



Ministère de l'enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique

Université de Monastir

École Nationale d'Ingénieurs de Monastir

Année Universitaire 2021/2022



## THESE DE DOCTORAT

---

# Etude des propriétés physiques et thermiques des sables de moulage et de l'interface moule-métal : cas de la fonderie de fonte

---

Présentée à

L'ÉCOLE NATIONALE D'INGÉNIEURS DE MONASTIR

Pour obtenir le grade de

**DOCTEUR**

Spécialité : Génie Mécanique

Par

**Dorsaf KHALIFA**

Ingénieur diplômé en Génie Mécanique

Soutenue le 28/09/2022 devant le jury composé de :

M Tarek BOURAOUI

M Walid HASSEN

M Mohamed Ali TARRES

M Tarek BEN AMEUR

M Foued MZALI

Professeur à L'ENIM

Maître de Conférences à L'ENIM

Professeur à L'ISSAT So

Professeur à L'ENIM

Professeur à L'ENIM

Président

Rapporteur

Rapporteur

Examineur

Directeur de thèse



Laboratoire d'Etudes des Systèmes  
Thermiques et Energétiques (LESTE)

# *Dédicace*

*A mes chers parents*

*A mes chers frères*

*A mon cher oncle*

*A la mémoire de mes grandes mères*

*A tous les membres de ma famille*

*A mes amies*

# *Remerciements*

Tout d'abord, je tiens à remercier Dieu, le tout puissant et miséricordieux, qui m'a donné la force, l'intelligence et la patience d'accomplir ce travail de thèse.

J'adresse mes sincères remerciements à Monsieur le Professeur Foued Mzali, Directeur de ma thèse, qui m'a fait partager ses brillantes intuitions. Qu'il soit aussi remercié pour sa gentillesse, sa disponibilité permanente, ses conseils pertinents, son suivi, sa confiance et pour les nombreux encouragements qu'il m'a prodigués.

J'exprime ma gratitude à Monsieur Tarek Bouraoui, Professeur à l'ENIM d'avoir accepté d'être président de mon jury. De même, je gratifie Monsieur Mohamed Ali Tarres, Professeur à l'ISSAT Sousse, Monsieur Walid Hassan, Maître de Conférences à l'ENIM et Monsieur Tarek Ben Ameer, Professeur à l'ENIM, pour leur disponibilité et d'avoir accepté de faire partie de mon jury de thèse.

Je remercie tout particulièrement Monsieur Yves Jannot, Ingénieur de recherche au Laboratoire d'Energétique et de Mécanique Théorique et Appliquée (LEMTA) de l'Université de Lorraine, de m'avoir chaleureusement accueilli au sein de son laboratoire et de m'avoir guidé à l'aide de ses conseils pratiques, sans oublier Monsieur Alain DEGIOVANNI pour ses remarques et conseils.

J'adresse également mes plus sincères remerciements à Monsieur Khaled Bayahi, Directeur Général de la fonderie TUNICAST, à Monsieur Chokri Chouaib, Directeur Maintenance, à tous les membres du bureau Méthode et Industrialisation et à toutes les personnes qui ont contribué de près ou de loin de à la réalisation de ce travail.

En outre, je remercie tous les membres du laboratoire LESTE de l'Université de Monastir de m'avoir accueilli pendant mes années de thèse.

Enfin, les mots me manquent pour exprimer ma gratitude et mes remerciements à mes très chers parents pour leur soutien et leur patience, à mes chers frères et à toute ma famille.

# Publications Scientifiques

## Articles impactés :

[A1] **Dorsaf KHALIFA**, Yves JANNOT, Alain DEGIOVANNI, Foued MZALI, “Thermophysical characterization of mould materials using parallel hot wire and needle probe methods at high temperatures,” International Journal of Thermal Sciences, vol. 179, 2022. (IF : 4.779)

[A2] Yves JANNOT, **Dorsaf KHALIFA**, Léa PENAZZI, Alain DEGIOVANNI, “Thermal conductivity measurement of insulating materials up to 1000 °C with a needle probe,” Review of Scientific Instruments, vol. 92, 2021. (IF : 1.84)

## Articles indexés :

[A3] **Dorsaf KHALIFA**, Foued MZALI, “Optimal Experiment Design for the Identification of the Interfacial Heat Transfer Coefficient in Sand Casting,” Fluid Dynamics and Materials Processing, vol 18, 2022.

## Chapitres indexés Scopus:

[Ch1] **Dorsaf KHALIFA**, Foued MZALI, “Thermophysical characterization of moulding sands using THB method,” Design and Modeling of Mechanical Systems -V- CMSM 2021, Lecture Notes in Mechanical Engineering. Springer, pp 734-742, 2023

## Communications:

[C1] **Dorsaf KHALIFA**, Foued MZALI, “Identification de la chaleur latente et de la fraction solide au cours de la solidification de la fonte EN GJS600, COTUME’2020, Hammamet - Tunisia

[C2] **Dorsaf KHALIFA**, Foued MZALI, “Etude de l’identifiabilité des propriétés thermo-physiques et du coefficient de transfert de chaleur d’un moule en sable à vert durant la solidification de l’aluminium,” COTUME’2017, Hammamet - Tunisia

## *Résumé*

Dans la pratique de la fonderie de fonte, les processus de remplissage et de solidification dépendent fortement des propriétés thermo-physiques du moule et du métal. En outre, il est bien connu que la simulation numérique de ces deux processus permet de prédire les défauts de moulage. En effet, tous les paramètres d'entrée de la simulation doivent être bien définis tels que : les propriétés thermiques du moule et du métal ainsi que les conditions aux limites. Le travail présenté dans ce manuscrit a comme objectif global, l'identification des propriétés de la fonte et du moule en vue d'améliorer la qualité des pièces moulées. Pour ce faire, une méthode analytique a été développée pour la détermination de la chaleur latente et la fraction solide de la fonte EN-GJS600 en partant d'un essai d'analyse thermique. Ces deux paramètres ont été utilisés dans un modèle thermique direct qui traite la solidification de la fonte dans un godet associé à une méthode inverse pour l'identification des coefficients de transferts de chaleur. D'autre part, un modèle numérique de transfert de chaleur avec changement de phase lors de la solidification d'une plaque en fonte dans un moule en sable, a été développé. A travers une démarche de conception optimale des expériences nous avons pu déterminer la position optimale de mesure de la température dans le sable et l'épaisseur optimale de la plaque dans le but d'identifier le coefficient de transfert de chaleur à l'interface moule/fonte.

Ces modèles numériques nécessitent la connaissance des propriétés thermiques du moule en sable. Nous avons alors analysé, par la méthode du pont chaud (THB), la variation de la conductivité thermique du sable à vert en fonction de ses propriétés physiques à température ambiante. Ces derniers ont montré leurs effets sur la qualité des produits moulés. En utilisant la méthode de la sonde à aiguille (NP) et la méthode du fil chaud parallèle (PHW), nous avons déterminé la conductivité thermique et la capacité thermique volumique de deux types de sable de moulage en fonction de la température.

Mots Clés : Analyse thermