera pour résoudre les écoulements étudiés sont fondés sur les équations de Navier-Stokes. L'ensemble de ces équations, sont complétés par les conditions aux limites et initiales, constitue la fermeture des équations de Navier-Stokes.

Les équations des écoulements du fluide incluent l'équation de continuité, et l'équation dynamique de Navier-Stokes dans les trois directions sont:

$$D \equiv \frac{\partial U}{\partial X} + \frac{\partial V}{\partial Y} + \frac{\partial W}{\partial Z} = 0 \quad (\text{III.1})$$

Quantité de mouvement X:

$$\begin{aligned} \frac{\partial U}{\partial t} + U \frac{\partial U}{\partial X} + V \frac{\partial U}{\partial Y} + W \frac{\partial U}{\partial Z} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial X} + \frac{\partial}{\partial X} \left[ \mu_{eff} \left( \frac{\partial U}{\partial X} + \frac{\partial U}{\partial X} \right) \right] + \\ \frac{\partial}{\partial Y} \left[ \mu_{eff} \left( \frac{\partial U}{\partial Y} + \frac{\partial V}{\partial X} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial Z} \left[ \mu_{eff} \left( \frac{\partial U}{\partial Z} + \frac{\partial W}{\partial X} \right) \right] \end{aligned} \quad (III.2)$$

Quantité de mouvement Y:

$$\begin{aligned} \frac{\partial V}{\partial t} + U \frac{\partial V}{\partial X} + V \frac{\partial V}{\partial Y} + W \frac{\partial V}{\partial Z} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial Y} + \frac{\partial}{\partial X} \left[ \mu_{eff} \left( \frac{\partial V}{\partial X} + \frac{\partial U}{\partial Y} \right) \right] + \\ \frac{\partial}{\partial Y} \left[ \mu_{eff} \left( \frac{\partial V}{\partial Y} + \frac{\partial V}{\partial Y} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial Z} \left[ \mu_{eff} \left( \frac{\partial V}{\partial Z} + \frac{\partial W}{\partial Y} \right) \right] \end{aligned} \quad (III.3)$$

Quantité de mouvement Z:

$$\begin{aligned} \frac{\partial W}{\partial t} + U \frac{\partial W}{\partial X} + V \frac{\partial W}{\partial Y} + W \frac{\partial W}{\partial Z} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial Z} + \frac{\partial}{\partial X} \left[ \mu_{eff} \left( \frac{\partial W}{\partial X} + \frac{\partial U}{\partial Z} \right) \right] + \\ \frac{\partial}{\partial Y} \left[ \mu_{eff} \left( \frac{\partial W}{\partial Y} + \frac{\partial V}{\partial Z} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial Z} \left[ \mu_{eff} \left( \frac{\partial W}{\partial Z} + \frac{\partial W}{\partial Z} \right) \right] \end{aligned} \quad (III.4)$$

L'équation de l'énergie cinétique turbulente:

$$\begin{aligned} \frac{\partial k}{\partial t} + U \frac{\partial k}{\partial X} + V \frac{\partial k}{\partial Y} + W \frac{\partial k}{\partial Z} = -\frac{\partial}{\partial X} \left( \frac{\mu_t}{\sigma_k} \frac{\partial k}{\partial X} \right) + \frac{\partial}{\partial Y} \left( \frac{\mu_t}{\sigma_k} \frac{\partial k}{\partial Y} \right) + \frac{\partial}{\partial Z} \left( \frac{\mu_t}{\sigma_k} \frac{\partial k}{\partial Z} \right) - \varepsilon + \mu_t \\ \left[ 2 \left( \frac{\partial U}{\partial X} \right)^2 + 2 \left( \frac{\partial V}{\partial Y} \right)^2 + 2 \left( \frac{\partial W}{\partial Z} \right)^2 + \left( \frac{\partial U}{\partial Y} + \frac{\partial V}{\partial X} \right)^2 + \left( \frac{\partial U}{\partial Z} + \frac{\partial W}{\partial X} \right)^2 + \left( \frac{\partial V}{\partial Z} + \frac{\partial W}{\partial Y} \right)^2 \right] \end{aligned} \quad (III.5)$$

L'équation du taux de dissipation turbulent:

$$\begin{aligned} \frac{\partial \varepsilon}{\partial t} + U \frac{\partial \varepsilon}{\partial X} + V \frac{\partial \varepsilon}{\partial Y} + W \frac{\partial \varepsilon}{\partial Z} = -\frac{\partial}{\partial X} \left( \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \frac{\partial \varepsilon}{\partial X} \right) + \frac{\partial}{\partial Y} \left( \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \frac{\partial \varepsilon}{\partial Y} \right) + \frac{\partial}{\partial Z} \left( \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \frac{\partial \varepsilon}{\partial Z} \right) - \frac{C_2 \varepsilon^2}{k} + \frac{C_1 \varepsilon \mu_t}{k} + \\ \left[ 2 \left( \frac{\partial U}{\partial X} \right)^2 + 2 \left( \frac{\partial V}{\partial Y} \right)^2 + 2 \left( \frac{\partial W}{\partial Z} \right)^2 + \left( \frac{\partial U}{\partial Y} + \frac{\partial V}{\partial X} \right)^2 + \left( \frac{\partial U}{\partial Z} + \frac{\partial W}{\partial X} \right)^2 + \left( \frac{\partial V}{\partial Z} + \frac{\partial W}{\partial Y} \right)^2 \right] \end{aligned} \quad (III.6)$$

### III.4.1. Modélisation de la viscosité turbulente

$$\mu_{eff} = \mu + \mu_t \quad (III.7)$$

Où  $\mu$  est viscosité moléculaire cinématique.

Comme d'autres modèles  $k$ - $\varepsilon$ , la viscosité turbulente est calculée à partir de :

$$\mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (III.8)$$

La différence entre le modèle k-ε réalisable, le modèle k-ε standard, et RNG réside dans le fait que  $C_\mu$  n'est plus constante. Elle est calculée à partir de l'expression suivante :

$$C_\mu = \frac{1}{A_0 + A_s \frac{kU^*}{\varepsilon}} \quad (\text{III.9})$$

Où

$$U^* \equiv \sqrt{S_{ij}S_{ij} + \tilde{\Omega}_{ij}\tilde{\Omega}_{ij}} \quad (\text{III.10})$$

Et

$$\tilde{\Omega}_{ij} = \Omega_{ij} - 2\varepsilon_{ijk}\omega_k \quad (\text{III.11})$$

$$\Omega_{ij} = \bar{\Omega}_{ij} - \varepsilon_{ijk}\omega_k \quad (\text{III.12})$$

Où  $\bar{\Omega}_{ij}$  est le tenseur moyen du taux de rotation avec la vitesse angulaire  $\omega_k$ . Les constantes  $A_0$  et  $A_s$  sont données par :

$$A_0 = 4.04, \quad A_s = \sqrt{6} \cos\phi \quad (\text{III.13})$$

$$\phi = \frac{1}{3} \cos^{-1}(\sqrt{6}W), \quad W = \frac{S_{ij}S_{jk}S_{ki}}{\tilde{S}}, \quad \tilde{S} = \sqrt{S_{ij}S_{ij}}$$

$$S_{ij} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial u_j}{\partial x_i} + \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \right)$$

Les cinq coefficients empiriques du modèle K-ε sont illustrés dans le tableau III.1, ils ont été établis pour s'assurer que le modèle est bien exécuté pour certains écoulements :

Tableau III.1 Valeurs des constantes du modèle k-ε standard

$C_\mu$	$C_{1\varepsilon}$	$C_{2\varepsilon}$	$\sigma_k$	$\sigma_\varepsilon$
0,09	1,44	1,92	1,0	1,3

### III.5. Les équations de conservation

Les mouvements d'un fluide de densité  $\rho$  sont gouvernés par des équations de conservation de la masse (équation III.15), de la quantité de mouvement (équation III.17) ou l'énergie (équation III.14) [45].

### III.5.1. L'équation de conservation d'énergie

$$\frac{\partial(\rho H)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho H \vec{v}) + \nabla \cdot (\vec{j}_T) = 0 \quad (\text{III.14})$$

Où,  $t$  la variable temps,  $H$  l'enthalpie massique,  $\vec{v}$  la vitesse d'écoulement,  $\rho$  la masse volumique et  $\vec{j}_T$  le vecteur flux de chaleur. Le terme de source est supposé nul.

### III.5.2. L'équation de conservation de masse

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{v}) = 0 \quad (\text{III.15})$$

Qui s'écrit encore :

$$\frac{1}{\rho} \frac{d\rho}{dt} + \nabla \cdot \vec{v} = 0 \quad (\text{III.16})$$

### III.5.3. L'équation de conservation de la quantité de mouvement

Où l'équation de la dynamique s'écrit comme suit:

$$\nabla \cdot \sigma + \rho \vec{f} = \rho \frac{d\vec{v}}{dt} \quad (\text{III.17})$$

Où,  $\sigma$  est le tenseur des contraintes de Cauchy et  $\vec{f}$  l'ensemble des densités massiques des forces extérieures.

## III.6. Lois de comportement

Mathématiquement, on dispose trop d'inconnues par rapport au nombre d'équations. Il est donc nécessaire d'ajouter aux équations de conservation des équations de comportement.

### III.6.1. Loi de comportement thermique

L'enthalpie massique  $H$  est définie par [1] :

$$H = \int_{T_0}^T C_p(\zeta) d\zeta + f_l(T)L \quad (\text{III.18})$$

Où,  $T$  est la température,  $T_0$  est une température de référence arbitraire,  $C_p$  la chaleur massique du matériau à pression constante,  $L$  la chaleur latente de solidification (supposée constante),  $f_l(T)$  la fraction massique du liquide en fonction de la température est supposée connue.

La chaleur massique effective définie par [1] :

$$C_{eff} = \frac{\partial H}{\partial T} = C_p + L \frac{df_l(T)}{dT} \quad (III.19)$$

La chaleur massique tient compte de la chaleur latente libérée au cours de la solidification. Le terme  $df_l(T)/dT$  de cette dernière équation (III.19) peut être associé à la masse de Dirac à une température de fusion dans le cas de la solidification d'un corps pur.

D'autre part, le vecteur flux de chaleur par diffusion est donné par une équation similaire à la première loi de Fick (la loi de Fourier) :

$$\vec{j}_T = -k\nabla T \quad (III.20)$$

Où,  $k$  est la conductivité thermique.

En utilisant (III.15) et (III.20), on peut alors écrire l'équation (III.14) :

$$\rho \frac{dH}{dt} - \nabla \cdot (k\nabla T) = 0 \quad (III.21)$$

La dernière équation peut être exprimée en fonction de la température  $T$  en faisant intervenir la chaleur massique effective, et le fait que :

$$\frac{dH}{dt} = \frac{\partial H}{\partial T} \cdot \frac{dT}{dt} = C_{eff} \frac{dT}{dt}$$

L'équation devient :

$$\rho C_{eff} \frac{dT}{dt} - \nabla \cdot (k\nabla T) = 0 \quad (III.22)$$

Ou encore :

$$\rho C_{eff} \frac{\partial T}{\partial t} + \rho C_{eff} \vec{v} \cdot \nabla T - \nabla \cdot (k\nabla T) = 0 \quad (III.23)$$

### III.6.2. Loi du comportement mécanique

Au cours du refroidissement et plus particulièrement lors de la solidification, le comportement du matériau change, Il passe par trois états successifs : liquide, pâteux et solide.

Des nombreux codes utilisent une seule loi du comportement de type élasto-viscoplastique pour simuler l'état du matériau quelque soit : liquide, pâteux ou solide. Dans ce cas, pour négliger les déformations élastiques on impose que le module de Young du liquide soit élevé. Ce choix, comme Jaouen souligne dans sa thèse [46], est en contradiction avec les mesures expérimentales obtenues par Decultieux [47] et Vicente-Hernandez [48] où le module de Young à l'état solide

décroît avec la température ( $T^\circ$ ) et reste de l'ordre du Giga-Pascal pour des températures proches de la température de solidus. Jaouen propose aussi de faire une modélisation à deux lois de comportement [46] :

- une loi du comportement de type visco-plastique lorsque le matériau est liquide ou pâteux
- et une loi du comportement de type élasto-viscoplastique pour l'état solide.

Un comportement mixte est utilisé pour simuler le refroidissement du matériau de la phase liquide à la phase solide. Pour simuler précisément le comportement du liquide, l'équation de Navier-Stokes est utilisée en prenant en compte la dépendance en température. On fait, la zone pâteuse obéit à un comportement de type thermo-viscoplastique (l'état pâteux traité comme un milieu continu équivalent) et le comportement de la zone solide est thermo-élasto-viscoplastique. Il convient de noter que la limite entre un comportement visco-plastique et un comportement élasto-visco-plastique reste indéterminé [46]. Dans un code de calcul, le choix de la borne  $T_{crit}$  est laissé à l'appréciation de l'utilisateur (Figure III.1.), mais elle est souvent prise égale à la température de solidus. [49]

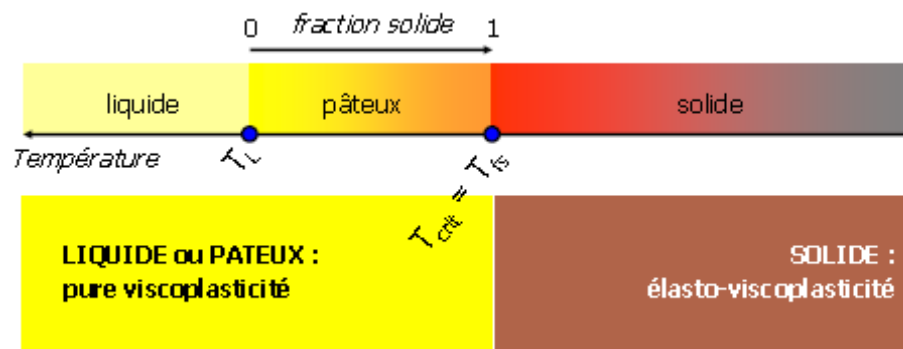


Fig. III.1. Comportement du matériau en fonction de son état [49]

La figure III.1 montre le changement d'une loi de comportement vers une autre, il se fait à une température arbitraire  $T_c$ . Le matériau est alors considéré newtonien en phase liquide, viscoplastique au début de la solidification et élasto-viscoplastique à la fin de la solidification. Dans la pratique, on fixera la température de transition entre les lois rhéologiques comme étant égale à la température du solidus [1].

Les lois du comportement doivent tenir compte de la variation des différents coefficients (qui peuvent être non négligeables) afin de décrire mieux les phénomènes issus de la solidification. D'autre part, le matériau subit des dilatations thermiques importantes et non négligeables, en particulier, à l'état solide. De manière générale, le tenseur des vitesses de déformation  $\dot{\varepsilon}$  est alors décomposé linéairement d'après l'équation suivante [1] :

$$\dot{\varepsilon} = \dot{\varepsilon}^{**} + \dot{\varepsilon}^{th} \quad (III.24)$$

Avec :

$$\dot{\varepsilon}^{**} = \dot{\varepsilon}^{vp} \quad : \text{ Pour la loi de type visco-plastique}$$

$$\dot{\varepsilon}^{**} = \dot{\varepsilon}^{vp} + \dot{\varepsilon}^{el} \quad : \text{ Pour la loi de type élasto-visco-plastique}$$

$$\dot{\varepsilon}^{th} \quad : \text{ Le tenseur sphérique des vitesses de dilatation thermique}$$

Au tenseur des vitesses de dilatation thermique, on ajoute un terme dû à la variation de volume intrinsèque à la solidification entre les températures du liquidus et du solidus. À partir de (III.15) et (III.16), on a pour une transformation ne faisant pas intervenir d'autre source de changement de volume [1].

$$Tr \cdot \dot{\varepsilon}^{th} = Tr \cdot \dot{\varepsilon} = \nabla \cdot \vec{v} = -\frac{1}{\rho} \frac{d\rho}{dt} \quad (III.25)$$

Le tenseur étant sphérique, on a donc [12]

$$\dot{\varepsilon}^{th} = -\frac{1}{3\rho} \frac{d\rho}{dt} \mathbf{I} \quad (III.26)$$

$\mathbf{I}$ , la matrice identité.

- Si  $\rho(T)$ , cas général, on a :

$$\dot{\varepsilon}^{th} = -\frac{1}{3\rho} \frac{d\rho}{dt} \dot{T} \mathbf{I} = \alpha \dot{T} \mathbf{I} \quad (III.27)$$

$\alpha(T)$  est appelé le coefficient de dilatation thermique.

- Si  $\rho(f_s)$ , dans l'intervalle de solidification, avec  $\rho$  linéaire en fonction de  $f_s$  conformément à la loi de mélange :  $\rho = f_s \rho_s + f_l \rho_l = f_s (\rho_s - \rho_l) + \rho_l$  alors :

$$\dot{\varepsilon}^{th} = -\frac{1}{3\rho} \frac{d\rho}{df_s} \dot{f}_s \mathbf{I} = -\frac{1}{3} \frac{\rho_s - \rho_l}{\rho} \dot{f}_s \mathbf{I} \approx -\frac{1}{3} \frac{\rho_l - \rho_s}{\rho_l} \dot{f}_s \mathbf{I} = \Delta \varepsilon^{tr} \dot{f}_s \mathbf{I} \quad (III.28)$$

$\Delta \varepsilon^{tr}$  Représente l'expansion volumique relative constatée lors de la solidification entre les températures du liquidus ( $T_l$ ) et du solidus ( $T_s$ ). En général,  $\Delta \varepsilon^{th}$  est négatif, traduisant une contraction (retrait) lors de la solidification.

### III.7. Équations de mouvement des particules

Fluent prévoit la trajectoire d'une particule (gouttelette ou bulle) en intégrant l'équilibre de force sur la particule. Cet équilibre de force peut être écrit comme suit (pour la direction de  $y$  des coordonnées cartésiennes) :

$$\frac{du_p}{dt} = F_D(u - u_p) + \frac{g_y(\rho_p - \rho)}{\rho_p} + F_y \quad (\text{III.29})$$

Où  $F_D(u - u_p)$  est la force de frottement à l'avancement par unité de masse des particules.

Et

$$F_D = \frac{18\mu}{\rho_p d_p^2} \cdot \frac{C_D Re}{24} \quad (\text{III.30})$$

$u$  est la vitesse de phase liquide,  $u_p$  est la vitesse de particules,  $\mu$  est la viscosité moléculaire du fluide,  $\rho$  est la densité du liquide,  $\rho_p$  est la densité de la particule, et  $d_p$  est le diamètre de particules.  $Re$  est le nombre relatif de Reynolds qui soit défini par :

$$Re \equiv \frac{\rho d_p |u_p - u|}{\mu} \quad (\text{III.31})$$

Le coefficient de traînée,  $C_D$ , peut être déduit à partir de l'équation (III.32) où bien de l'équation (III.33) :

Où  $a_1$ ,  $a_2$ , et  $a_3$  sont des constantes qui s'appliquent pour les particules sphériques douces sur plusieurs gammes de  $Re$  donnés par Morsi et Alexandre [50]

$$C_D = a_1 + \frac{a_2}{Re} + \frac{a_3}{Re^2} \quad (\text{III.32})$$

$$C_D = \frac{24}{Re} (1 + b_1 Re^{b_2}) + \frac{b_3 Re}{b_4 + Re} \quad (\text{III.33})$$

Où

$$b_1 = \exp(2.3288 - 6.4581\phi + 2.4486\phi^2)$$

$$b_2 = 0.0964 + 0.5565\phi$$

$$b_3 = \exp(4.905 - 13.8944\phi + 18.4222\phi^2 - 10.2599\phi^3)$$

$$b_4 = \exp(1.4681 + 12.2584\phi - 20.7322\phi^2 + 15.8855\phi^3)$$

Ce qui est pris de Haider et de Levenspiel [51], Le facteur de forme  $\phi$  est défini par :

$$\phi = s/S$$

Où  $s$  est la superficie d'une sphère ayant le même volume que la particule, et  $S$  est la superficie réelle de la particule.

D'après Stokes, les particules inférieures au micron, la loi de frottement est définie par [52]:

$$F_D = \frac{18\mu}{\rho_p d_p^2 C_c} \quad (\text{III.34})$$

Le facteur  $C_c$  peut être calculé à partir de l'expression suivante :

$$C_c = 1 + \frac{2\lambda}{d_p} (1.257 + 0.4e^{-(1.1d_p/2\lambda)}) \quad (\text{III.35})$$

### III.7.1. Forces additionnel

L'équation (III.29) introduit des forces additionnelles ( $F_y$ ) dans l'équilibre de force des particules dans des circonstances spéciales. La force accélère le liquide entourant la particule, elle peut être décrite par :

$$F_y = \frac{1}{2} \frac{\rho}{\rho_p} \frac{d}{dt} (u - u_p) \quad (\text{III.36})$$

Quand  $\rho > \rho_p$ , l'équation de force devient :

$$F_y = \left(\frac{\rho}{\rho_p}\right) u_p \frac{\partial u}{\partial y} \quad (\text{III.37})$$

### III.8. Transfert thermique

Le flux de chaleur à travers l'écoulement de la lame d'air entre la paroi du moule et la surface de l'acier est calculé à partir de :

$$q_{gap}^{\bullet} = -h_T (T_{shell} - T_{mold}) \quad (\text{III.38})$$

Où le signe moins est donné puisque la chaleur quitte la surface de la croûte. Le coefficient de transfert de chaleur totale  $h_T$  est calculé par l'équation (III.39) [53].

$$h_T = \frac{1}{R_T} + h_{rad} \quad (\text{III.39})$$

$$R_T = \frac{1}{h_{mold}} + \frac{d_{air}}{k_{air}} + \frac{d_{pow}}{k_{pow}} + \frac{1}{h_{shell}} \quad (\text{III.40})$$

La résistance de conduction  $R_T$  se compose de quatre termes, le premier terme  $1/h_{mold}$  est la résistance de contact entre la paroi du moule et la couche de laitier, le coefficient de transfert thermique  $h_{mold}$  se situe entre  $2500 \text{ W/m}^2$  et  $7500 \text{ W/m}^2$  [49,54]. Le deuxième terme  $d_{air}/k_{air}$  est la résistance de conduction à travers l'espace d'air dont la conduction est  $k_{air}=0,06 \text{ W/mk}$ , et l'épaisseur de l'espace d'air  $d_{air}$  est déterminé par l'analyse de contact mécanique [49]. Le troisième terme  $d_{pow}/k_{pow}$  est la résistance de conduction à travers la couche de poudre avec une conductivité thermique  $k_{pow}=1 \text{ W/mk}$ , l'épaisseur de la couche de poudre  $d_{pow}$  est en fonction de la distance au-dessous du ménisque. Le dernier terme  $1/h_{shell}$  est la résistance de contact entre la couche de poudre et les parois, où le coefficient de transfert de chaleur de contacts de la croûte  $h_{shell}$  dépend fortement de la température [49]. La température de dépendance de  $h_{shell}$  est donnée par le tableau III.2.

Tableau III.2 La dépendance de la température  $h_{shell}$  [49]

Temperature °C	$h_{shell} \text{ W/m}^2\text{K}$
1030	1000
1150	2000
1511	10,000
1530	20,000

Le coefficient de radiation pour le transfert de chaleur  $h_{rad}$  est calculé à partir de l'équation (III.41):

$$h_{rad} = \frac{5.67 * 10^{-8}}{\frac{1}{\varepsilon_m} + \frac{1}{\varepsilon_s} - 1} (T_{shell} + T_{mold})(T_{shell}^2 + T_{mold}^2) \quad (\text{III.41})$$

Où  $\varepsilon_m = \varepsilon_s = 0,8$  sont respectivement l'émissivité du moule et la surface de la croûte, et  $T_{shell}$  et  $T_{mold}$  sont leurs températures.

Dans la zone de refroidissement secondaire, le mécanisme du transfert thermique devient très complexe, on utilise la relation suivante pour calculer le flux [55] :

$$\Phi_Y = H(T_{sur} - T_{amb}) \quad (\text{III.42})$$

Dans le calcul des coefficients d'échange thermique, on tient compte également des débits d'eau de pulvérisation qui sont adaptés à la vitesse d'extraction de la machine. On trouvera au tableau III.3 les valeurs des coefficients d'échange globaux correspondants aux diverses zones du refroidissement secondaires à une vitesse d'extraction de  $0,8 \text{ m/mn}$ .

Lorsque la brame quitte le refroidissement secondaire, l'échange de chaleur est assuré principalement par rayonnement, et dans une moindre mesure par convection de l'air, où on peut écrire [55] :

$$\Phi_Y = H_{con}(T_{sur} - T_{amb}) + \varepsilon\sigma(T_{sur}^4 - T_{amb}^4) \quad (\text{III.43})$$

Où  $H_{con}$  est le coefficient de transfert par convection,  $\varepsilon$  est l'émissivité du matériau, supposé ici de type corps gris ( $0 < \varepsilon < 1$ ),  $\sigma = 5,66961 \cdot 10^{-8} \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-4}$  est la constante de Stefan.

Tableau III.3 Caractéristiques du refroidissement secondaire de la machine de coulée continue de la Fafer [55]

Zone (*)	Longueur (m)	Débit d'eau (m <sup>3</sup> /h)	Coefficient d'échange thermique (W/ m <sup>2</sup> K)
1	0,32	5,989	470,01
2	2,16	1,196	221,90
3	3,09	0,674	194,89
4	3,64	0,572	189,61
5	4,16	0,501	185,93
6	3,87	0,259	173,40

### III.9. Conclusion

Ce chapitre a permis de faire une comparaison entre les différents modèles de turbulences, cette dernière a prouvé que le modèle réalisable fournit la meilleure performance de tous les modèles k- $\varepsilon$  en validant plusieurs écoulements. Ensuite, on a présenté les équations gouvernantes (l'équation de continuité, et l'équation dynamique de Navier-Stokes), les équations de conservations et les lois de comportement. Enfin, les trajectoires des inclusions ont été aussi déterminées par l'équation du mouvement des particules.

# CHAPITRE IV

## MODÉLISATION NUMÉRIQUE DE LA COULÉE CONTINUE

## IV.1. Introduction

L'objet de ce chapitre sera consacré à la présentation de la procédure de résolution numérique du processus de la coulée continue par le logiciel Fluent. On présentera aussi, les étapes standards de la simulation en utilisant un code CFD. La première étape de la simulation consiste à présenter les propriétés physiques des aciers utilisés. En outre, la géométrie, les conditions aux limites et le maillage seront aussi présentés.

## IV.2. Critères de similitude

S. Joo & al [13], ont effectué une étude en 03 étapes, une modélisation physique (partie I), une modélisation mathématique (partie II) et un calcul numérique (partie III). Pour la première partie, ils ont utilisé un modèle à eau à échelle réelle et des microsphères en verre pour la simulation des inclusions, ils ont développé une nouvelle technique qui permet de mesurer (on-line) la concentration locale des particules dans les modèles à eau.

La modélisation physique nécessite l'utilisation de deux critères de similitude, le nombre de Reynolds et le nombre de Froude. C. Damle & Y. Sahai [13], ont étudié un modèle à eau à échelle réelle, à deux lignes de coulée, ils ont tracé les différentes courbes *RTD* pour différents traceurs et ont conclu que le traceur doit avoir une densité la plus proche possible du fluide considéré, une densité supérieure risquerait en effet d'altérer les caractéristiques de l'écoulement dans le répartiteur.

H.J. Odenthal & al [13], se sont intéressés par contre à l'effet du facteur d'échelle sur la modélisation physique et numérique de l'écoulement. Ils ont étudiés deux modèles à eau, le premier à échelle 1:1.7 et le second à échelle 1:1.4, ils ont mis en évidence l'importance du traitement du régime transitoire et instationnaire lors du premier remplissage du répartiteur et du changement de poche.

Les essais réels sur un répartiteur où un moule sont très compliqués à réaliser vu la nature, les caractéristiques du fluide et la taille des installations, sauf quelques uns sont réalisables pour valider des études mathématiques et/ou numériques. Donc, les essais sur maquette consistent la modélisation physique du phénomène. Cela sous entend la reproduction du répartiteur réel en utilisant une maquette hydraulique à échelle vraie ou réduite, des conditions de similitude dans ce cas là s'imposent afin de pouvoir transposer les résultats observés ou mesurés.

La simulation sur maquette hydraulique comprend l'utilisation de certains critères de similitude pour permettre la modélisation de l'écoulement à caractère turbulent, gravimétrique et visqueux de l'écoulement, deux critères s'imposent, le critère (nombre) de Froude qui exprime le rapport

forces d'inertie/forces gravitationnelles et le critère (nombre) de Reynolds qui représente la modération des forces d'inertie par rapport aux forces visqueuses [voir figure A.3.1 Annexe 3].

Le modèle physique de la coulée continue est par excellence le modèle à eau. Le choix de l'eau pour simuler l'écoulement de l'acier liquide est justifié du fait que la viscosité cinématique de l'acier à sa température de fusion ( $\approx 1600$  °C) est quasiment égale à celle de l'eau à la température ambiante ( $\approx 20$  °C) [13].

Dans des modèles à facteur d'échelle inférieur à l'unité, la similitude par le nombre de  $R_e$  devient impossible à réaliser simultanément avec celle de Froude ; cependant, la valeur du  $R_e$  obtenu avec le modèle doit garantir un écoulement turbulent, uniquement le critère de Froude est alors respecté entre le modèle ( $m$ ) et le prototype ( $p$ ):

$$F_{rm} = F_{rp} = \left( \frac{U^2}{g \cdot L} \right)_m = \left( \frac{U^2}{g \cdot L} \right)_p \quad (\text{IV.1})$$

### IV.3. Présentation du code Fluent

Le code Fluent fournit plusieurs modèles physiques rigoureux et validés par des applications industrielles, il permet de changer l'analyse à tout moment pendant le processus, ainsi on peut simuler : les conditions réelles y compris des écoulements multi phases, l'équipement tournant, le déplacement et la déformation des objets, la turbulence, le rayonnement et l'acoustique [56].

Les solutions de Fluent CFD sont facilement couplées avec d'autres codes, par exemple, Abaqus et Ansys. Ainsi Fluent (CFD) est idéalement adapté aux écoulements incompressibles et compressibles.

Comme tout logiciel de CFD, il est composé de trois éléments : le **préprocesseur**, le **solveur** et le **postprocesseur**.

#### IV.3.1. Gambit

La définition du problème à résoudre s'effectue à l'aide du préprocesseur GAMBIT. Il permet de représenter la géométrie du système, de définir le type de conditions limites aux frontières du domaine, de spécifier le type de matériau (fluide ou solide). Il fournit aussi la possibilité de discrétiser le domaine, en proposant plusieurs algorithmes de maillage suivant sa géométrie.

Des modèles complexes peuvent être établis directement dans Gambit, ou importés par d'autre système de CAD/CAE, les géométries importées sont rapidement convertis en domaines appropriés d'écoulement.

### IV.3.2. Solutionneur

Le solveur permet de définir numériquement les conditions opératoires (gravité, pression) dans lesquelles la simulation est effectuée, ainsi que la spécification des conditions aux limites. Enfin, il permet de choisir le processus itératif, en proposant notamment plusieurs schémas numériques pour la discrétisation spatiale et temporelle, et pour le couplage de la vitesse et de la pression. Il offre également une interface permettant de contrôler à tout moment l'état d'avancement des calculs.

### IV.3.3. Post-traitement

Le postprocesseur est l'élément qui permet de visualiser la géométrie et le maillage du domaine, mais surtout d'afficher les résultats obtenus. Il est ainsi possible de visualiser le champ de vecteur vitesse, le champ de pression, de turbulence ainsi que toutes les autres grandeurs calculées sur un segment, une section du domaine ou sur tout le volume. Il offre aussi la possibilité de tracer des courbes et de visualiser les lignes de courant ou la trajectoire des particules.

Fluent est un code largement utilisé dans l'industrie aéronautique, automobile, offre une interface sophistiquée qui facilite son utilisation. Ces raisons ont motivé notre choix pour l'utilisation de ce logiciel.

Une fois le maillage du domaine d'étude réalisé, on a procédé aux calculs selon les étapes suivantes :

- Importation du maillage 2D;
- Choix du "Solver", le régime est stationnaire puisque la coulée doit s'effectuer à une vitesse de coulée constants;
- Choix du modèle de turbulence k- $\epsilon$  et de l'équation d'énergie pour le cas de l'acier liquide, l'écoulement de l'eau étant considéré isotherme à température ambiante, il ne nécessite pas la résolution de l'équation d'énergie;
- Introduction des propriétés du fluide à étudier (acier liquide ou eau);
- Choix des caractéristiques et conditions aux limites appropriées.
- Calculs itératifs jusqu'à la convergence
- Post-traitement des résultats finaux obtenus.

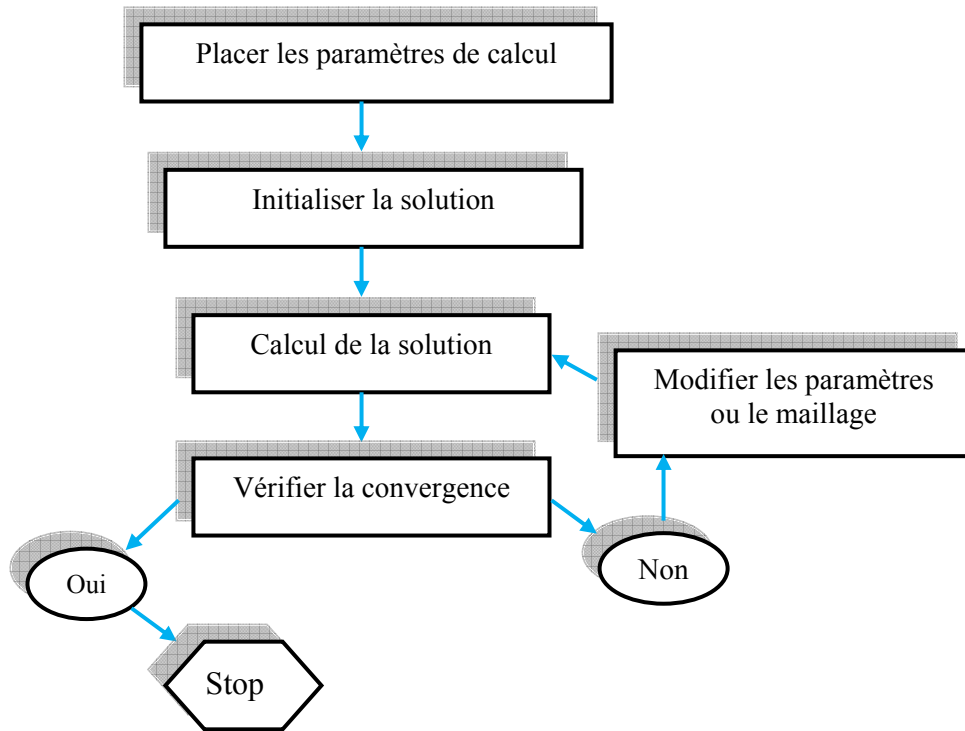


Fig. IV.1. Algorithme d'approche numérique employé par la simulation softwares [23]

#### IV.4. Propriétés physiques

La nuance des trois types d'acier étudiée dans notre simulation, utilisée dans la coulée des brames, et dont les principales propriétés physiques sont données ci-dessous :

Tableau IV.1 Propriétés physiques de l'acier inoxydable [57]

Propriétés	Unités	Valeurs
Conductivité thermique	W/m.K	26
Masse volumique ( $\rho$ )	Kg/m <sup>3</sup>	7020
Chaleur spécifique	J/Kg.K	680
Température de liquidus	K	1775
Viscosité dynamique	Kg/m.s	0,0056
Température de coulée	K	1823

Tableau IV.2 Propriétés physiques de l'acier XC40

Propriétés	Unités	Valeurs
Conductivité thermique	W/m.K	68
Densité ( $\rho$ )	Kg/m <sup>3</sup>	7270
Température de liquidus	K	1774
Température de solidus	K	1765
Chaleur spécifique	J/Kg.K	680
Viscosité dynamique	Kg/m.s	0,0192
Température de coulée	K	1813

Table IV.3 : Propriétés physiques de l'acier variant avec la température [58]

Propriétés	Unités	Valeurs
Conductivité thermique	W/m.K	2473,24 – 1,211 T
Densité ( $\rho$ )	Kg/m <sup>3</sup>	7010-(T -T <sub>liq</sub> ) × 0,883 où T = température de fonctionnement (K)
Température de liquidus	K	1808
Chaleur spécifique	J/Kg.K	680
Viscosité dynamique	Kg/m.s	0,00555
Température de coulée	K	1823

✓ Les vitesses de coulée testées sont les suivantes :  $V_c = (0,8),(1,2),(1,8),(2,5)$  et (3) en (m/min)

Pour notre étude, on s'est limité aux inclusions les plus fréquentes en coulée continue dues à des origines endogènes ou exogènes, soit les particules d'Alumine (Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>). On va admettre une forme plus simple à savoir la forme parfaitement sphérique.

On a considéré la phase inclusionnaire comme phase discrète qui peut être traitée une fois les champs dynamique et thermique obtenus. On injecte l'équation particulière afin de déterminer les trajectoires et suivre chaque particule dans son mouvement.

On rappelle les caractéristiques intrinsèques de celle-ci :

- Masse volumique :  $\rho_p = 3000 \text{ Kg/m}^3$

- Chaleur spécifique :  $C_p = 600 \text{ J/Kg.K}$
- Conductivité thermique :  $\lambda = 15 \text{ W/m.K}$
- Diamètre des inclusions: variant entre 50 et 300  $\mu\text{m}$ .

Une fois les équations de transport sont résolues, on procède de la manière suivante :

1. Définition des caractéristiques d'injection des particules : injection unique, par surface... ainsi que les diamètres, les vitesses et températures...
2. Définition des propriétés de la phase particules inertes
3. Détermination du comportement aux frontières du domaine (escape, reflect, trap)
4. Suivi des particules dans leurs trajectoires.

#### IV.5. Géométrie du moule

Dans cette étude, on considère une géométrie du moule ayant deux formes de busette (voir tableau IV.4), une est normale ( $A_s$ ), l'autre est inclinée ( $A_i$ ). Les dimensions du moule sont présentées à la Fig. IV.2.

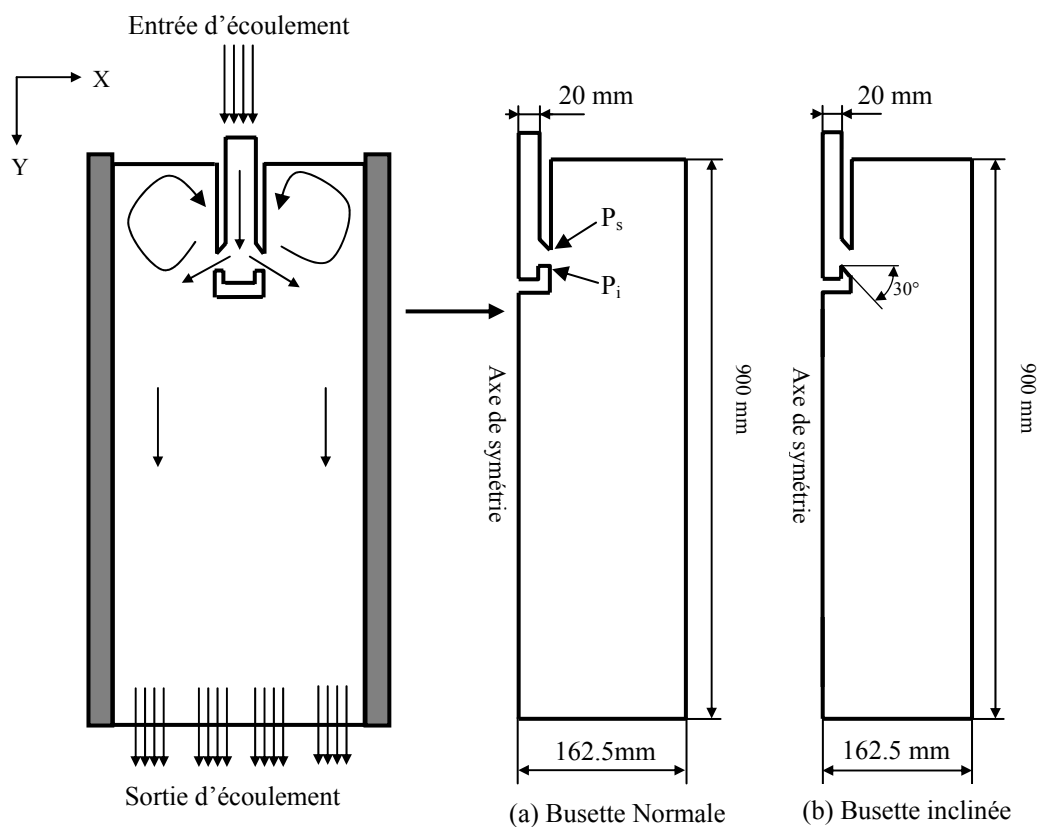


Fig. IV.2. Schématisation du moule de la coulée continue

Tableau IV.4. Formes des busettes

Géométrie du moule avec deux formes de busette	Cas 01 (angle normale)	Paroi supérieur de la busette inclinée
		Paroi inférieur de la busette horizontal
	Cas 02 (angle inclinée)	Paroi supérieur de la busette inclinée
		Paroi inférieur de la busette inclinée

#### IV.6. Conditions aux limites

- ✓ Sur la paroi du moule est imposée la condition de non glissement pour les composantes tangentielles de vitesse et de flux;
- ✓ Pour la surface libre, les conditions des contraintes et flux sont nulles.
- ✓ A l'entrée les valeurs initiales de l'énergie cinétique turbulente et du taux de dissipation sont estimées selon l'équation suivante [58] :

$$k_{in} = 0,01 \cdot u_{in}^2, \quad \varepsilon_{in} = k_{in}^{1,5} / R \quad (IV.2)$$

- ✓ Pour réaliser l'état d'équilibre, le débit d'écoulement à la sortie est égal à celui à l'entrée :  $A_{in} \times U_{in} = A_{out} \times U_{out}$   
Où  $U_{in}$  : est la vitesse d'entrée et  $U_{out}$  : la vitesse de sortie correspondant à la vitesse de coulée de la machine [27].

- ✓ Pour les conditions thermiques, la température d'entrée est imposée  $T_{inlet} = 1823K$ , soit  $1550^\circ C$ .
- ✓ Dans la lingotière, on considère que le flux thermique évacué par les petites faces diminue (comme celui évacué par les grandes faces) de façon linéaire lorsqu'on passe du niveau ménisque au bas du moule, la relation utilisée est la suivante [55] :

$$\Phi_s (w/m^2) = (1,0 - 0,9xh) \times 10^6 \quad (IV.3)$$

Où  $h$  est la position de la tranche d'acier considéré par rapport au niveau du ménisque.

- ✓ Quand une particule touche une frontière, plusieurs éventualités peuvent surgir :
  - Réflexion par la paroi du moule et la paroi de la busette;
  - Échappée par la sortie;
  - Piégée par la surface libre.

## IV.7. Maillage

Gambit est un progiciel conçu pour aider les chercheurs et les concepteurs de construire et de faire le maillage des modèles dynamique des fluides (CFD) et d'autres applications scientifiques. Il est suffisamment polyvalent pour accueillir plusieurs applications. La figure IV.3 montre un maillage composé de cellules triangulaires effectué à une géométrie du moule ayant respectivement les angles de la busette : As 25°, Ai 20°, Ai 25° et Ai 30°.

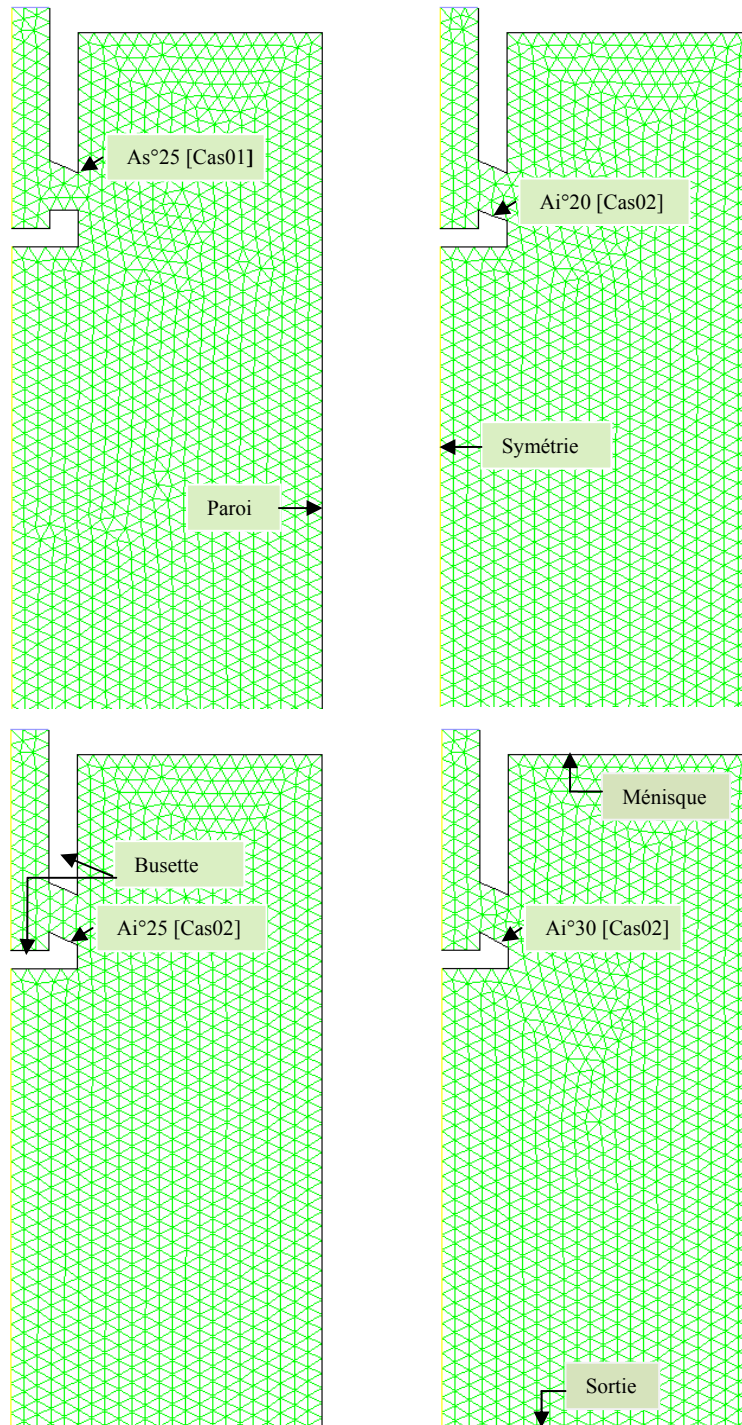


Fig. IV.3. Maillage composé de cellules triangulaires : [As 25°, Ai 20°, Ai 25°, Ai 30°]

Tableau IV.5. Nombre des nœuds et éléments triangulaires des cas testés

	Angle de la busette					
	Busette normale			Busette inclinée		
	As 20°	As 25°	As 30°	Ai 20°	Ai 25°	Ai 30°
Nombre de nœud	2765	2765	2742	2746	2747	2759
Eléments triangulaire	5226	5184	5182	5190	5192	5218

### IV.8. Schémas de discrétisation

L'algorithme simple donne une méthode de calcul de la pression et des vitesses. La méthode est itérative, et où d'autres valeurs scalaires sont couplées aux équations de quantité de mouvement (le calcul se faire de manière séquentielle). La séquence des opérations dans une procédure CFD qui emploie l'algorithme simple est donnée dans la figure IV.4.

Les facteurs de sous relaxation sont donnés dans le tableau ci-dessous (IV.6) :

Tableau IV.6. Facteurs de sous relaxation

Modèle	K- $\epsilon$
Pression	PRESTO
Couplage vitesse - pression	SIMPLE
Quantité de mouvement	Schémas 2 <sup>nd</sup> ordre
Energie cinétique turbulente	Schémas 2 <sup>nd</sup> ordre
Taux de dissipation	Schémas 2 <sup>nd</sup> ordre
Concentration	Schémas 2 <sup>nd</sup> ordre

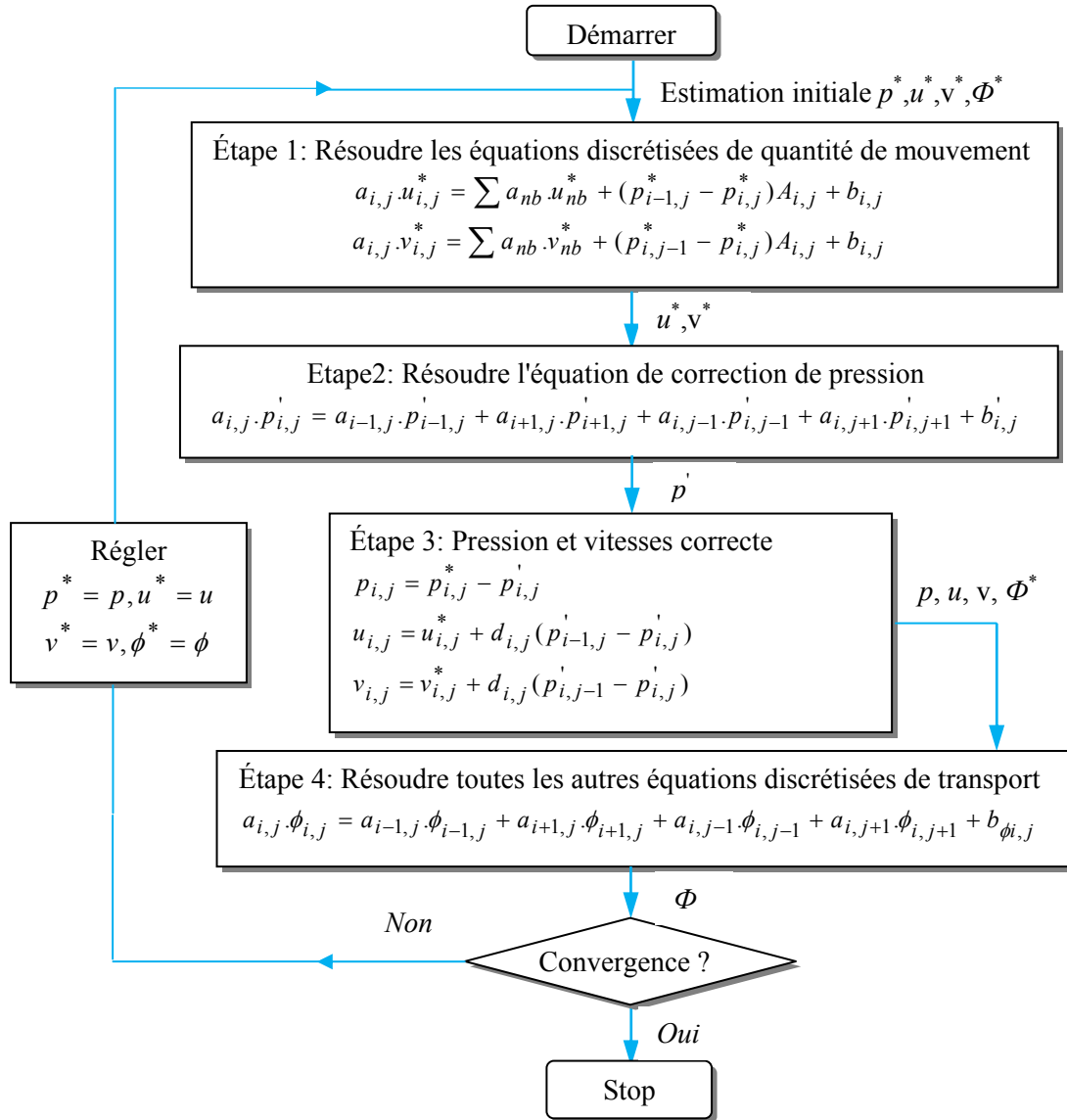


Fig. IV.4. Algorithme SIMPLE

### IV.9. Procédure de résolution

Les principaux points intéressants de ce travail est l'étude du champ d'écoulement, la température, et l'analyse du comportement des inclusions. Seulement le quart du moule qui a été pris en considération pour les calculs en raison de la symétrie.

Pour étudier l'écoulement dans le moule on adopte le schéma suivant:

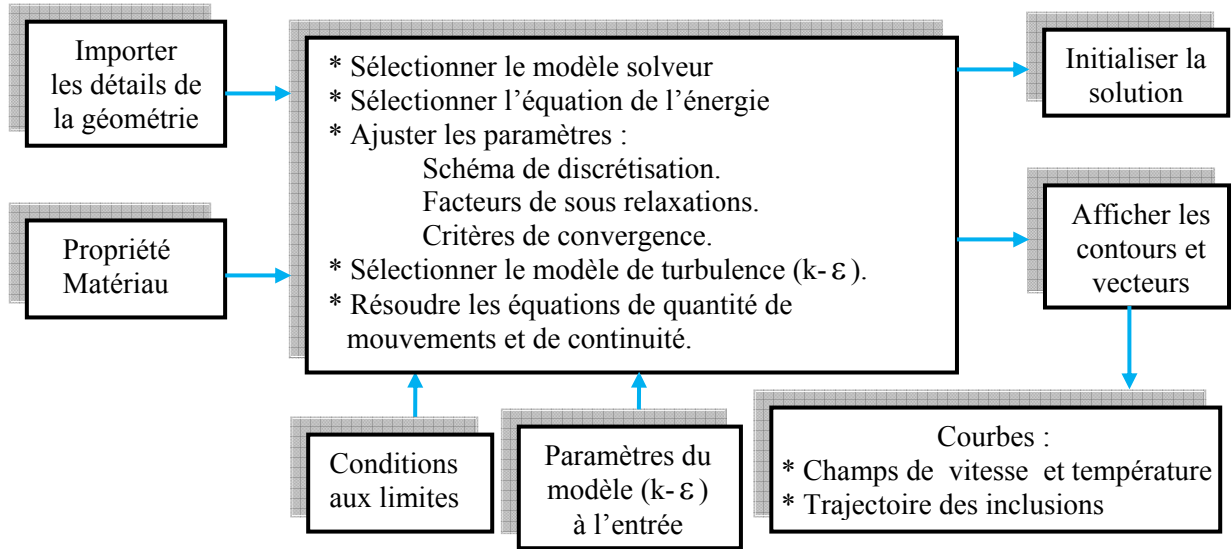


Fig. IV.5. Schéma appliqué pour calculer le champ de température, vitesse et trajectoire des particules

#### IV.10. Conclusion

Dans ce chapitre, on a présenté le code de calcul ainsi que les étapes de simulation qui sont décrites par un algorithme d'approche numérique, les différents types de nuances d'acier, la géométrie, les conditions aux limites appliqué au frontières du moule et le maillage ont été aussi présenté.

# CHAPITRE V

## RÉSULTATS ET DISCUSSIONS

## V.1. Introduction

Le but de ce chapitre sera la présentation des résultats obtenus par la simulation numérique de la coulée continue d'un acier en utilisant le code Fluent. On effectuera des simulations pour les aciers inoxydables, XC40 et l'acier type 03. L'intérêt du choix de ces aciers réside dans le fait qu'ils possèdent des propriétés thermophysiques différentes en raison de comparaison.

Dans ce chapitre, on introduira d'abord le teste de maillage et l'influence du critère de convergence sur la solution. Ensuite, le champ de température, de vitesse, effet d'immersion de la busette sur la structure d'écoulement, et une comparaison entre les différents modèles de turbulence seront présentés. On montre enfin, le suivi des particules d'alumines ( $Al_2O_3$ ) dans deux cas de busette à une vitesse de coulée égale à 1,2 m/mn.

## V.2. Effet de maillage

L'effet de maillage des deux cas est effectué d'un acier inoxydable, à une vitesse de coulée  $V_c = 1,2\text{m/mn}$ .

### V.2.1. Cas 01(As)

la figure V.1. représente un teste d'indépendance de maillage pour trois angles supérieurs ( $As = 20^\circ$ ,  $As = 25^\circ$  et  $As = 30^\circ$ ) [voir annexe A2] en comparant le profil de vitesse au milieu du moule pour un critère de convergence égale à  $R = 0,00001$ . De ce résultat, on a constaté une superposition des courbes, donc, l'angle supérieur de la busette ( $As$ ) n'influe pas sur l'écoulement du fluide à l'intérieur du moule. On va choisir l'angle  $As = 25^\circ$  ( $N^{br}$  de cellules 5184).

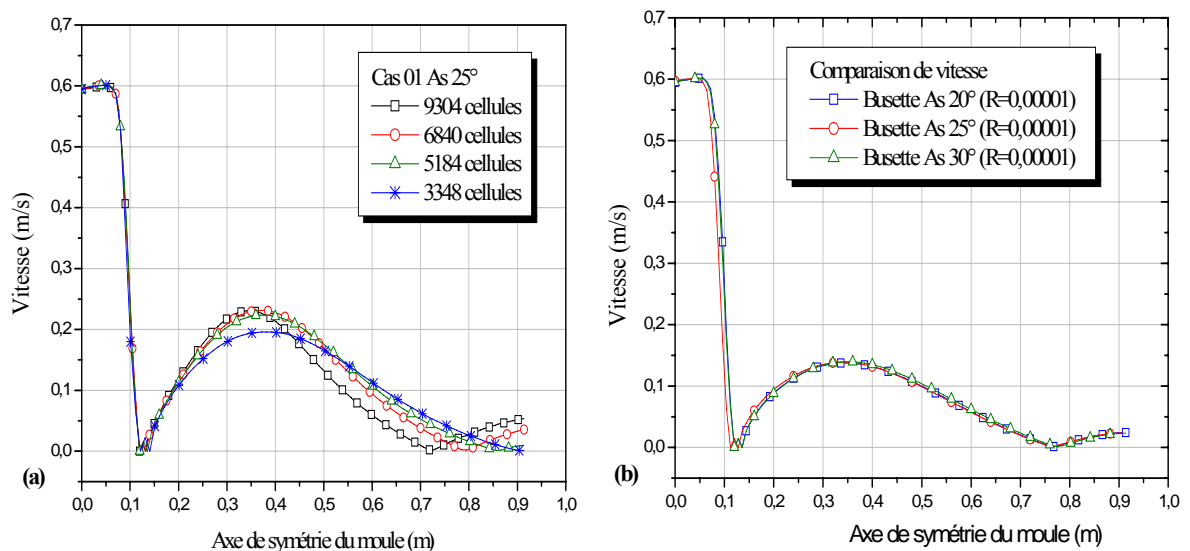


Fig. V.1. (a) Test d'indépendance du maillage ( $As = 25^\circ$ ), (b) Profil de vitesse pour différents angles de la busette au niveau de la symétrie du moule

### V.2.2. Cas 02 (Ai)

Le teste d'indépendance du maillage pour les angles inférieurs de la busette ( $A_i = 20^\circ$ ,  $A_i = 25^\circ$  et  $A_i = 30^\circ$ ) est réalisé [voir annexe A2], et d'une comparaison déjà faite concernant la paroi inférieur de la busette, on constate que l'angle  $A_i 30^\circ$  est la plus favorable dans notre modélisation. La figure V.2 montre qu'il existe une différence entre les solutions, où on conclut que la vitesse devient plus stable en choisissant 5218 cellules.

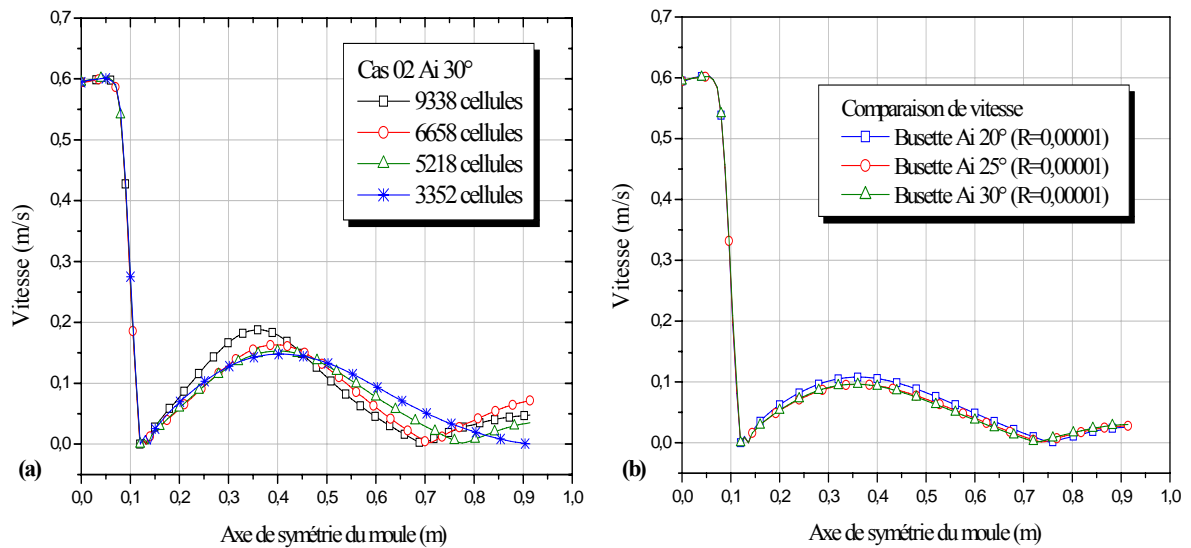


Fig. V.2. (a) Test d'indépendance du maillage ( $A_i 30^\circ$ ), (b) Profil de vitesse pour différents angles de la busette au niveau de la symétrie du moule

### V.3. Influence des critères de convergence

La figure V.3 présente l'influence du critère de convergence sur le calcul de la vitesse en fonction de la longueur du moule (symétrie du moule). On remarque une superposition parfaite entre les deux courbes ayant  $R= 0,0001$  et  $R= 0,00001$ , tandis que la courbe correspondante au critère  $R= 0,001$  présente une légère variation. Donc l'augmentation du critère de convergence conduit à un résultat plus raffiné, ce qui impose de prendre  $R= 0,00001$  (La solution est convergée après 999 itérations).

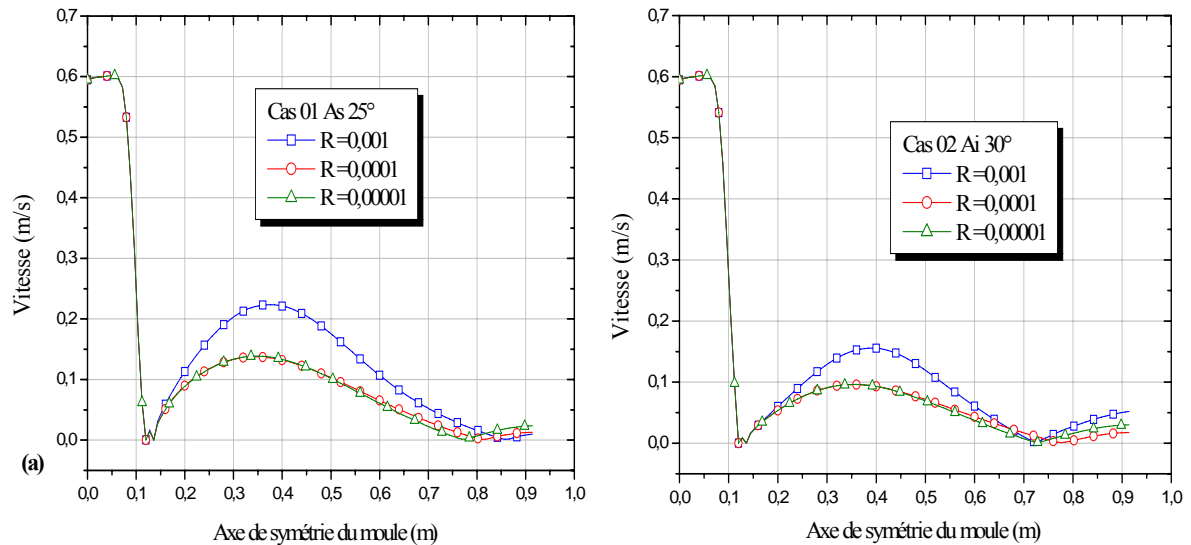


Fig. V.3. Influence du critère de convergence sur la vitesse :  
 (a) Cas 01( $A_s=25^\circ$ ), (b) Cas 02( $A_i=30^\circ$ )

#### V.4. Profil de température pour différents angles d'inclinaison de la busette

La figure V.4 montre le profil de température et l'effet de l'inclinaison de la busette au niveau des frontières du moule pour une vitesse de coulée de l'acier inoxydable égale à 1,2 m/mn. Dans (a), l'écoulement engendré par le contact de l'acier liquide avec la paroi génère une zone de recirculation ce qui conduit à une augmentation de la température à partir de la surface libre, suivie par une diminution qui débute de 0,16m de la surface libre jusqu'à la sortie, l'épaisseur de la croûte solidifiée est aussi constaté et varie en passant d'un angle à un autre. La figure (b) présente une allure décroissante de la température au niveau du ménisque causée par les lignes de courant du vortex où le fluide est refroidi en s'approchant de la paroi du moule. En (c), on remarque que la température à l'intérieure de la busette reste constante et est égale à la température de coulée  $T_{inlet} = 1823$  K, une diminution brusque de la température au milieu du moule est apparaît en quittant la busette jusqu'à la sortie du moule, donc le flux de chaleur imposé par les parois du moule est adéquat ce qui implique la formation de trois zones (liquide, pâteuse, solide). La figure (d) présente une diminution de la température à la sortie du moule en s'éloignant de l'axe de symétrie ce qui explique la formation d'une croûte solide.

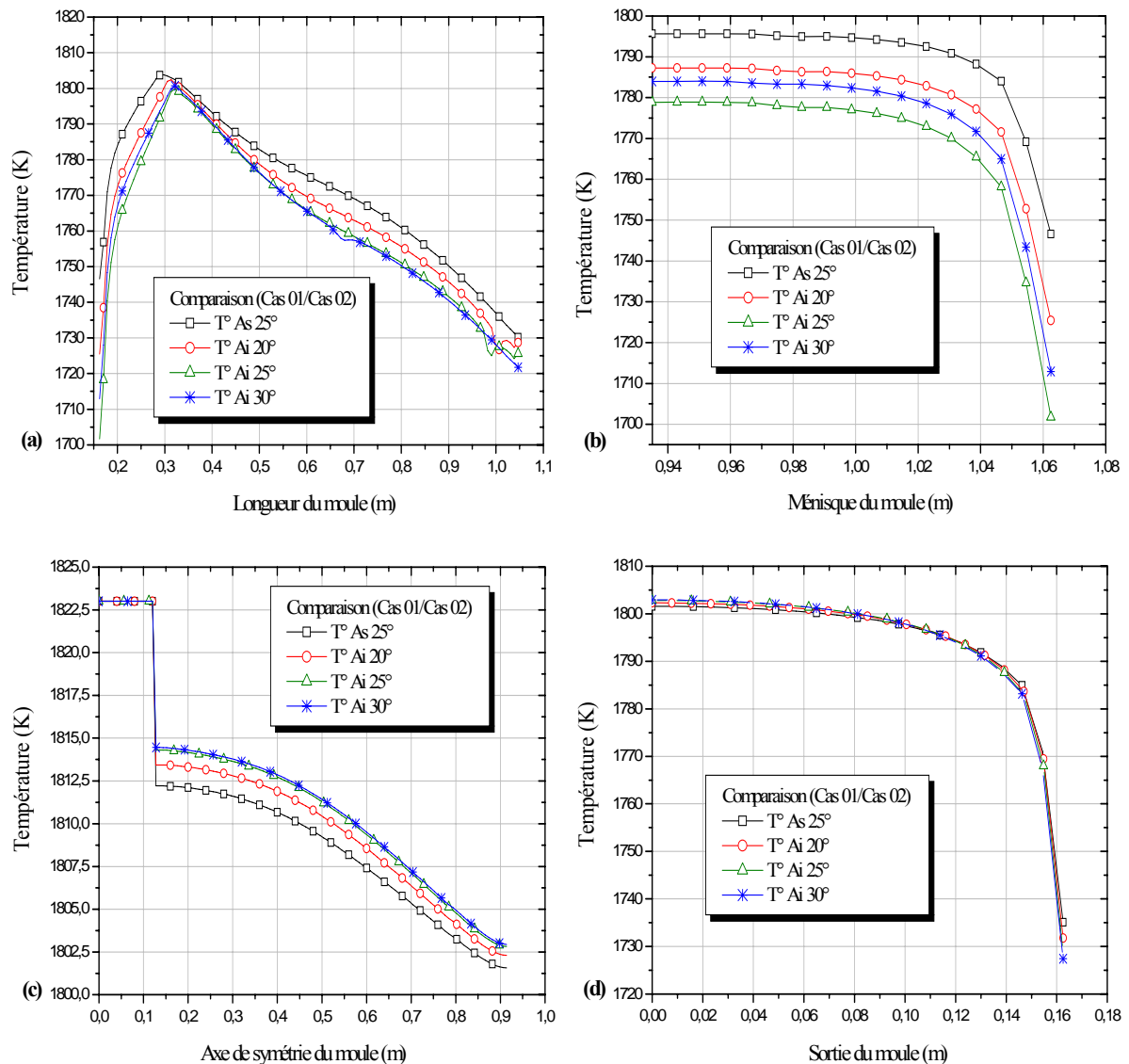


Fig. V.4. Profil de température pour différents angles d’inclinaison de la busette au niveau : (a) de la longueur du moule (b) du ménisque, (c) de l’axe de symétrie, (d) de la sortie du moule

### V.5. Profil de vitesse pour différents angles d’inclinaison de la busette

Le profil de vitesse d’un acier inoxydable à une vitesse de coulée  $V_c = 1,2\text{m/mn}$  est présenté dans la figure V.5. Dans (a), l’allure de la courbe a la forme d’un convexe et présente la variation de la vitesse au niveau du ménisque, on constate que la vitesse est faible au niveau des parois intérieur. En (b), on constate la variation de la vitesse à la sortie du moule qui commence par une augmentation à partir du centre d’environ 0,15m, puis il y aura une diminution dans une marge presque de 0,10m jusqu’à ce qu’elle s’annule au près de la paroi. On remarque dans la figure (c) que l’allure des courbes qui se situent entre 0,15m à 0,75m de l’axe de symétrie, est provoquée par les deux zones de recirculation.

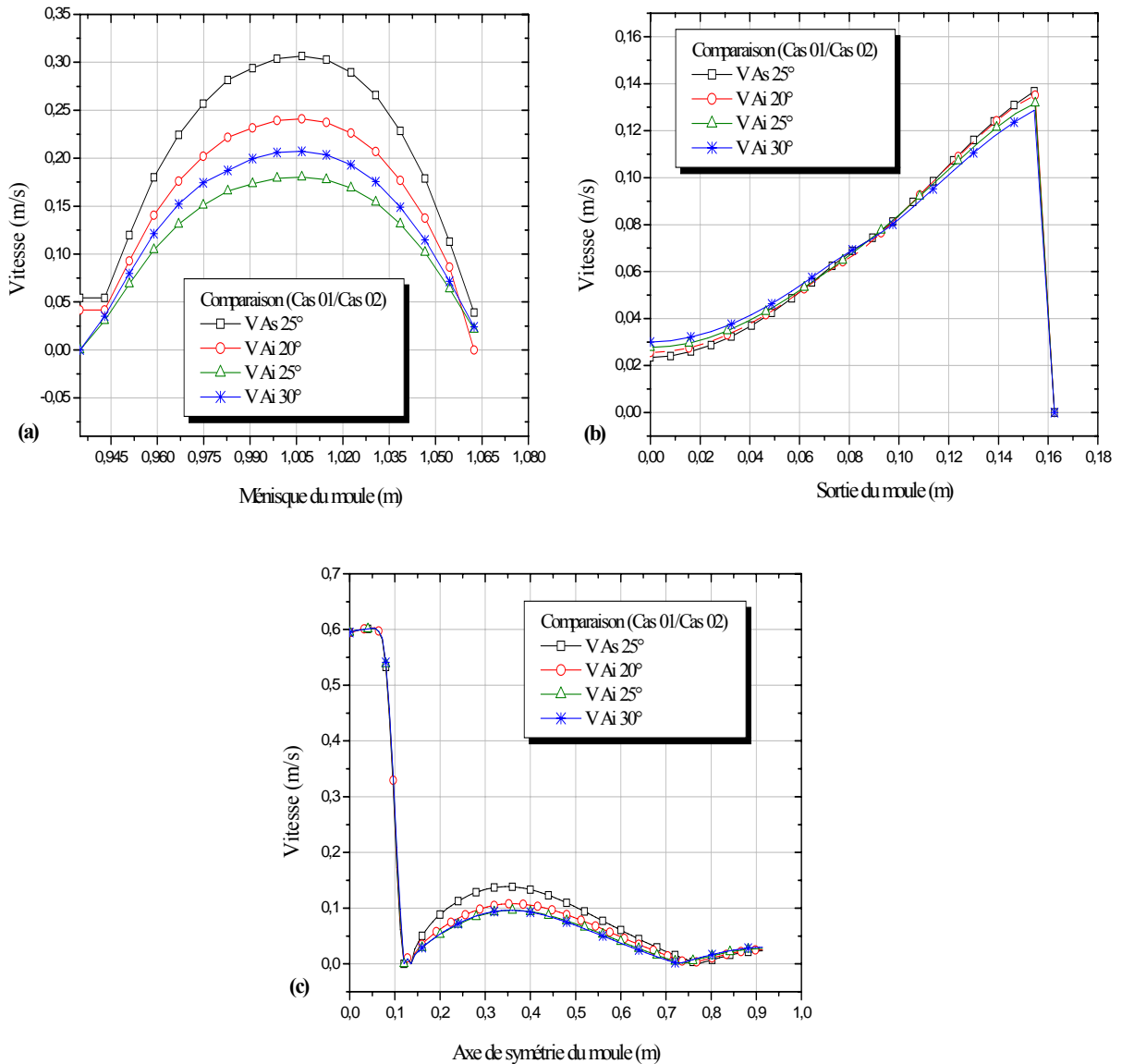


Fig. V.5. Profil de vitesse pour différents angles d’inclinaison de la busette au niveau : (a) du ménisque, (b) de la sortie, (c) de l’axe de symétrie

## V.6. Champ de température pour différents angles d’inclinaison de la busette

Les isovaleurs de la température obtenus pour quatre angles d’inclinaisons sont présentés sur la figure V.6, où on peut remarquer que la chute de température dans le cas d’une busette inclinée est plus importante qu’au cas d’une busette normale. Ceci est dû à l’effet de la zone de recirculation qui provoque un flux ascendant qui facilite le piégeage et la décantation des inclusions non métalliques vers la surface libre [voir les résultats des inclusions], ainsi que la formation d’une croûte solide en temps utile afin d’éviter les contraintes de percée sous l’effet de la pression ferrostatique à la sortie du moule. En outre, l’augmentation de l’inclinaison de la busette conduit à un changement du champ température du ménisque jusqu’à la sortie. Donc, on estime que l’angle adéquat de la busette est de 30°.

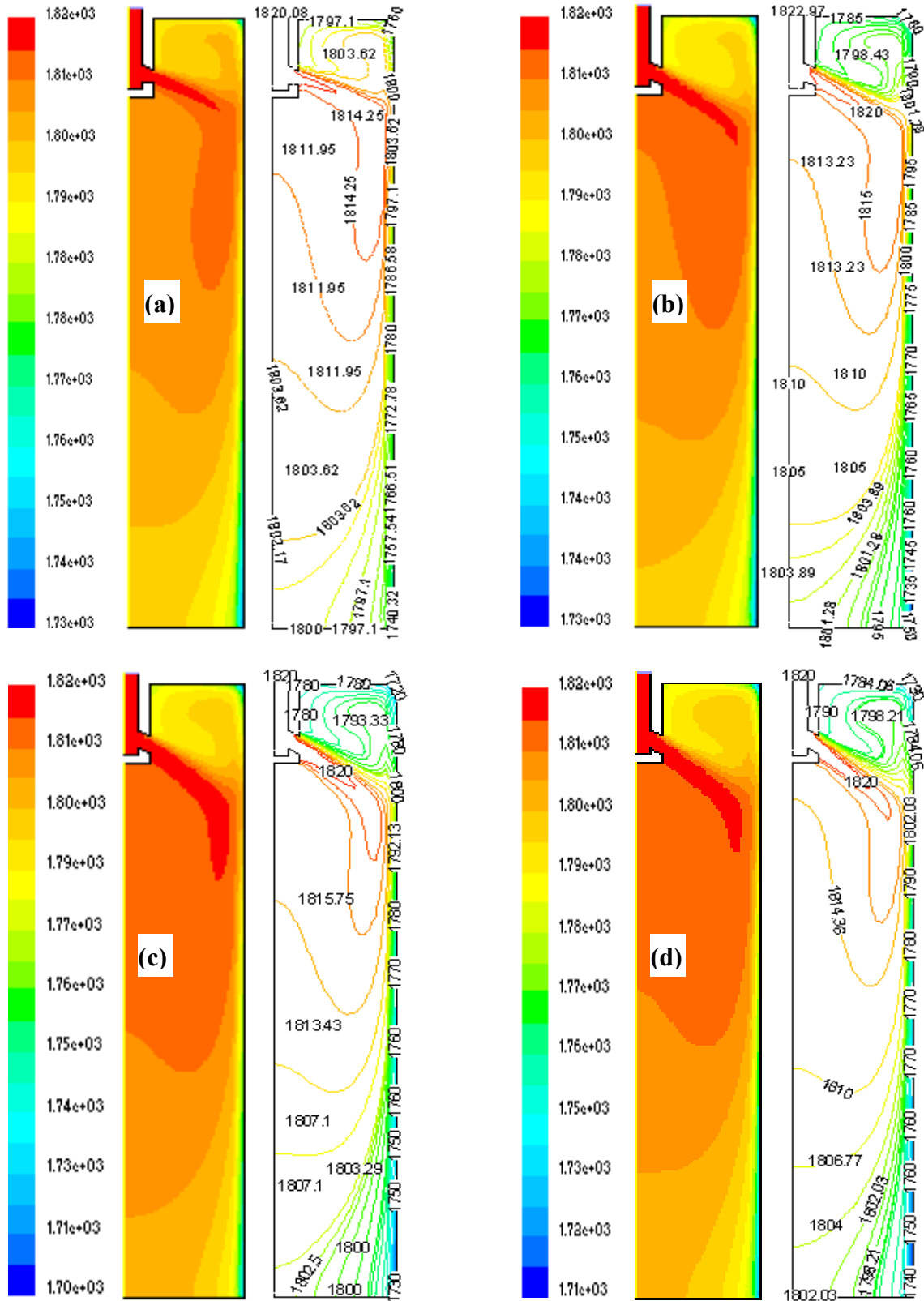


Fig. V.6. Le champ de température pour différents angles d'inclinaison de la busette :  
 (a)  $25^\circ$ , (b)  $20^\circ$ , (c)  $25^\circ$ , (d)  $30^\circ$

## V.7. Contours et vecteurs de vitesse pour différents angles d'inclinaison

Pour mieux comprendre le comportement du fluide à l'intérieur du moule, il est essentiel d'étudier les contours et les vecteurs de vitesses qui présentent la structure d'écoulement et physiquement ce qui se passe entre les éléments constituant le moule et les conditions imposés sur notre échangeur thermique (moule).

Les figures V.7 (a), V.7 (b), V.7 (c), et V.7 (d) présentent les contours et les vecteurs de vitesse pour différents angles d'inclinaisons de la busette : (a)  $A_s 25^\circ$ , (b)  $A_i 20^\circ$ , (c)  $A_i 25^\circ$ , (d)  $A_i 30^\circ$ . Les isovaleurs du contour de vitesse déterminent en chaque position les valeurs minimales et maximales de la vitesse, où la vitesse correspondante au rétrécissement du jet de la busette vaut  $0,65\text{m/s}$ , sachant que la vitesse d'entrée égale à  $0,5948\text{ m/s}$ , le taux de dissipation =  $0,0105\text{ m}^2/\text{s}^3$  et l'énergie cinétique turbulente =  $0,0035\text{ m}^2/\text{s}^2$ . La zone de recirculation est plus développée si l'angle de la busette  $A_i = 30^\circ$ , ce qui favorise la formation d'une peau solide suffisamment épaisse et permet de supporter la pression ferrostatique exercée par l'acier liquide sur la croûte récemment produite.

Ces résultats confirment que : La vitesse d'entrée, la géométrie, l'immersion de la busette, les dimensions du moule, l'intensité du refroidissement, ainsi que les conditions aux limites sont des facteurs indispensables pour avoir une bonne structure d'écoulement.

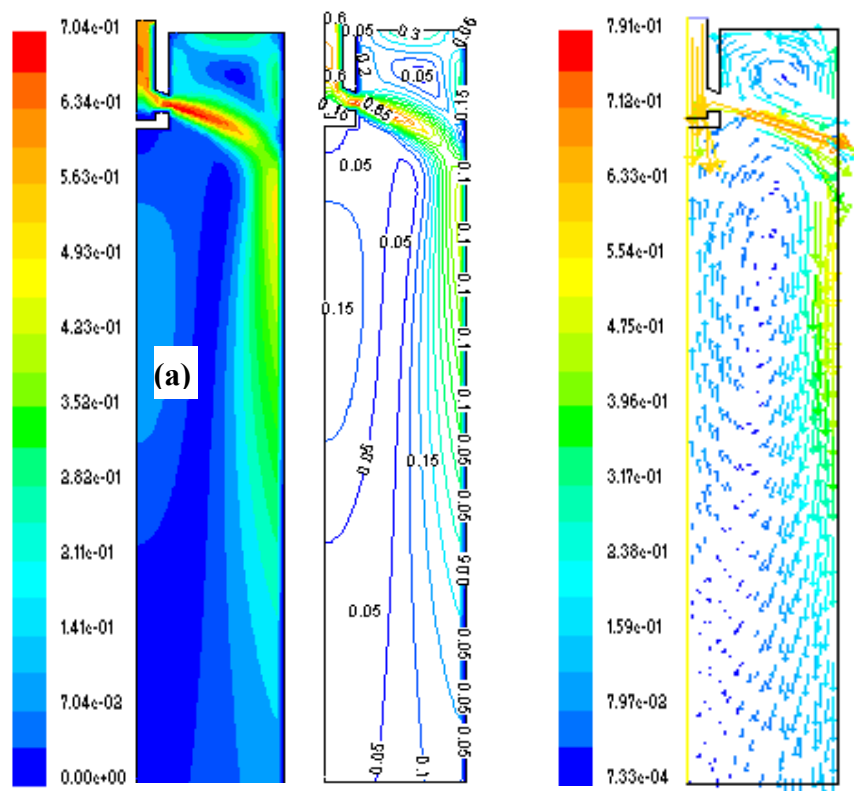


Fig. V.7.a. Contour et vecteur de vitesse pour l'angle d'inclinaisons de la busette : (angle  $A_s 25^\circ$ )

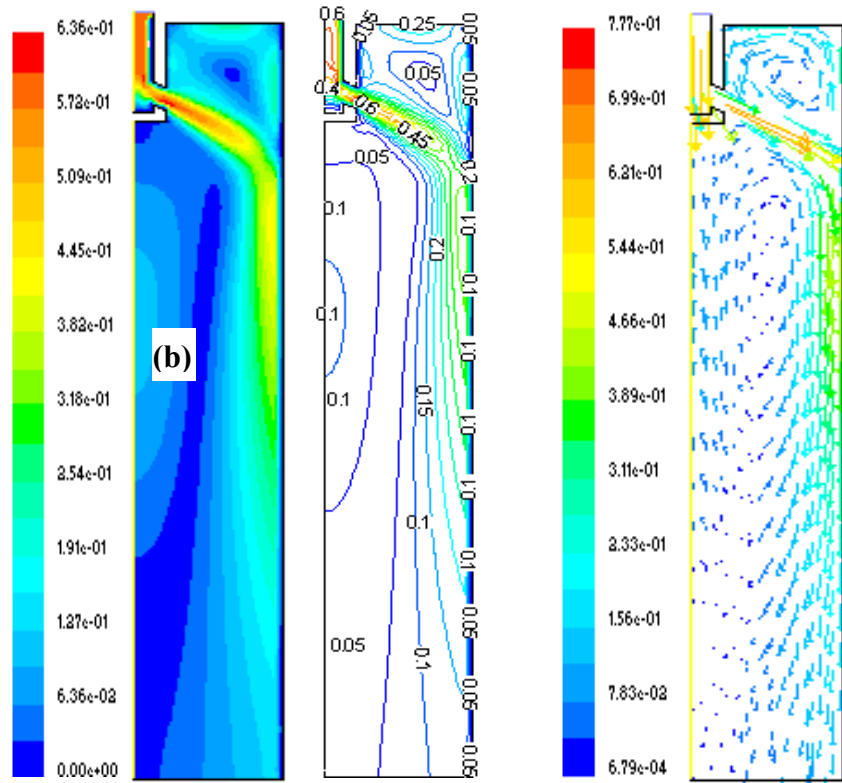


Fig. V.7.b. Contour et vecteur de vitesse pour l'angle d'inclinaisons de la busette : (angle  $A_i$   $20^\circ$ )

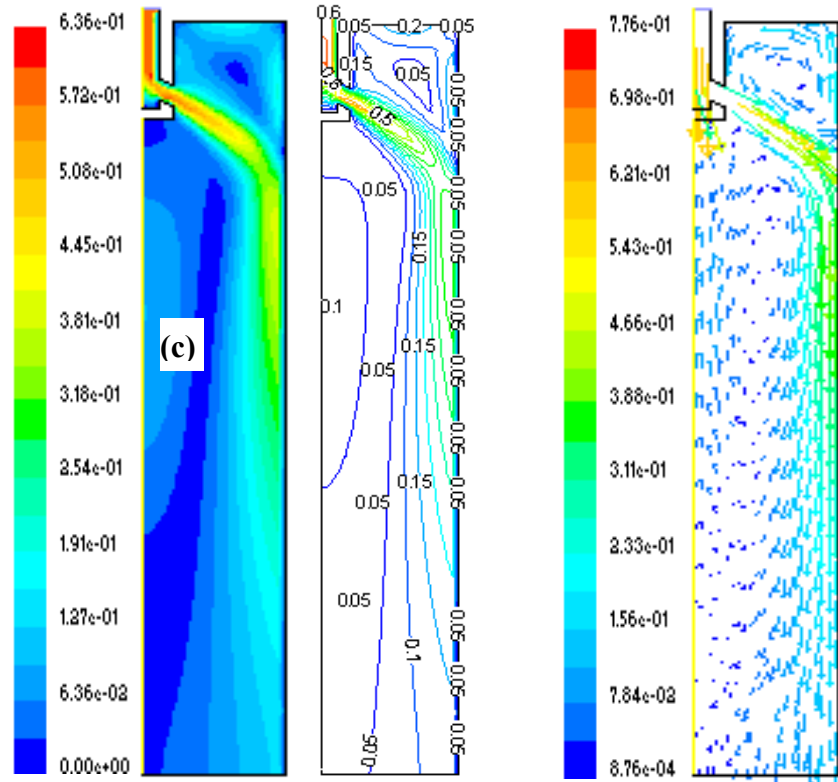


Fig. V.7.c. Contour et vecteur de vitesse pour l'angle d'inclinaisons de la busette : (angle  $A_i$   $25^\circ$ )

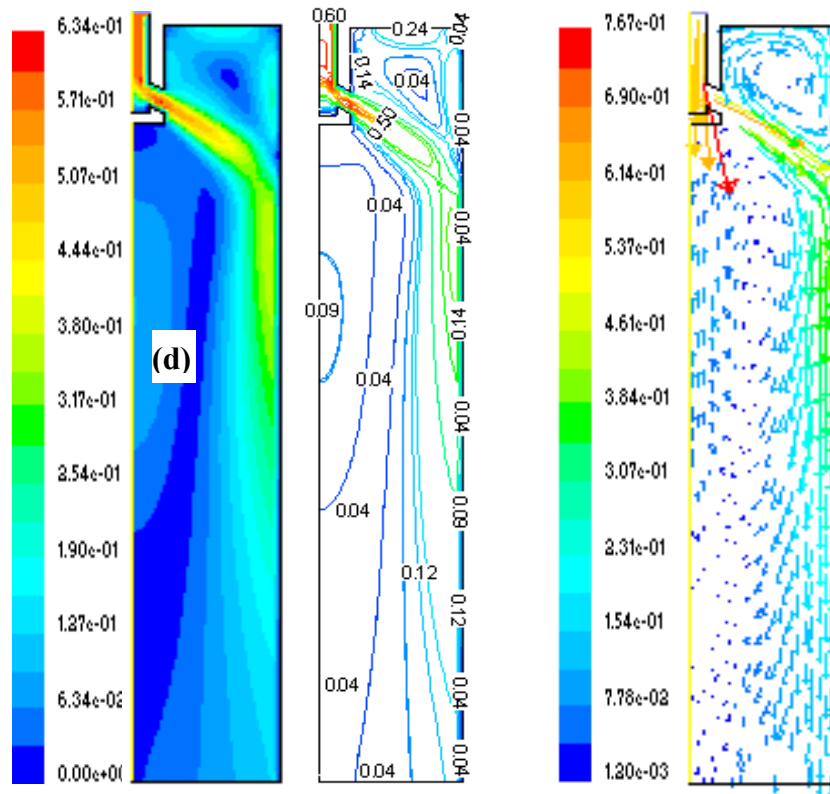


Fig. V.7.d. Contour et vecteur de vitesse pour l'angle d'inclinaisons de la busette : (angle  $A_i$  30°)

Pour mieux déterminer le champ de température et le comportement de l'écoulement de l'acier liquide à l'intérieur du moule, on doit le décomposer en longueur et en largeur du moule comme le montre la figure ci-dessous.

Tableau V.1. Valeurs des sections du moule en largeur et en hauteur

Hauteur (mm)	Largeur (mm)
$Y_1=20$	$X_1=70$
$Y_2=50$	$X_2=105$
$Y_3=100$	$X_3=140$
$Y_4=200$	
$Y_5=400$	
$Y_6=600$	

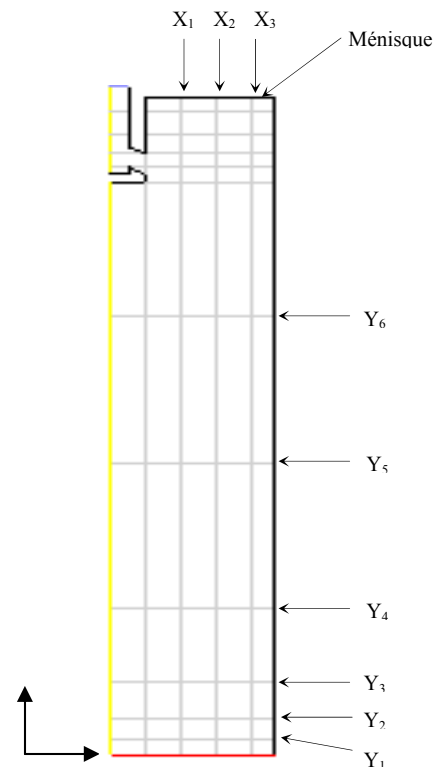


Fig. V.8. Section en largeur et en hauteur du moule

## V.8. Profil de température pour différentes sections en hauteur et longueur

La figure V.9 illustre la variation de la température pour différentes sections en hauteur et longueur d'un acier inoxydable à une vitesse de coulée égale 1,2 m/mn. Les courbes de la figure (a) sont tracées du ménisque à la sortie de la lingotière ayant la même allure. La décroissance est bien évidente en passant d'une hauteur à une autre, ce qui explique, que l'échange thermique commence de la surface libre jusqu'à la sortie. Tandis que, en (b) on constate que les courbes sont semblables qu'en allure, la variation en valeurs est due à la zone de recirculation, on remarque aussi que les températures diminuent en s'approchant de la paroi.

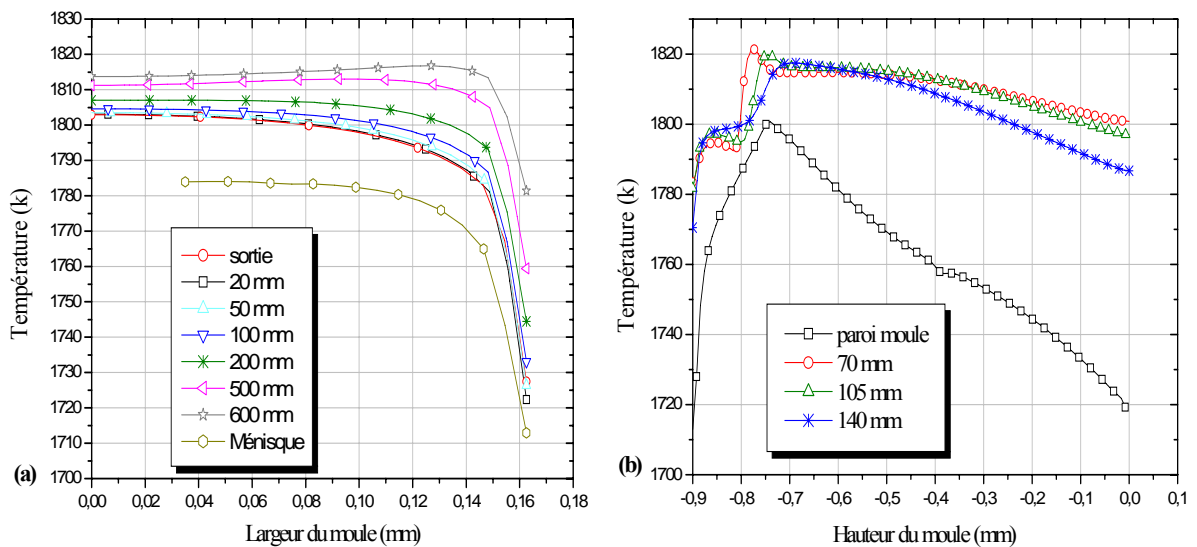


Fig. V.9. Profil de température pour différentes positions :  
(a) en largeur, (b) en hauteur du moule (angle  $A_i$  30°)

## V.9. Taux de dissipation et l'énergie cinétique turbulente pour différentes sections en hauteur et longueur

La figure V.10 présente respectivement les valeurs du taux de dissipation et de l'énergie cinétique turbulente en plusieurs positions du moule d'un acier inoxydable à une vitesse de coulée égale 1,2m/mn. Dans (a) et (b), on remarque que les courbes obtenus à  $Y_5=400$  mm et  $Y_6=600$  mm ont enregistré des valeurs maximale. En (c) et (d), on constate que l'amplitude maximale du taux de dissipation turbulent et de l'énergie cinétique est enregistrée à la hauteur de 0,14 m à partir de la surface libre exactement en face de jet d'écoulement.

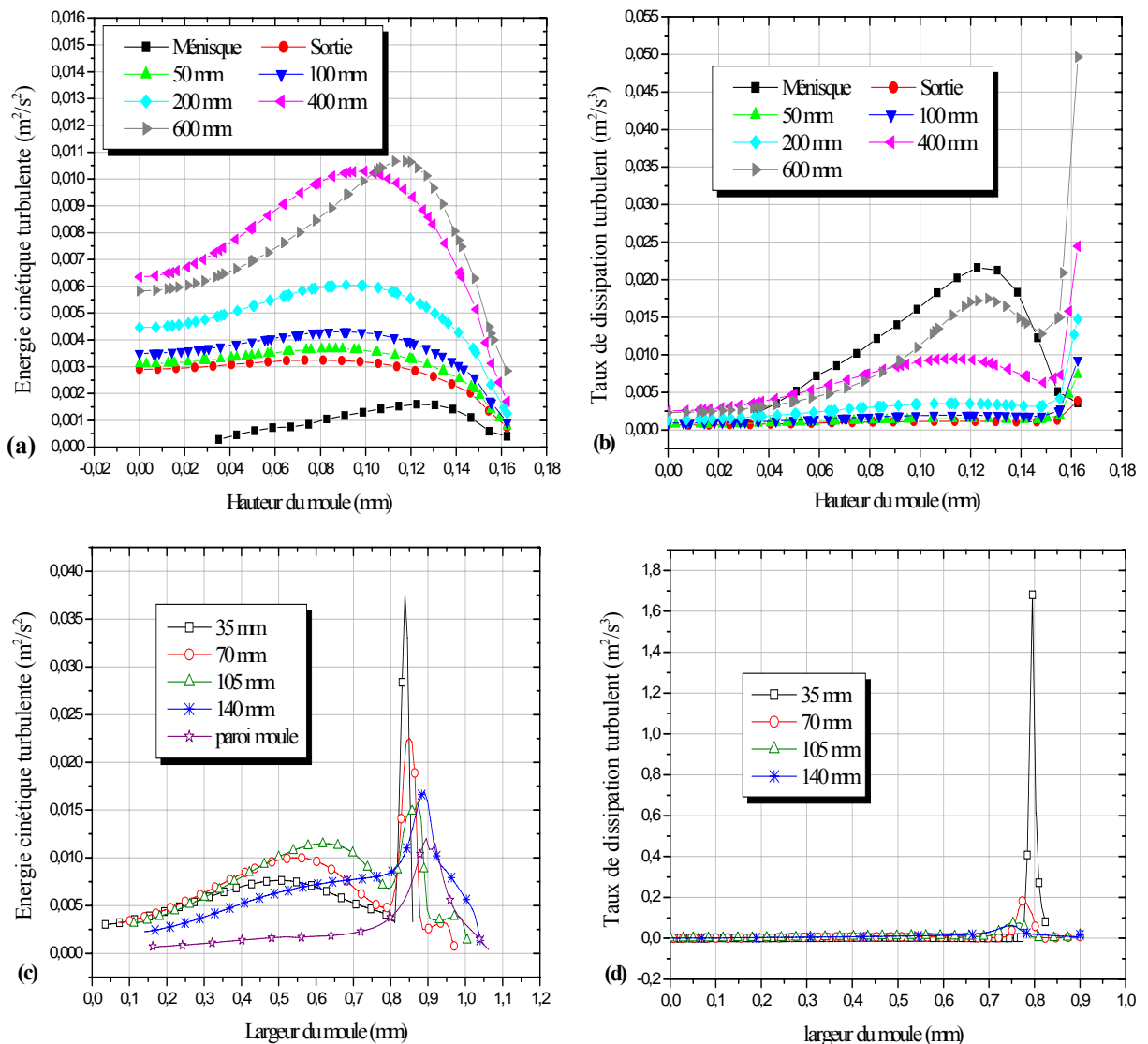


Fig. V.10. (a) et (c) Energie cinétique turbulente, (b) et (d) Taux de dissipation turbulent pour différentes positions en hauteur et en largeur du moule (angle Ai 30°)

### V.10. Profil de température pour différents vitesse de coulée

La figure V.11 montre le profil de température au niveau du moule pour différentes vitesses de coulée d’un acier inoxydable avec une busette inclinée de Ai 30°.

Dans (a), on constate une augmentation de la température à partir de la surface libre, l’écoulement engendré par le contact de l’acier liquide avec la paroi du moule génère une zone de recirculation qui résulte une variation de l’épaisseur de la peau solidifiée en passant d’une vitesse à une autre. Certaines vitesses sont défavorables comme 0,8 m/mn qui produit une grande couche solide au-dessous du ménisque, cela interrompe le processus de la coulée. Alors que, la

vitesse de 3 m/mn va retarder la formation de la peau solide jusqu’à la sortie du moule où des dégâts graves se créent à la sortie de la lingotière, cela est confirmé dans la courbe.

La figure (b) présente une diminution des températures obtenues au niveau du ménisque causée par la libération de la chaleur du fluide à travers les parois du moule. En (c) on voit que la température à l’intérieure de la busette est égale la température de coulée c’est à dire  $T_{inlet} = 1823K$ , une fois l’acier liquide quitte la busette, une faible diminution de la température au milieu du moule est constaté.

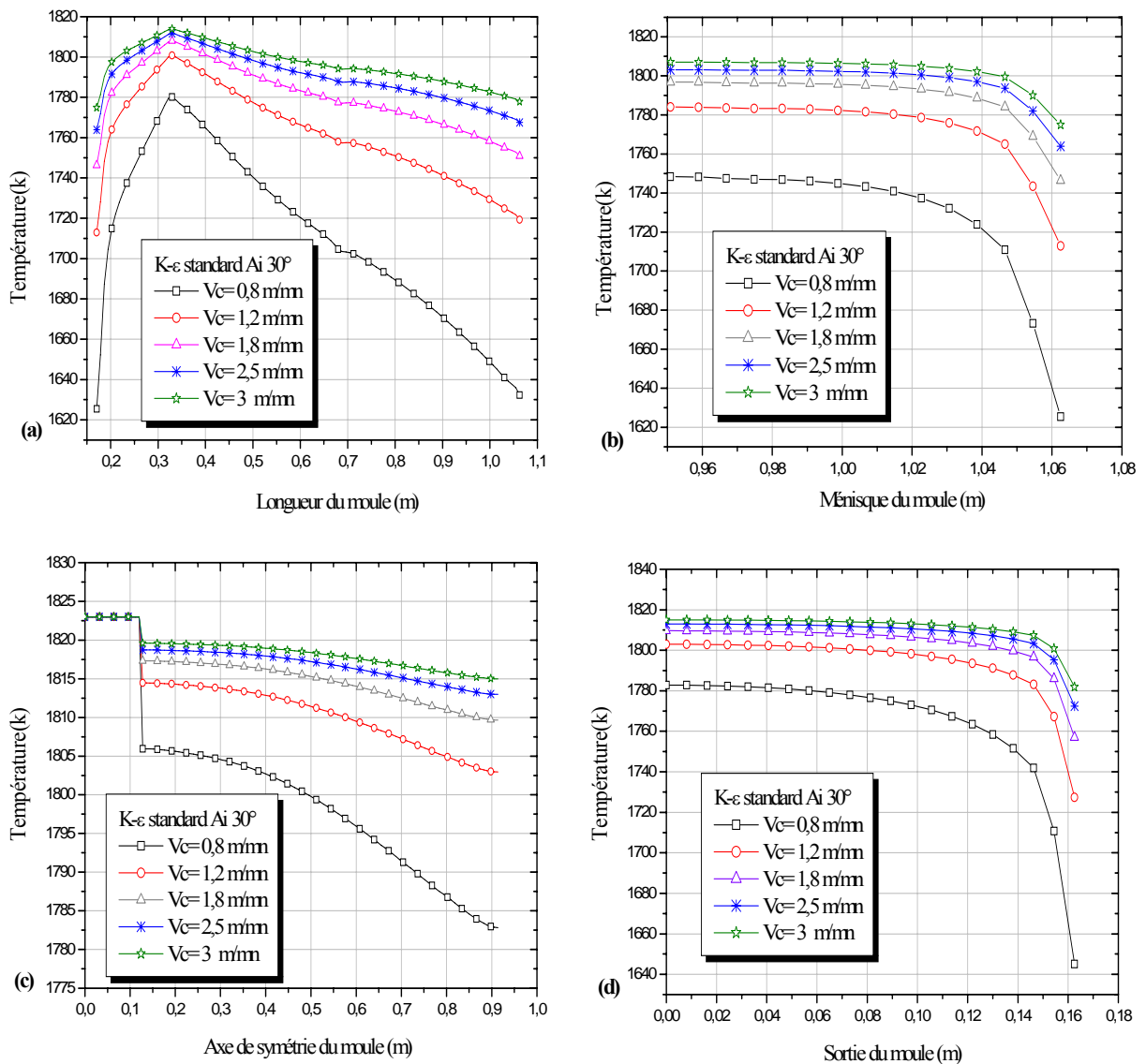


Fig. V.11. Profil de température pour différentes vitesse de coulée au niveau : (a) de la longueur du moule (b) du ménisque, (c) de l’axe de symétrie, (d) de la sortie du moule

### V.11. Profil de température et modèles de turbulence k-ε

La figure V.12 montre que les profils de température pour une vitesse de 1,2 m/mn ont la même allure où la température solidus est indiquée par le trait rouge. Dans (a) et au niveau de la hauteur

du moule, on remarque que la solidification commence à partir de 400 mm pour k-ε standard, environ 300 mm pour le RNG et 230 mm pour le réalisable, donc, la couche solide formée par k-ε réalisable et RNG n'est pas suffisante. On constate dans la figure (b) que toute la surface du ménisque est complètement solidifiée pour le modèle RNG. Les profils au milieu du moule sont présentés dans la figure (c), on voit que l'acier reste liquide pour les trois modèles. Les courbes de la figure (d) sont tracées au niveau de la sortie du moule, la croûte solide formée par les modèles RNG et le réalisable est très fine par rapport à celle du modèle k-ε standard.

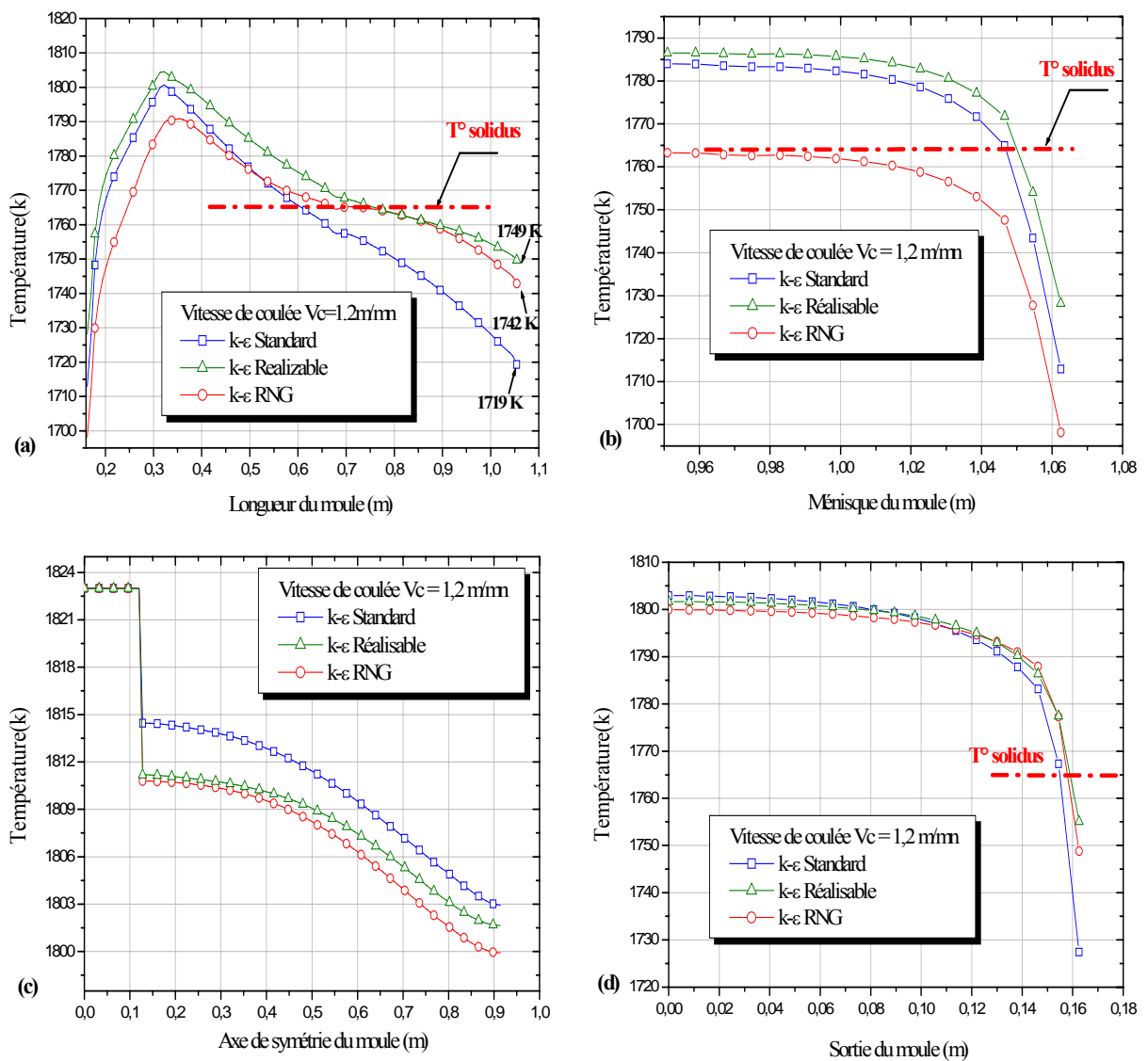
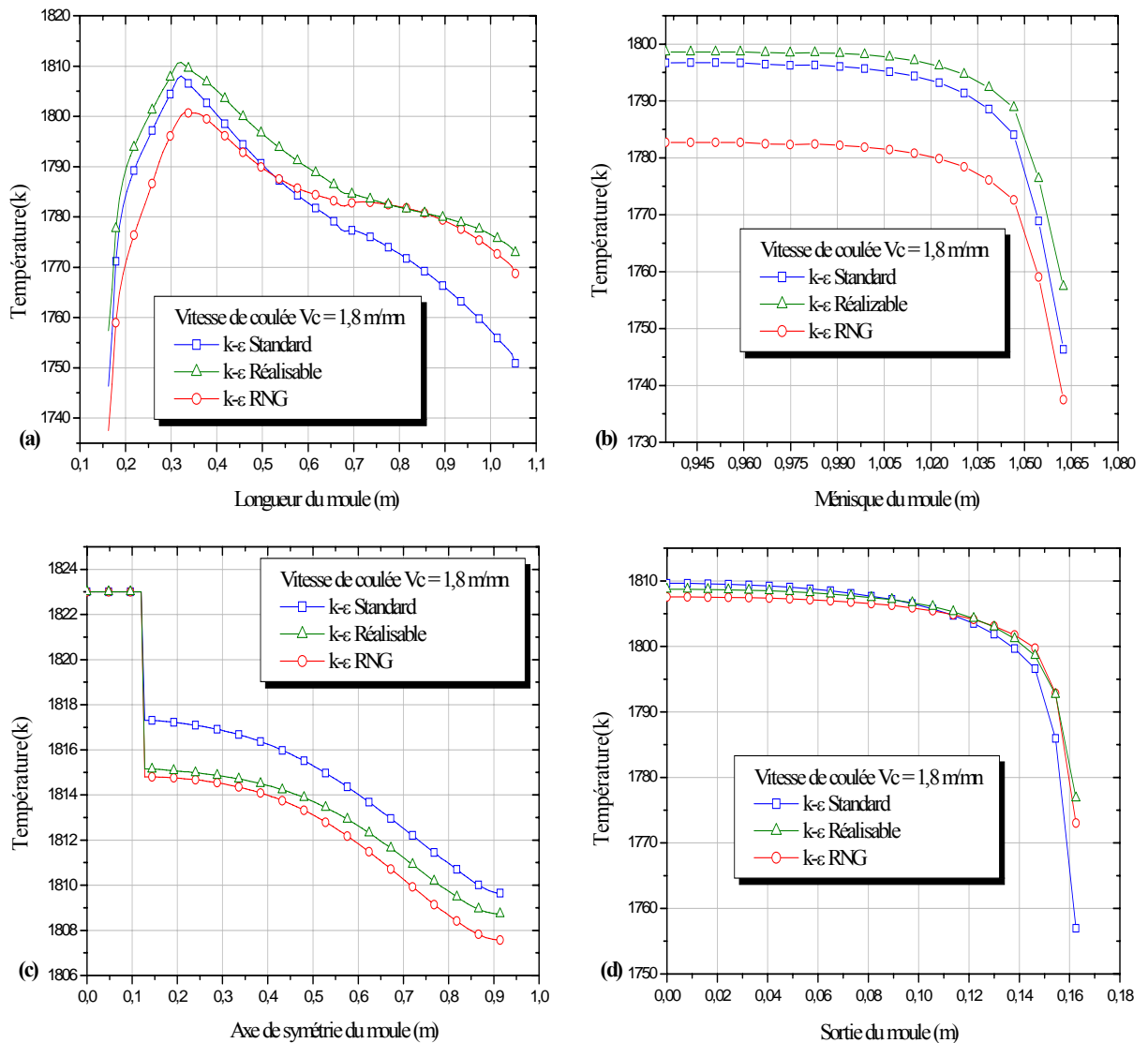


Fig. V.12. Profil de température pour trois modèles de turbulence au niveau : (a) de la longueur du moule (b) du ménisque, (c) de l'axe de symétrie, (d) de la sortie du moule

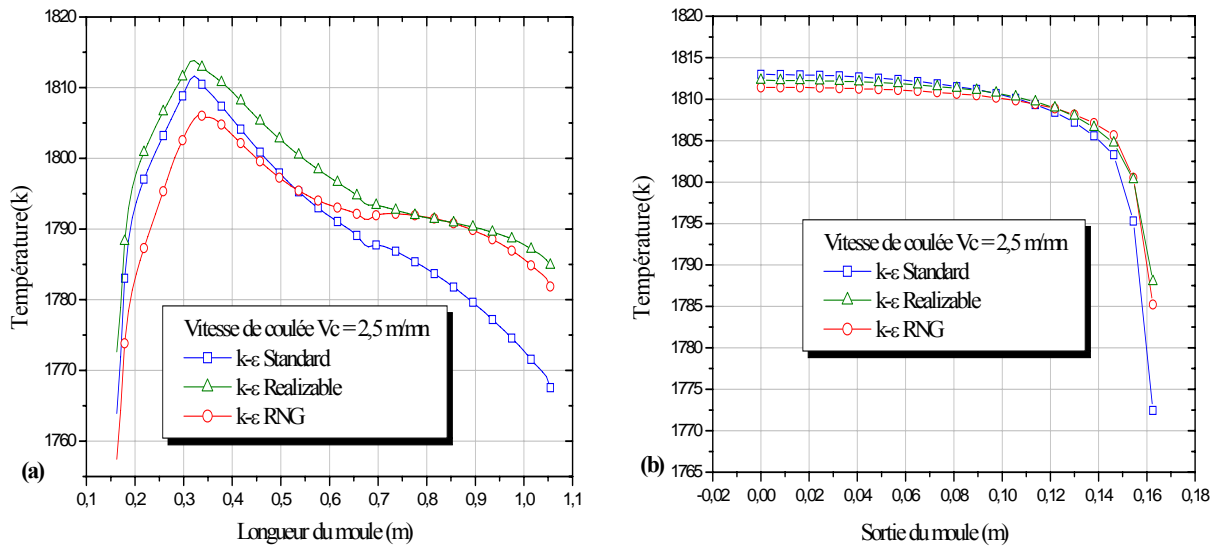
Pour optimiser la structure d'écoulement, on exécute d'autre vitesse de coulée. La vitesse 1,8 m/mn a permis d'éviter la solidification du ménisque comme présenté dans la figure V.13. (b) pour le modèle k-ε RNG. Tandis que, les courbes de (a) et (d) montrent bien que la température

finale à la sortie du moule ne favorise pas la formation d’une croûte solide pour les deux modèles  $k-\varepsilon$  (RNG, Réalisable).



V.13. Profil de température enlevée pour trois modèles de turbulence au niveau : (a) de la longueur du moule, (b) du ménisque, (c) de l’axe de symétrie, (d) de la sortie du moule

Les résultats des températures au niveau de la paroi et la sortie du moule obtenus en exécutant une vitesse de 2,5 m/mn sont montrés dans la figure V.14, et défavorables pour les trois modèles de turbulence.



V.14. Profil de température enlevée pour trois modèles de turbulence au niveau : (a) de la longueur du moule (b) du ménisque, (c) de l’axe de symétrie, (d) de la sortie du moule

La comparaison entre les profils de température pour les modèles k-ε standard, k-ε RNG et réalisable d’un acier inoxydable pour différentes vitesse de coulée a permis de conclure que les meilleurs résultats sont obtenus par le modèle k-ε standard.

### V.12. Champ de température pour trois cas d’immersion de la busette

Après avoir étudié quelques paramètres qui influent sur la coulée continue des aciers, tels que la l’angle d’inclinaison de la busette, la vitesse de coulée, le choix du modèle k-ε...etc, il faut analyser l’effet de l’immersion de la busette sur la structure d’écoulement, et sur le champ de température dans le cas d’un acier inoxydable à une vitesse de coulée égale à 1,2 m/mn. Trois hauteurs choisies :  $H_1=130\text{mm}$ ,  $H_2=180\text{mm}$  et  $H_3=230\text{mm}$ .

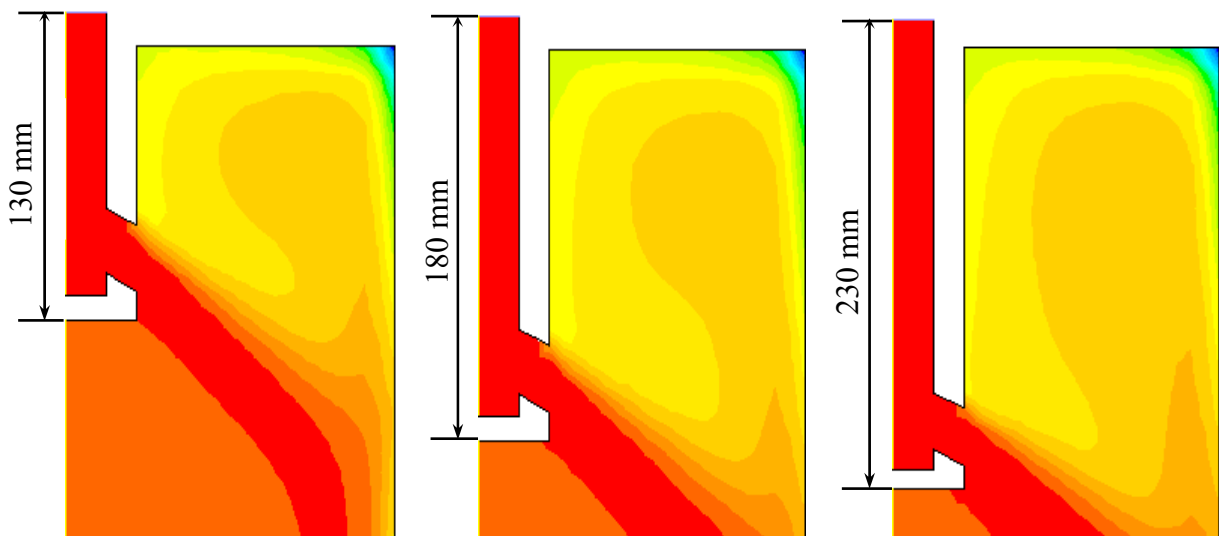


Fig. V.15. Champ de température pour trois cas d’immersion de la busette :  $H_1=130 \text{ mm}$ ,  $H_2=180 \text{ mm}$ ,  $H_3=230 \text{ mm}$

Les isovaleurs du champ de température montrés dans la figure V.15 présentent l'évolution du champ de température en augmentant la hauteur de la busette. L'estimation de la bonne hauteur conduit à tracer la température ( $T^\circ$ ) en fonction de la hauteur (H).

Dans la figure V.16. (a) et (b), on constate que pour les hauteurs  $H_1=130$  mm et  $H_2=180$ mm, l'évolution de la température au niveau de la paroi et du ménisque est favorable, pour  $H_3$  on remarque que le ménisque est complètement solidifié. En (d), une croûte solide est formée d'une épaisseur de 10 mm, au centre du moule l'acier reste liquide.

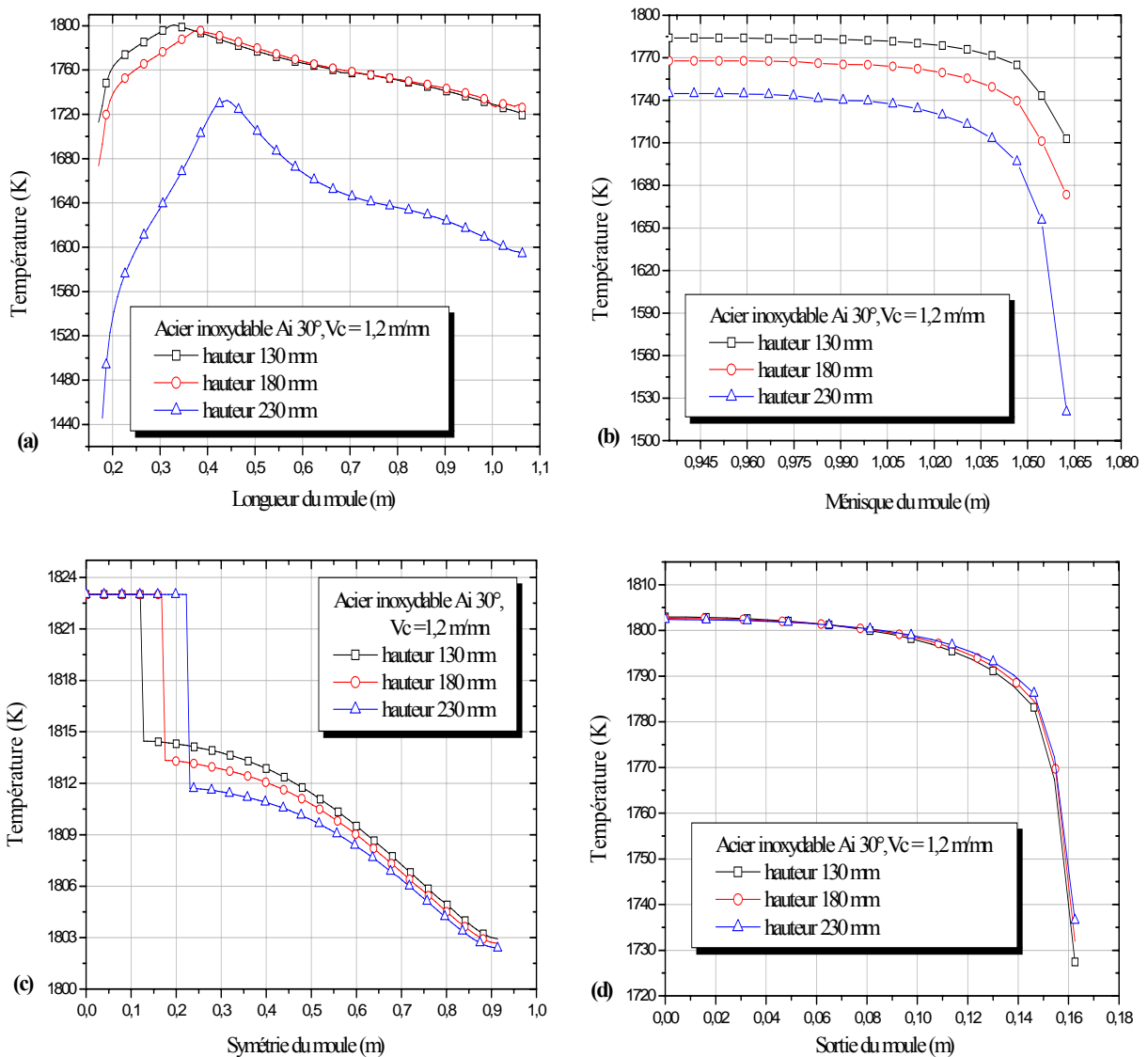


Fig. V.16. Profil de température et l'effet d'immergence de la busette au niveau : (a) de la longueur du moule (b) du ménisque, (c) de l'axe de symétrie, (d) de la sortie du moule

### V.13. Comparaison entre l'acier inoxydable et l'eau

Pour mettre en évidence le modèle k-ε standard, une comparaison est faite entre l'acier inoxydable et l'eau à une vitesse de coulée 1,2 m/mn, le choix de l'eau pour simuler

l'écoulement de l'acier liquide est justifié du fait que la viscosité cinématique de l'acier à la température de fusion ( $\approx 1600^\circ\text{C}$ ) est quasiment égale à celle de l'eau à la température ambiante ( $\approx 20^\circ\text{C}$ ). Les figures (V.17.a, V.18.a) montrent respectivement que les contours des vitesses ont des profils semblables, ceci confirme l'exactitude de notre modélisation. Une petite variation en valeurs et en allure est constatée entre V.17.b et V.18.b. On constate que le taux de dissipation turbulent varie d'une manière remarquable entre V.17.c et V.18.c.

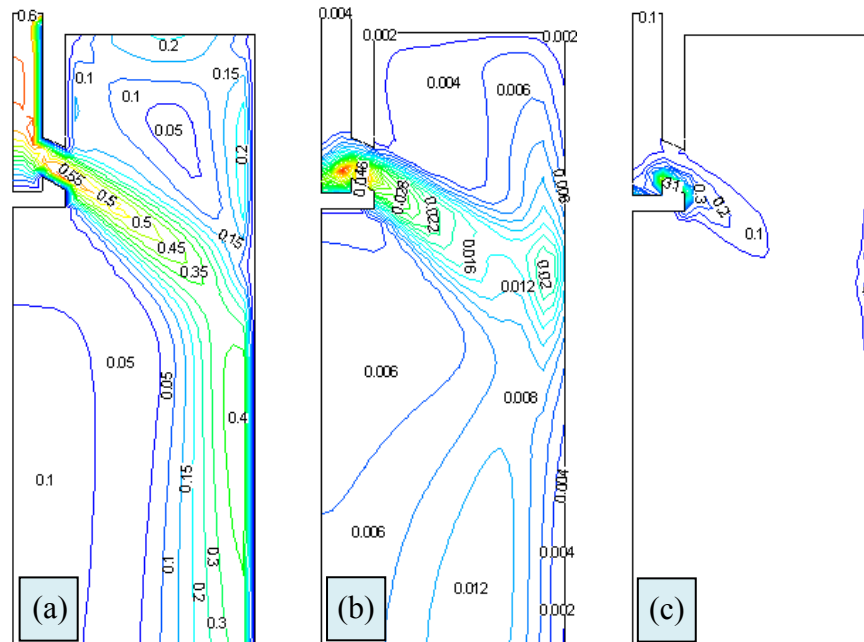


Fig. V.17. Acier inoxydable [k- $\epsilon$  standard]: (a) Contours de vitesse, (b) l'énergie cinétique turbulente, (c) le taux de dissipation turbulent

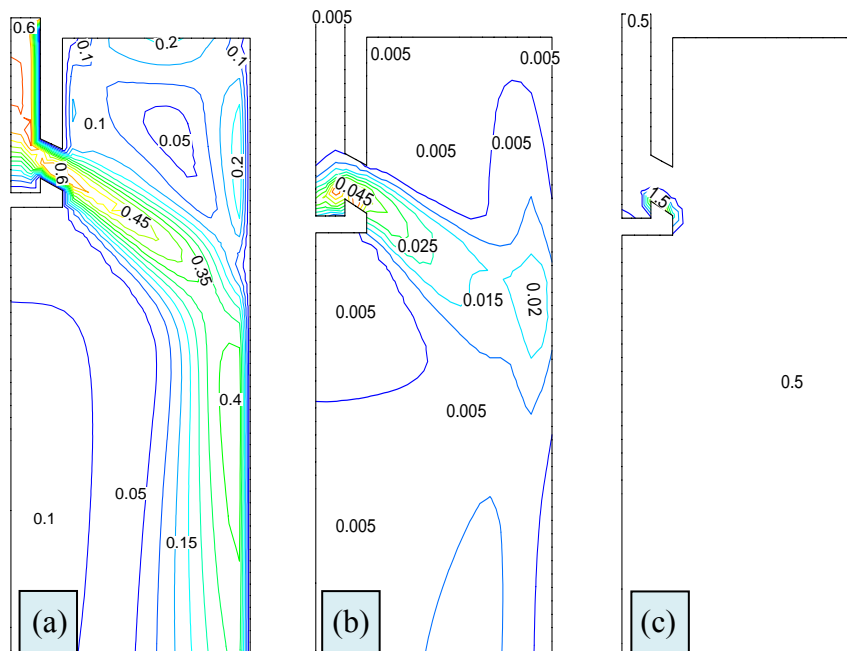


Fig. V.18. Eau [k- $\epsilon$  standard] : (a) Contours de vitesse, (b) l'énergie cinétique turbulente, (c) taux de dissipation turbulent

### V.14. Comparaison entre différents types d'acier

Les profils de température de trois aciers de conductivités différentes sont présentés dans la figure V.19. Le décalage entre les courbes exprime la bonne concordance du refroidissement et de la compatibilité du modèle numérique de prédiction étudié dans notre cas. Dans cette figure, on observe que les trois types d'acier ont un comportement identique dans la zone de recirculation (désignée par les traits rouge). Par contre, la quantité du fluide qui n'est pas entraînée par la recirculation commence à se refroidir au moment qu'elle se met en contact avec la paroi où on distingue une variation remarquable entre elles qui est dû aux propriétés thermo-physique des aciers. En générale, on peut conclure que l'élaboration du troisième type d'acier par le procédé de la coulée continue est inadéquate en utilisant la géométrie proposée et la vitesse choisie auparavant.

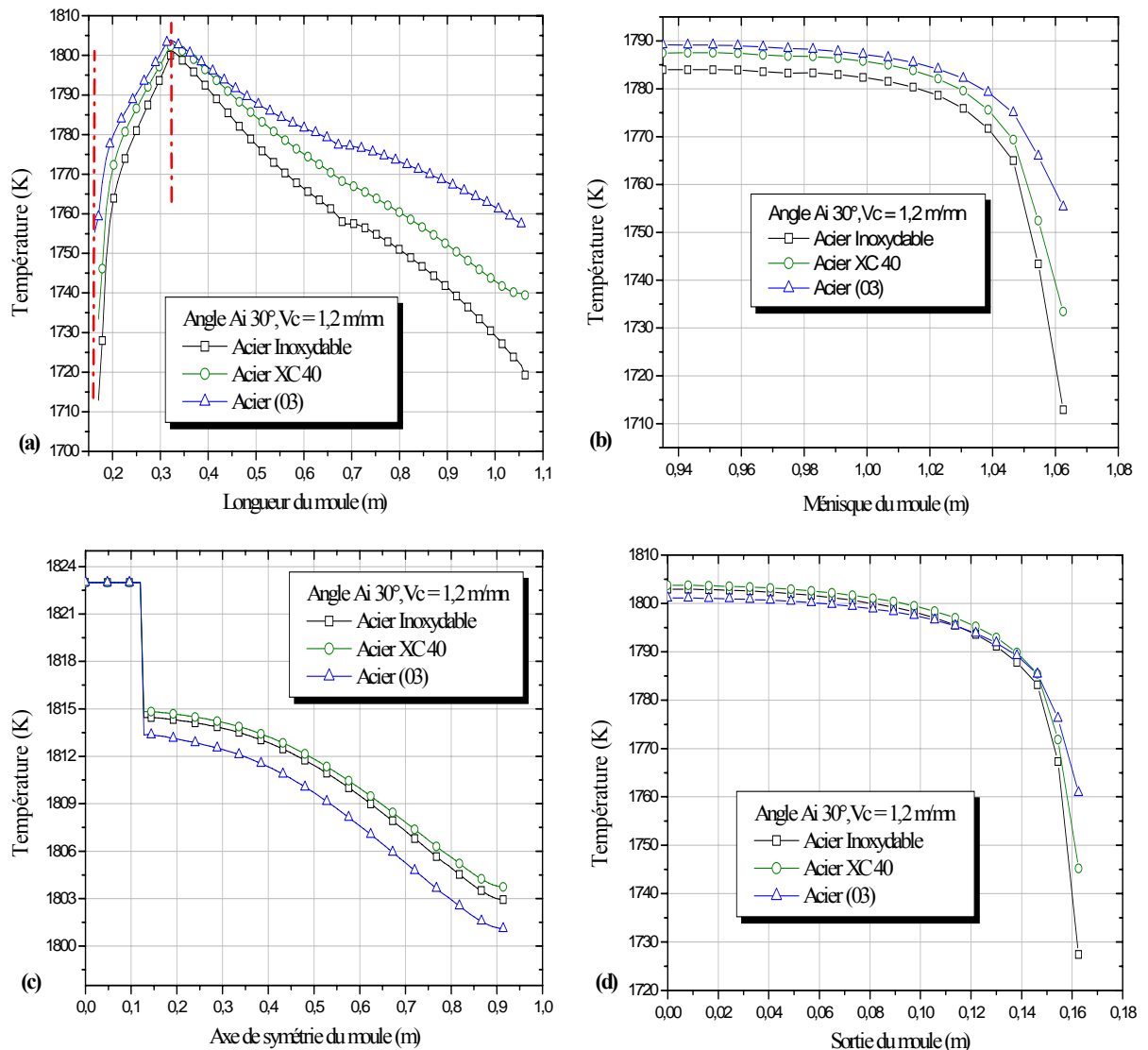


Fig. V.19. Profil de température pour trois types d'acier au niveau : (a) de la longueur du moule (b) du ménisque, (c) de l'axe de symétrie, (d) de la sortie du moule

### V.15. Trajectoires des particules d'alumine $Al_2O_3$ (busette normale As)

La densité de ces particules étant plus faible que celle du fluide, ces dernières ont tendance à remonter vers la surface libre. Seulement cela n'est pas toujours possible quand elles sont entraînées par le flux vers la sortie.

La figure V.20 illustre les trajectoires des particules d'alumine ( $Al_2O_3$ ) ayant des diamètres compris entre ( $50\mu m \leq dp \leq 300\mu m$ ) injectées avec l'acier inoxydable à une vitesse égale à 1,2 m/mn, le test est fait en choisissant une busette normale As 25°. On constate dans (a) que le nombre des particules piégées dans la couche de laitier sont 16 particules (environ 17% de la totalité), ainsi le reste (74 particules) est entraîné par l'acier liquide vers la sortie. Toutes les particules injectées en (a) sont dissociées en trois groupes de 30 particules situées respectivement au-delà de l'axe de symétrie à : 5mm (voir figure (d)), 10mm (voir figure (c)) et 15mm (voir figure (b)), on remarque que les 16 particules emprisonnées sont présentées dans la figure (b). Tandis que dans les figures (c) et (d), aucune particule n'est piégée. Donc, on conclut que les particules proches de la paroi intérieure de la busette ont tendance à être piégées.

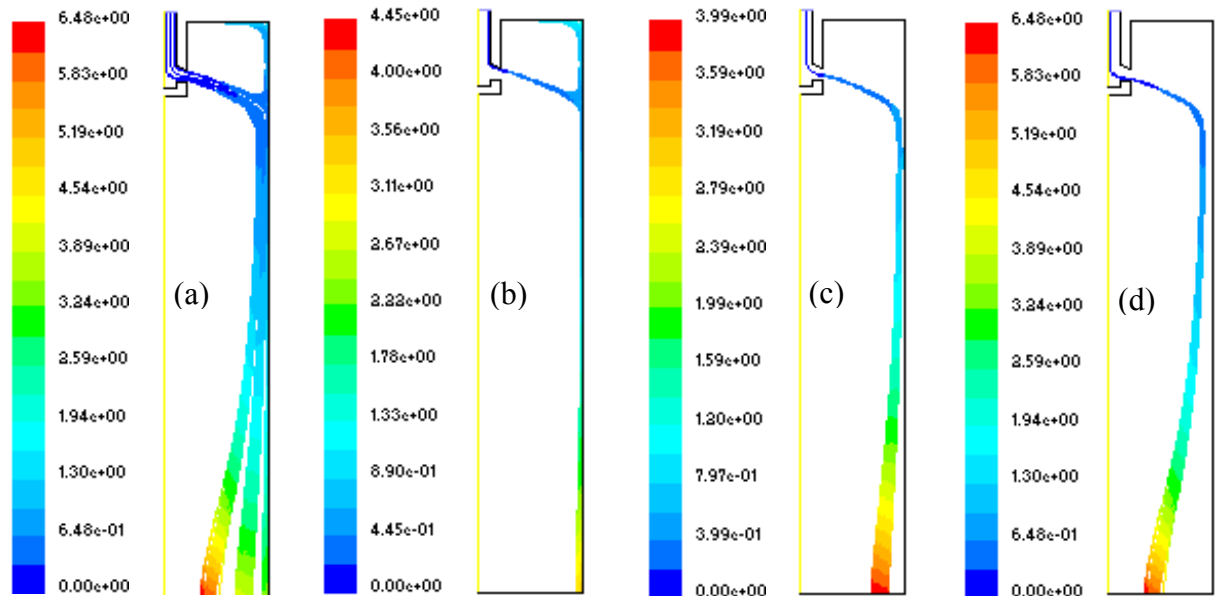


Fig. V.20. Trajectoire des particules d'alumine ( $Al_2O_3$ ) de diamètres ( $50\mu m \leq dp \leq 300\mu m$ ) et de busette normal : (a) 90 particules, (b) 1-30 particules, (c) 31-60 particules, (d) 61-90 particules

La figure V.21 présente le temps de résidence des 90 particules réparties en trois groupes de 30 particules injectées selon les distances 5mm (voir figure a), 10 mm (voir figure b) et 15 mm (voir figure c) à partir de l'axe de symétrie.

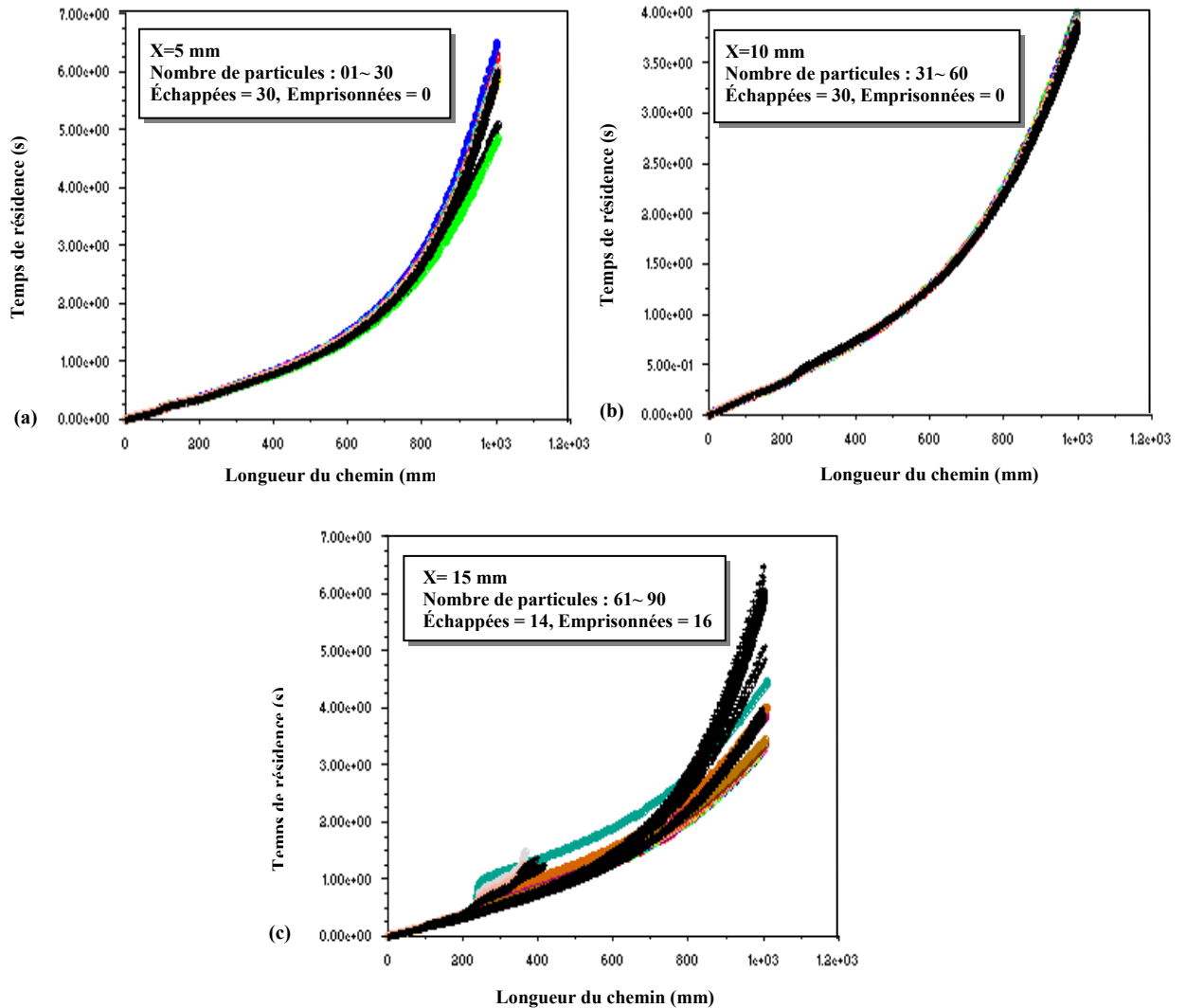


Fig. V.21. Temps de résidence des particules d'alumine ( $Al_2O_3$ ) de diamètres ( $50\mu m \leq dp \leq 300\mu m$ ) : (a) (1-30) 05mm, (b) (31-60) 10mm et (c) (61-90) 15mm

### V.16. Trajectoires des particules d'alumine $Al_2O_3$ (busette inclinée Ai)

On réalise maintenant le même travail étudié au paragraphe V.15, le seul changement est de prendre une busette inclinée de  $30^\circ$  (Ai  $30^\circ$ ). Où on peut aussi observer les mêmes remarques précédentes sauf le nombre de particules piégées qui va être augmenté à 18 particules (20% de la totalité). Alors, on constate que l'inclinaison de la busette influe sur la structure de l'écoulement et le champ de température et permet aussi la décantation des inclusions.

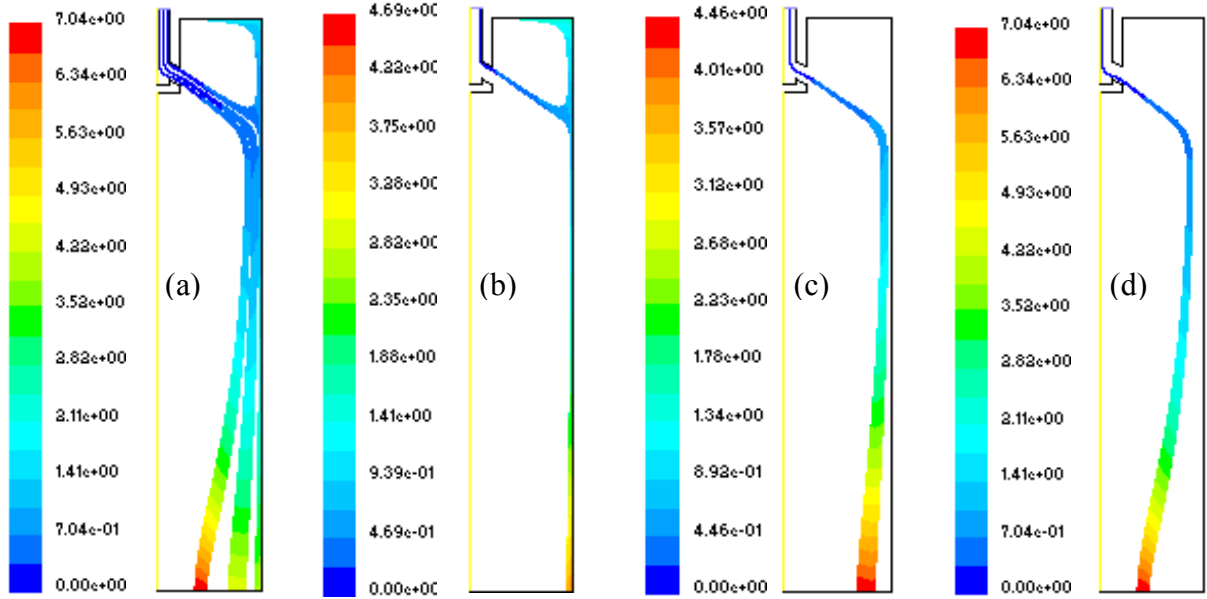


Fig. V.22. Trajectoire des particules d'alumine ( $Al_2O_3$ ) de diamètres ( $50\mu m \leq dp \leq 300\mu m$ ) et de busette inclinée Ai 30°: (a) 90 particules, (b) 1-30 particules, (c) 31-60 particules, (d) 61-90 particules

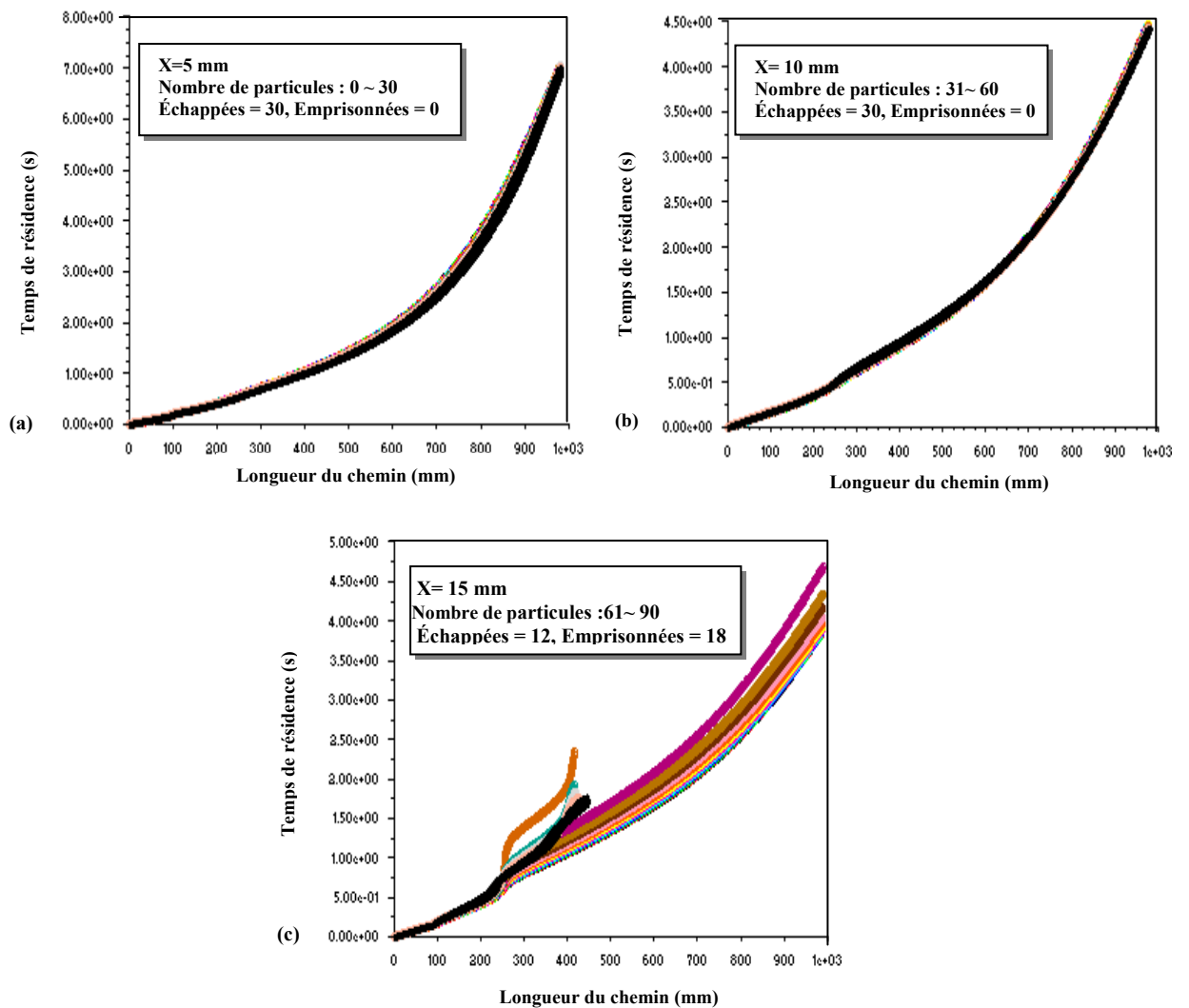


Fig. V.23. Temps de résidence des particules d'alumine ( $Al_2O_3$ ) de diamètres ( $50\mu m \leq dp \leq 300\mu m$ ) : (a) (1-30), (b) (31-60), (c) (61-90)

La figure V.24. (a, b et c) illustre les trajectoires de 90 particules d'alumine ( $Al_2O_3$ ) injectées avec l'acier inoxydable à travers l'entrée de la busette ( $R = 20$  mm). On peut noter également que le nombre des particules piégées par le ménisque dans le cas de la busette émergée à 130 mm est de 18 particules. Tandis que, le nombre de particules pour les busettes émergées respectivement à 180 mm et 230 mm est de 16 particules. Donc, on peut dire que l'immersion de la busette influe sur le piégeage des particules.

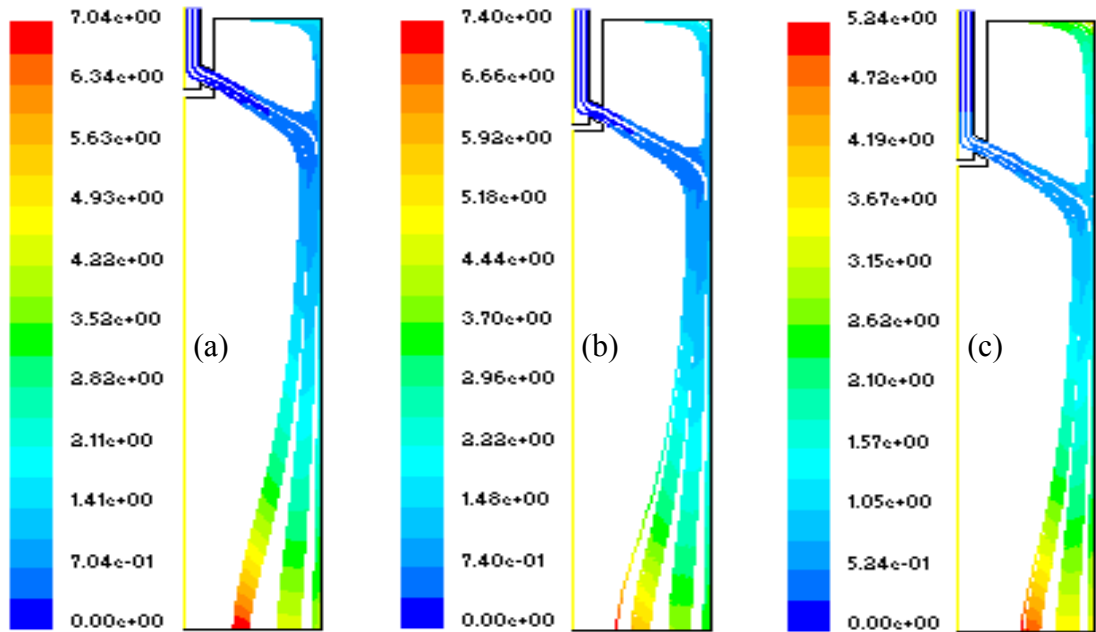
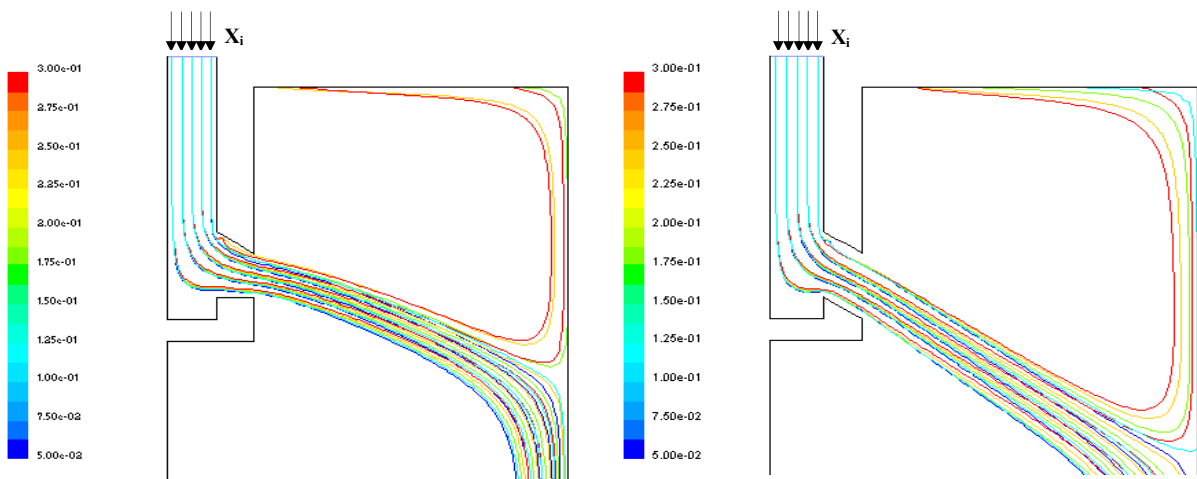


Fig. V.24. Trajectoire des particules d'alumine ( $Al_2O_3$ ) de diamètres ( $50\mu m \leq d_p \leq 300\mu m$ ) et de busette inclinée  $A_i 30^\circ$ : (a)  $H=130$  mm, (b)  $H=180$  mm, (c)  $H=230$  mm.

Un teste du comportement de 25 particules d'allumine ( $Al_2O_3$ ) ayant des diamètres variables ( $50 \mu m \leq d_p \leq 300 \mu m$ ), injectées à travers l'entrée de la busette ( $R = 20$  mm) à des distances appropriées ( $X_i$ ) (voir figure V.25) dont les propriétés de l'acier varient avec la température.



(a) 25 Particules injectées (20 échappe, 4 piégés) (b) 25 Particules injectées (20 échappe, 5 piégés)

Fig. V.25. Trajectoires de 25 particules  $Al_2O_3$  injectées dans le moule

La flottabilité des particules est en fonction de leurs tailles (diamètres). Mais on remarque que les particules qui sont au voisinage de la paroi ( $X_5 = 16,5$  mm) sont piégées forcément à cause du phénomène de recirculation (figure V.26.e), et quand en s'éloignant vers le centre de la busette (position :  $X_1, X_2, X_3$ ) les particules s'écoulent avec l'acier liquide quelque soit leurs tailles.

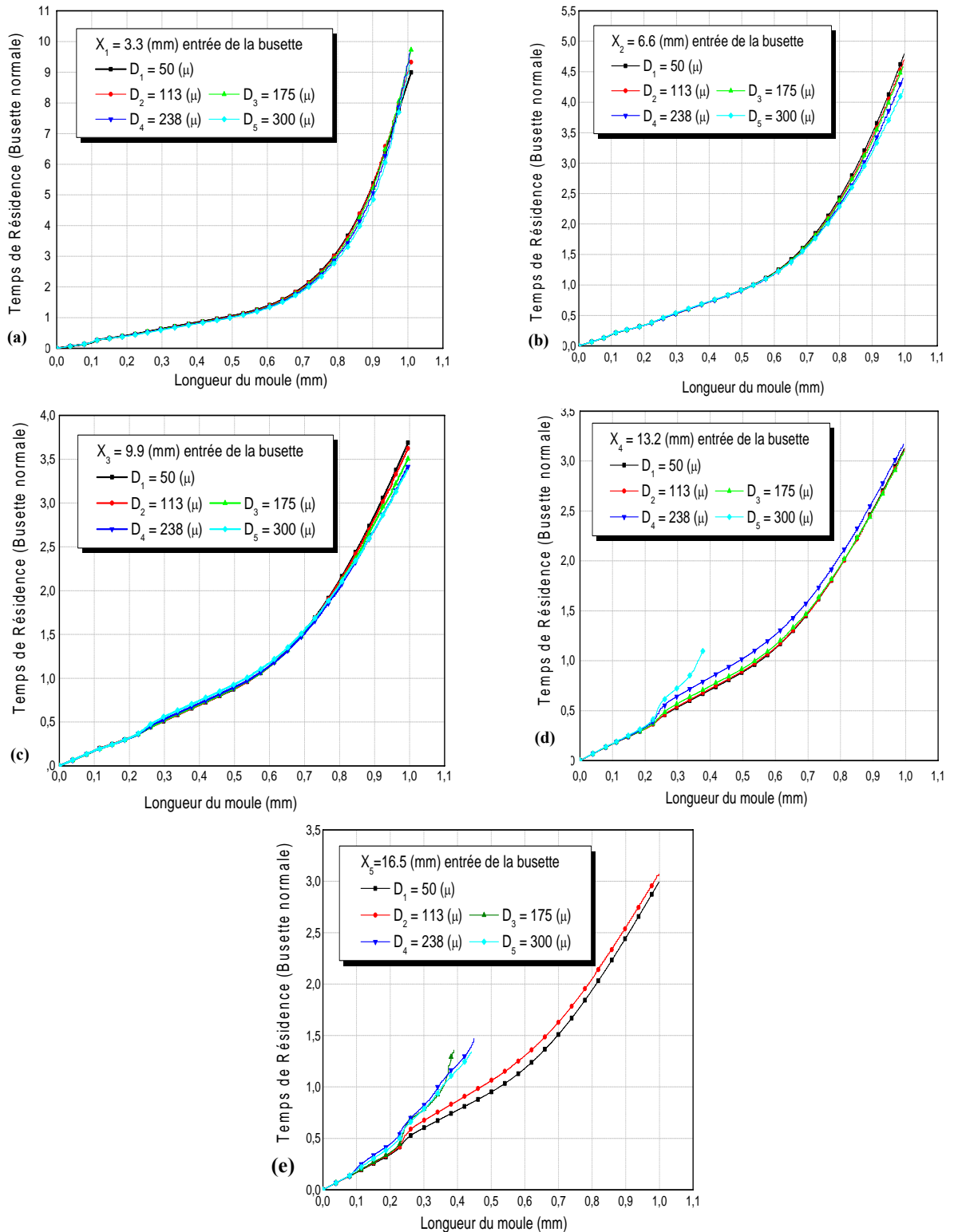


Fig. V.26. Temps de résidence des inclusions d'alumine ( $Al_2O_3$ ) (Cas : busette normale)

Selon les figures (V.26 et V.27), on illustre les trajectoires de cinq particules. On peut également noter que les particules maintenues par le ménisque sont à partir de la taille  $100 \mu\text{m}$  dans le cas de la busette inclinée, par contre dans le cas de la busette normale sont à partir de  $170 \mu\text{m}$ . Tandis que les petites particules tendent à être dirigées plus facilement par le mouvement liquide vers la sortie du moule

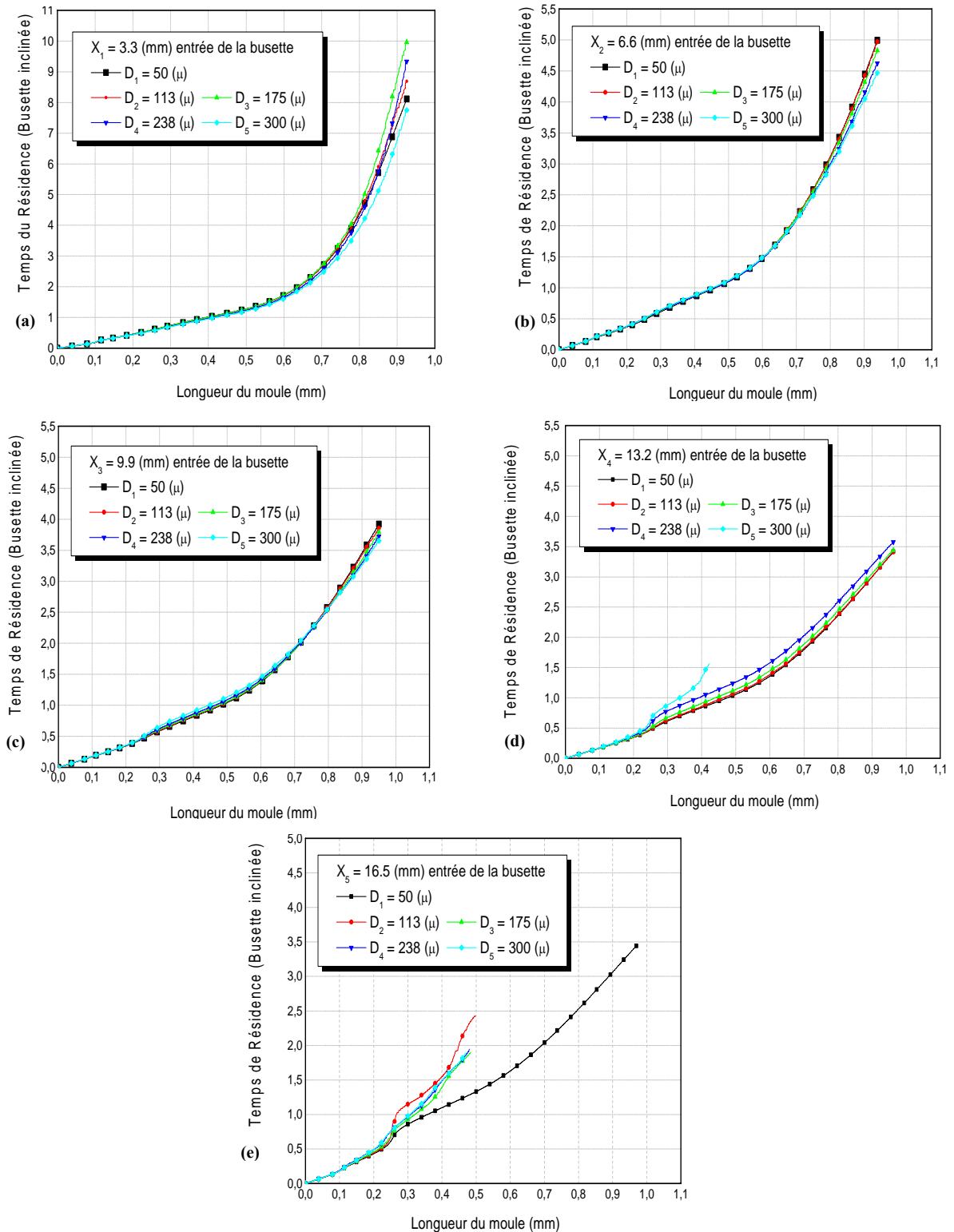


Fig. V.27. Temps de résidence des inclusions d'alumine ( $Al_2O_3$ ) (Cas : busette inclinée)

On a effectué une étude comparative des inclusions d’alumine ( $Al_2O_3$ ) étudiées pour deux formes de busette (normale et inclinée Ai 30°), où on présente pour chaque nombre des particules injectées, les particules piégées et leurs diamètres et celle échappées. Les résultats obtenus de 03 à 300 particules sont déterminés dans le tableau V.2.

Tableau V.2. Etude comparative des inclusions non-métalliques entre deux formes de busette

Nombres	Busette normale			Busette inclinée Ai 30°		
	Échappées	Emprisonnées		Échappées	Emprisonnées	
		N <sup>bre</sup>	Taille		N <sup>bre</sup>	Taille
03 particules	3	0		3	0	
06 particules	5	1	300 µm	5	1	300 µm
09 particules	7	2	170 µm 300 µm	7	2	300 µm
12 particules	10	2	220 µm 300 µm	10	2	300 µm
30 particules	25	5	180 µm 210 µm 240 µm 270 µm 300 µm	24	6	180 µm 210 µm 240 µm 270 µm 300 µm
150 particules	123	27	160 µm 300 µm	120	30	140 µm 300 µm
300 particules	245	55	160 µm 300 µm	241	59	150 µm 300 µm

### V.17. Conclusion

Les résultats obtenus ont permis de constater l’influence de l’inclinaison de la busette sur le champ de température et la structure d’écoulement, ainsi que la comparaison effectuée entre les vitesses de coulée a conduit de choisir la vitesse de 1,2 m/mn comme valeur adéquate dans notre étude. Après avoir étudié les différents modèles de turbulence, on a conclu que les meilleurs résultats sont ceux obtenus par le modèle k-ε standard (par rapport au deux autres modèle k-ε réalisable et RNG) contrairement de ce qui est déjà publié dans la littérature. L’effet de

l'immersion de la busette sur le processus de solidification est très remarquable. La comparaison entre l'acier inoxydable et l'eau donne des résultats des contours de vitesse similaires sauf qu'il y a une petite variation concernant l'énergie cinétique et le taux de dissipation turbulent, donc on peut dire que notre simulation est bien justifiée d'après cette comparaison. A la fin on a présenté le suivi d'un flux des particules d'alumine ( $Al_2O_3$ ) dans deux cas de busette, où on a trouvé que les particules piégées sont celles qui sont proche de la paroi intérieur de la busette et que l'inclinaison de cette dernière fait augmenter le nombre des particules piégées par rapport au cas d'une busette normale.

# CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES

# CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES

Le travail exposé dans cette thèse est majoritairement consacré à la modélisation généralisée du procédé de la coulée continue des aciers. Donc, le but essentiel de ce travail est de pouvoir modéliser ce processus en adaptant le logiciel Fluent pour n'importe quel type d'acier.

La simulation numérique de l'écoulement dans le moule, a permis de prédire et d'étudier les champs dynamiques et thermiques du métal liquide en considérant deux cas de formes de la busette (busette normale ( $A_{s^\circ}$ ) et busette inclinée ( $A_{i^\circ}$ )). L'échange thermique à travers la paroi et la surface libre provoquent des chutes de température plus visibles en s'éloignant de la zone de recirculation. Les résultats obtenus ont montré que la coulée dans un moule ayant une busette inclinée est favorable du point de vue structure d'écoulement et champ de température, le choix de l'angle est pris égale à  $30^\circ$ . Cette étude a montré que la vitesse de coulée a un effet significatif sur la formation d'une croûte solide suffisante permettant de supporter la pression ferrostatique dans la zone de refroidissement secondaire, où on a estimé que la vitesse adéquate pour notre configuration est égale à 1,2 m/mn.

L'écoulement dans la lingotière est turbulent, ce qui conduit à effectuer une comparaison entre trois modèles de turbulence ( $k-\varepsilon$  standard,  $k-\varepsilon$  réalisable, et  $k-\varepsilon$  RNG), les résultats obtenus confirment que le modèle  $k-\varepsilon$  standard est celui qui a donné les résultats les plus convenables.

La comparaison des contours de vitesse a été effectuée entre l'acier liquide et le modèle à eau, on a trouvé que l'écoulement est similaire, sauf qu'il y a une petite variation dans les contours de l'énergie cinétique et le taux de dissipation turbulent.

Pour augmenter la propreté des demi-produits, il est primordial de diminuer le nombre des particules qui accompagnent le mouvement du fluide. Pour cela, on a étudié un flux des particules ayant des diamètres variant entre ( $50\mu\text{m} \leq dp \leq 300\mu\text{m}$ ), où on a constaté que les particules qui peuvent être décantées sont celles qui sont proches de la paroi intérieure de la busette (parce que les lignes de courants à cet endroit sont entraînées par la zone de recirculation), et celles qui sont loin de la paroi intérieure sont orientées vers le bas (la sortie du moule).

Pour conclure, ce travail n'est qu'un premier pas vers la simulation complète du procédé de la coulée continue, mais on espère qu'il peut servir à l'optimisation du procédé. On souhaite que

l'objectif de ce travail ait été atteint et qu'il puisse servir comme outil de réponse à plusieurs problèmes (théoriques et industriels) dans le domaine de la coulée des métaux.

## **Perspectives**

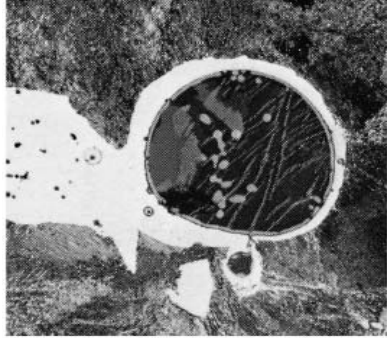
Plusieurs perspectives de recherche restent ouvertes à l'issue de ce travail. Quelques-unes des directions intéressantes à explorer peuvent être les suivantes:

- ✎ La modélisation considérée dans cette thèse a été simplifiée. Cependant, en réalité, les régions liquide- pâteuse- solide ont des comportements différents (VP, EVP), lame d'air, mouvement oscillatoire du moule, présence de laitier venant du ménisque entre la paroi nouvellement formée et la paroi intérieure du moule,...etc. Ceux-ci peuvent être modélisés afin d'obtenir une étude plus réaliste;
- ✎ Étudier la couche de laitier peut être ajoutée à la partie supérieure du moule;
- ✎ Injection du gaz d'argon dans le moule;
- ✎ Étudier les différentes formes des lingotières;
- ✎ Il serait intéressant d'étudier la géométrie du moule en 3D.

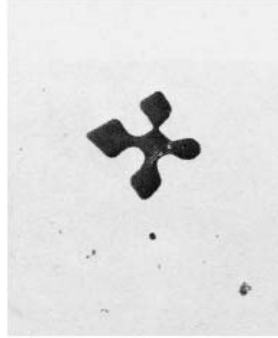
# ANNEXES

# ANNEXES

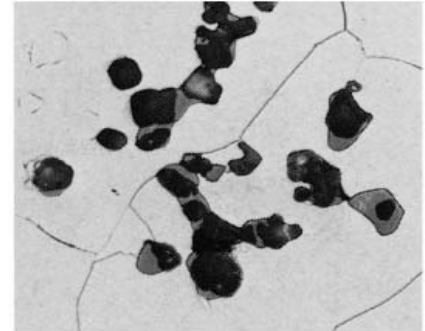
## Annexe A1



Silicate rond vitreux avec globule de sulfure clair en périphérie et début de dévitrification  
 (a) inclusion de silicate complexe, entouré de ferrite blanche, dans un acier dur (1)

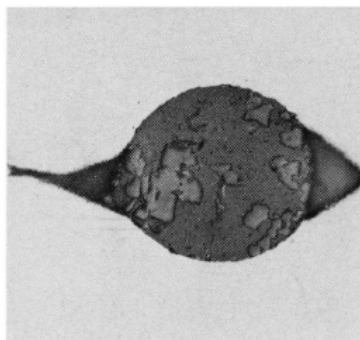


État coulé. Grossissement 1 000  
 (b) inclusion dendritique d'oxyde (Fe, Mn)O dans un acier extra-doux désouffré au manganèse (2)

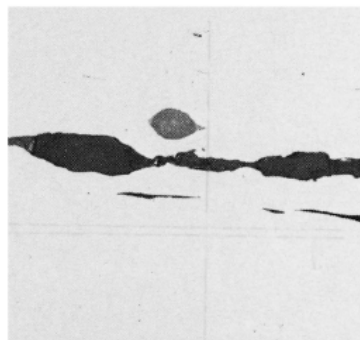


Partie axe-pied d'un lingot de 30t en acier mi-dur. Grossissement 500  
 (c) cristaux anguleux d'alumine (sombres) soudés entre eux par des sulfures clairs (1)

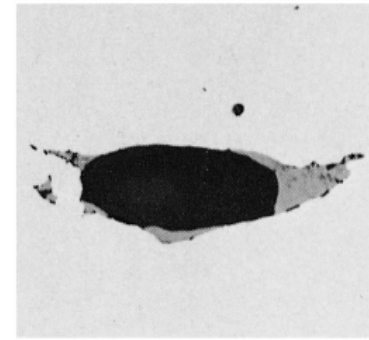
Fig. A.1.1. Forme des inclusions à l'état coupé, Techniques de l'Ingénieur, traité Matériaux métalliques M 220-31



Grossissement 1 000  
 (d) inclusion ronde de silicate vitreux complexe, de type acide, avec deux cavités en pointe de part et d'autre  
 acier à roulement de type 100 C6, état corroyé (2)

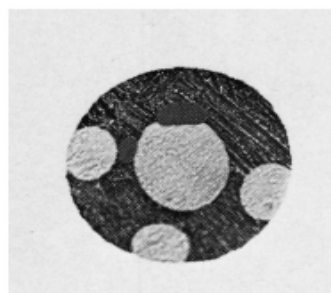


Barre d'acier doux non calmé. Grossissement 500  
 (e) inclusions allongées sombres, contenant des cristaux anguleux d'alumine  
 inclusion ovoïde d'oxyde (Fe, Mn) avec deux pointes claires de sulfure (1)

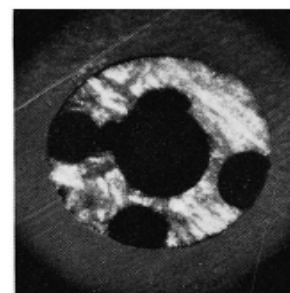


Grossissement 1 000  
 (g) inclusion biphasée : partie ovale MnS, deux pointes de MnTe, dans une barre laminée en acier doux à 0,03 % S et 0,05 % Te (1)

Fig. A.1.2. Influence du corroyage sur les inclusions, Techniques de l'Ingénieur, traité Matériaux métalliques M 220-32



Fond clair  
 Grossissement 1 500



Fond noir

Inclusion globulaire de silicate avec quatre sphérules claires de FeS et deux ovules de MnS dans un lingot d'acier non calmé, brut de coulée. (2)

Fig. A.1.3. Identification des inclusions, Techniques de l'Ingénieur, traité Matériaux métalliques M 220-32

## Annexe A2

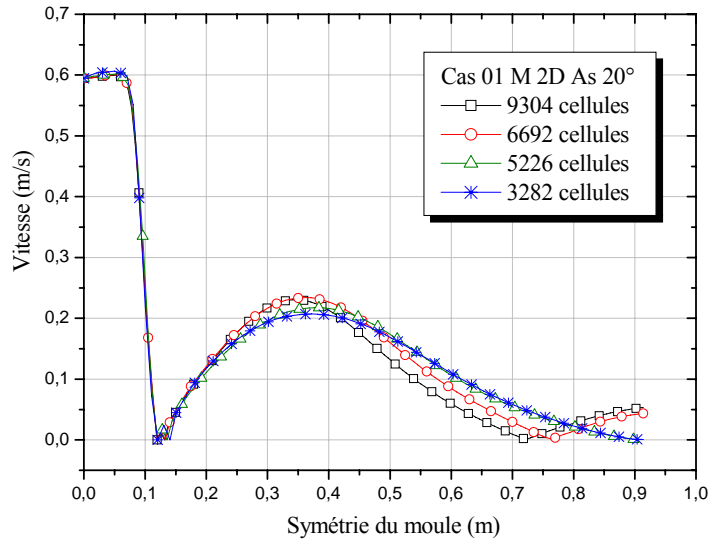


Fig. A.2.1. Test d'indépendance du maillage : Cas 01 2D As 20°, acier inoxydable  $V_c = 1,2\text{m/mn}$

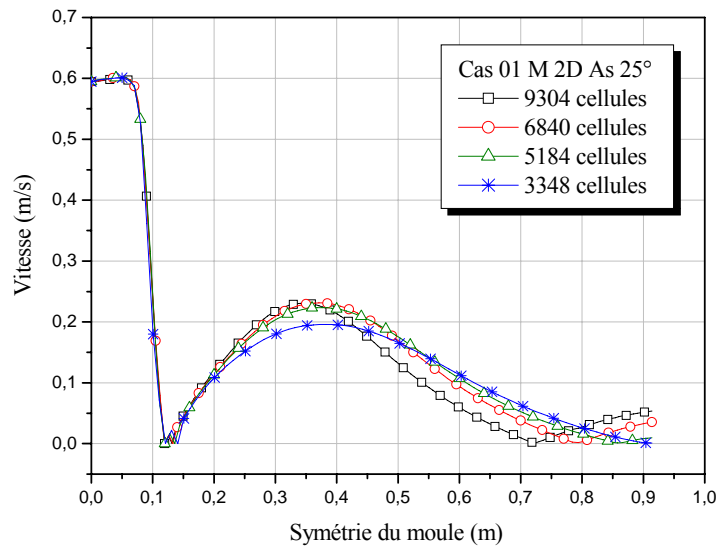


Fig. A.2.2. Test d'indépendance du maillage: Cas 01 2D As 25°, acier inoxydable  $V_c = 1,2\text{m/mn}$

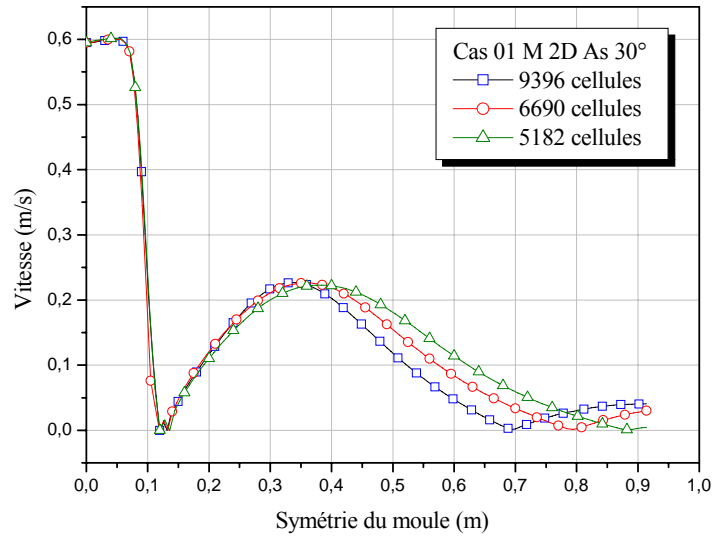


Fig. A.2.3. Test d'indépendance du maillage: Cas 01 2D As 30°, acier inoxydable  $V_c = 1,2\text{m/mn}$

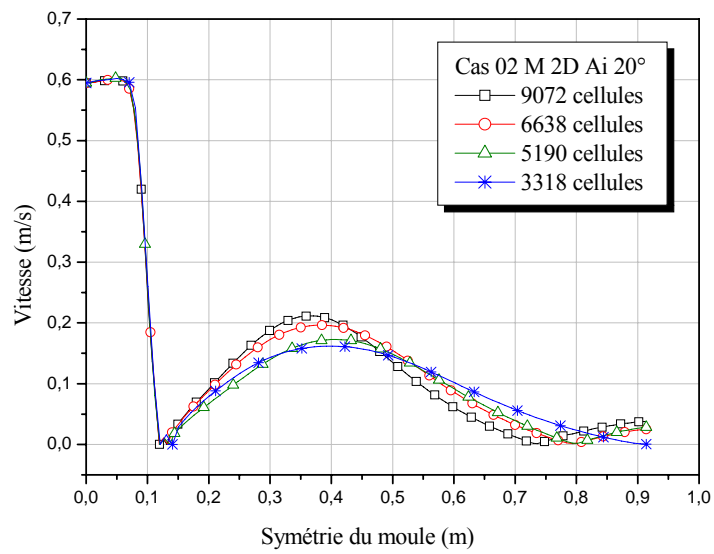


Fig. A.2.4. Test d'indépendance du maillage : Cas 02 2D Ai 20°, acier inoxydable  $V_c = 1,2\text{m/mn}$

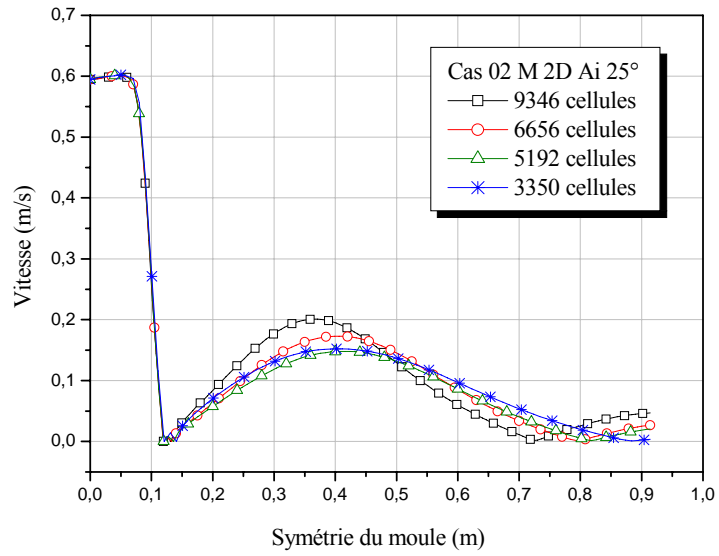


Fig. A.2.5. Test d'indépendance du maillage : Cas 02 2D Ai 25°, acier inoxydable Vc =1,2m/mn

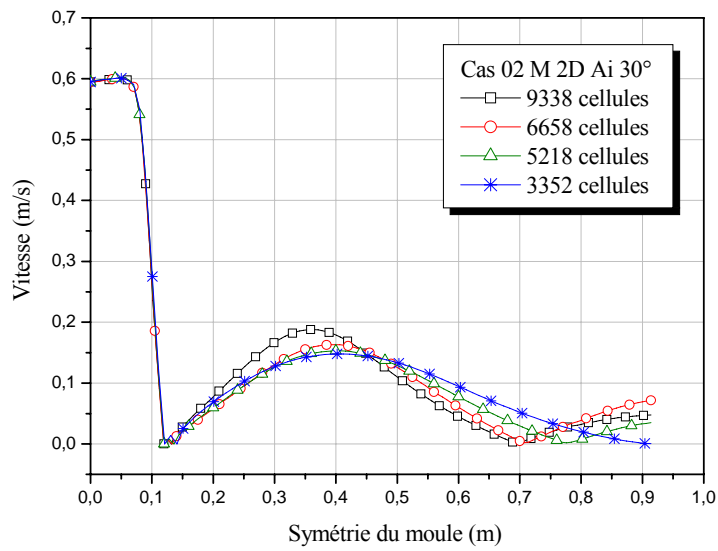


Fig. A.2.6. Test d'indépendance du maillage : Cas 02 2D Ai 30°, acier inoxydable Vc =1,2m/mn

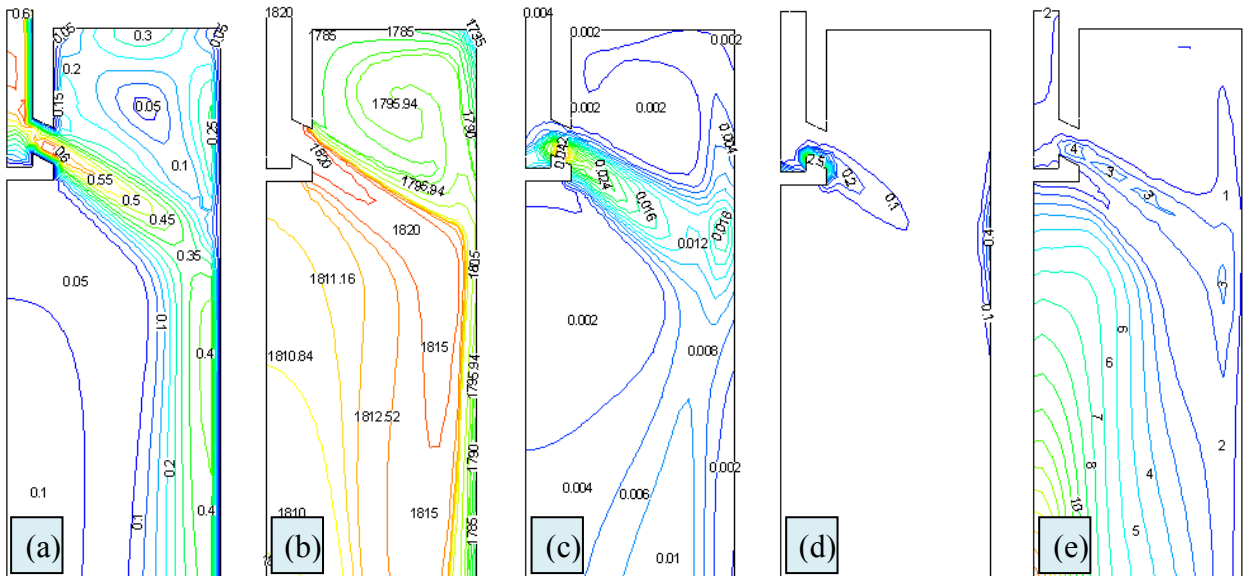


Fig. A.2.8. Acier inoxydable [k- $\epsilon$  réalisable] : (a) Contours de vitesse, (b) Contours de température, (c) l'énergie cinétique turbulente, (d) taux de dissipation turbulent, (e) viscosité turbulente

## Annexe A3

### Différence entre le répartiteur prototype et model

- ✓ Le répartiteur prototype : c'est le répartiteur réel existant dans l'industrie sidérurgique.
- ✓ Le répartiteur model : est un répartiteur type maquette de la même forme que le réel construit en plexiglas pour permettre la visualisation de l'écoulement.



Fig. A.3.1. Le répartiteur model

# REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

# RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- [1] Frédéric Costes, Modélisation thermomécanique tridimensionnelle par éléments finis de la coulée continue d'aciers, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, thèse, 2004.
- [2] Shavkat Kholmatov, "Mathematical Modeling of Particle Inclusion Removals during Continuous Casting of Steel", Thesis, Department of materials science and engineering, Department of numerical analysis and scientific computing, Stockholm, Sweden, 2005.
- [3] J. Szekely and R. T. Yadova: Metall. Mater. Trans., 4 (1973), No. 5, 1979.
- [4] F. M. Najjar, Brian G. Thomas and D. E. Hershey: Metall. Trans. B, 26B (1995), No. 4, 749.
- [5] H. Bai and Brian G. Thomas: "Two phase flow in tundish nozzles during continuous casting of steel", Material Processing in the Computer Age III, V. Voller and H. Henein, eds., TMS Annual Meeting, Nashville, TN, March 12-16, 2000, pp. 85-99.
- [6] X. Huang and Brian G. Thomas: Metallurgical Transactions B, Vol. 24B, No. 2 (April), 1993, pp. 379-393.
- [7] Q. Yuan, S. P. Vanka and Brian G. Thomas, "Large eddy simulations of turbulent flow and inclusion transport in continuous casting of steel", Department of Mechanical and Industrial Engineering, University of Urbana-Champaign, USA.
- [8] S. Sivaramakrishnan, Brian G. Thomas and S. P. Vanka, "Large eddy simulation of turbulent flow in continuous casting of steel", Material Processing in the Computer Age III, 2000, pp. 189-198.
- [9] M. Iguchi, H. Kawabata, T. Ogura, A. Hayashi and Y. Terauchi: ISIJ International, Vol. 36 (1996), Supplement, pp. S190-S193.
- [10] D. Gupta, S. Chakraborty and A. K. Lahiri, "Asymmetry and oscillation of the fluid flow pattern in a continuous casting mould: a water model study", ISIJ International, Vol. 37 (1997), No. 7, pp.654- 658.
- [11] Yeon-Ho, Ho, Chi-Huang Chen, and Weng-Sing Hwang: "Analysis of molten steel flow in slab continuous caster mold", ISIJ International, Vol. 34 (1994), No. 3, pp. 255-264.
- [12] B. Kiflie and Dr.-Ing. Demiss Alemu, "Thermal analysis of continuous casting", ESME 5th Annual Conference on Manufacturing and Process Industry, September 2000.
- [13] A.Boudjabi "Modélisation de l'écoulement biphasique dans un réacteur métallurgique", Université Mentouri Constantine, département de génie mécanique thèse, 2010
- [16] D. Ameing, "The pivotal nature of continuous casting in the steel industry", Dr. Manfred Wolf Symposium-Innovation and Excellence in Continuous Casting, Zurich, Switzerland, May 2002, pp 2-14.
- [15] J. F. King," Global steel industry analysis-Iron &Steel industry production reports from the ISSB", ISSB monthly world, I & S review, 2006.
- [17] Marc Henri, Modélisation 3D par éléments finis du refroidissement primaire lors de la coulée continue d'aciers, thèse, l'école nationale supérieure des mines de paris, 2009.
- [18] Brian G. Thomas, Continuous Casting of Steel, Chapter 15 in Modeling for Casting and Solidification Processing, O.Yu, editor, Marcel, Dekker, New York, 2001, pp. 499-540.

- [19] B.G. Thomas, "Continuous casting modeling", The Encyclopedia of advanced Materials, Pergamon Elsevier Science Ltd., Oxford, UK, Vol.2, 2001, pp8.
- [20] Jeanne Choné, Coulée continue de l'acier - Aspects métallurgiques, Référence M7810 Date de publication : 10 juin 2004.
- [21] Sylvain Peruzzi, (2000) " Simulation numérique du comportement thermomécanique de pièces réfractaires de coulée continue", thèse de doctorat, université de limoges spécialité : matériaux céramiques
- [22] F. D. Najjar, "Finite-Element Modeling of Turbulent Fluid Flow and Heat Transfer through Bifurcated Nozzles in Continuous Steel Slab Casters" (MSc. Thesis, University of Illinois at Urbana-Champaign, 1990.
- [23] R. Kraemer, J. Y. Lamant, M. Larrecq, P. Rabier, Comportement mécanique de la brame dans la zone de refroidissement secondaire d'une machine de coulée continue d'acier, Rapport interne, IRSID, UNIREC, 1986.
- [24] Alban Heinrich, Modélisation thermomécanique de la coulée continue d'acier en deux dimensions, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, thèse, 2003
- [25] Brian G. Thomas and Lifeng Zhang, 2001, Mathematical Modeling of Fluid Flow in Continuous Casting, ISIJ International, Vol. 41, No. 10, pp. 1181–1193.
- [26] Quan Yuan, Brian G. Thomas, and S.P. Vanka, 2004. Study of Transient Flow and Particle Transport in Continuous Steel Caster Molds: Part I. Fluid Flow, Metallurgical and materials transactions B, Volume 35B, Pages 685-702.
- [27] Shavkat K., Shigeo T., Lage J., Pär J., Shinichiro Y, 2007. Development of Flow Field and Temperature Distribution during Changing Divergent Angle of the Nozzle When Using Swirl Flow in a Square Continuous Casting Billet Mould, ISIJ International. Volume: 47, Issue: 1, Pages: 80-87.
- [28] Y. Ho, C. Chen and W. Hwang: ISIJ Int., 34 (1994), No. 3, 255.
- [29] P. J. Zasowski and D.J. Sosinski, "Control of heat removal in the continuous casting mold" Steelmaking conference proceedings, ISS, Vol. 73, 1990, pp. 253-259.
- [30] W. H. Emling and S. Dawson, "Mold Instrumentation for breakout detection and control" steelmaking conference proceedings, ISS, Vol. 74, 1991, pp. 197-217.
- [31] Joseph Farhi, Coulée continue de l'acier, Données physiques et métallurgiques , M 7810, Techniques de l'Ingénieur, traité Matériaux métalliques.
- [32] M. Burty,(1998)"Inertage et écoulement des jets d'acier dans les busettes de coulée continue" rapport final, IRSID CECA 7210.CA/328 Rapport final, p43.ISBN92828-5148-6
- [33] Annick Pokorny, Jean Pokorny, Inclusions non métalliques dans l'acier, M 220, Techniques de l'Ingénieur, traité Matériaux métalliques.
- [34] Fahri (J.). – Coulée continue de l'acier. M 7 810 juil. 1989 Techniques de l'Ingénieur traité Matériaux métalliques.
- [35] S. K. Choudhary and D. Mazumdar: Steel Res., 66 (1995), No. 5, 199.
- [36] Yuji Miki and Shuji Takeuchi , Internal Defects of Continuous Casting Slabs Caused by Asymmetric Unbalanced Steel Flow in Mold, ISIJ International, Vol. 43 (2003), No. 10, pp. 1548–1555.

- [37] Plöckinger (E.) et Wahlster (M.). – Untersuchungen über die Bildung und Abscheidung von Desoxydationsprodukten. Stahl u. Eisen (D) 80 1960 p. 659-69.
- [38] Brian G. Thomas, Alex Dennisov, and Hua Bai (1997) “Behavior of Argon Bubbles during Continuous Casting of Steel ISS 80th Steelmaking Conference, Chicago, IL, ISS, Proceedings pp. 375-384.
- [39] Y. Ho, and W. Hwang: ISIJ Int., 36 (1996), No. 8, 1030. M. Rappaz, M. Deville.
- [40] C.A.Pinheiro, et al., Mold flux for continuous casting of steel, keeping current I, part I, iron and steelmaker, 1994 (October) : pp. 55-56.
- [41] Pooja Bhardwaj, Characterization of carbonaceous materials with respect to mold powder design for continuous casting of steel, Master of applied science, departement of materials science and engineering, University of Toronto, 2007.
- [42] Danny R.P.Singh, Characterization of carbons and its application to mold powder technology, Master of applied science, departement of materials science and engineering, University of Toronto, 2005.
- [43] V. Yakhot and S. A. Orszag. Renormalization Group Analysis of Turbulence: I. Basic Theory. Journal of Scientific Computing, 1(1):1-51, 1986.
- [44] T.-H. Shih, W. W. Liou, A. Shabbir, and J. Zhu. A New  $k-\epsilon$  Eddy-Viscosity Model for High Reynolds Number Turbulent Flows - Model Development and Validation. Computers Fluids, 24(3):227-238, 1995.
- [45] M. Bellet. Modélisation numérique en science et génie des matériaux, volume Traité des Matériaux, tome 10. Presses Polytechniques et Universitaires Romandes, 1998.
- [46] O. Jaouen. Modélisation Tridimensionnelle par éléments finis pour l’analyse thermomécanique du refroidissement des pièces - moules. Thèse de doctorat, École Nationale Supérieure des Mines de Paris, 1998.
- [47] F. Decultieux. Caractérisation du comportement thermomécanique d’alliages de fonderie pendant la solidification : application à la prédiction des défauts de rupture et à la modélisation des transferts de chaleur entre pièces et outils. Thèse de doctorat, École Nationale Supérieure des Mines de Paris, 1996.
- [48] P. Vicente-Hernandez. Vers une approche thermomécanique du procédé de fonderie : caractérisation rhéologique et microstructurale d’alliages métalliques à l’état semi-solide. Thèse de doctorat, École Nationale Supérieure des Mines de Paris, 1994.
- [49] M. Olivier Cerri, Rupture a chaud dans les aciers au cours de leur solidification, école des Mines de Paris, thèse, 2007.
- [50] S. A. Morsi and A. J. Alexander. An Investigation of Particle Trajectories in Two-Phase Flow Systems. J. Fluid Mech., 55(2):193-208, September 26 1972.
- [51] A. Haider and O. Levenspiel. Drag Coefficient and Terminal Velocity of Spherical and Nonspherical Particles. Powder Technology, 58:63-70, 1989.
- [52] H. Ounis, G. Ahmadi, and J. B. McLaughlin. Brownian Diffusion of Submicrometer Particles in the Viscous Sublayer. Journal of Colloid and Interface Science, 143(1):266-277, 1991.
- [53] Y. Ho, and W. Hwang: ISIJ Int., 36 (1996), No. 8, 1030.

- [54] J.Sengupta, H. Shin, BG Thomas, et al, Acta Mat., Vol. 54, 2006, pp.1165.
- [55] Bellaouar A, Kholai O, Valentin P (2005) Modélisation numérique du processus derefroidissement d'une brame d'acier inoxydable coulée en continue, Buletinul institutului politehnic din IASI, Tomul LI (LV), Fasc. 3-4.
- [56] Peeyush agarwal , swarup kumar mahapatra, Simulation of heat transfer phenomenon in furnace using fluent-gambit, Department of Mechanical Engineering- National Institute of Technology Rourkela, Roll no: 10503026, 2009.
- [57] Brian G. Thomas, Quan Yuan, Bin Zhao, and S. Pratap Vanka, "Transient Fluid-Flow Phenomena in the Continuous Steel-Slab Casting Mold and Defect Formation" JOM, 2006.
- [58] K.S. Rajeev, P.Amitava and A. K. Ray: 'Modelling of flow behaviour in continuous casting tundish', Scandinavian Journal of Metallurgy, (2003), 32,137–146.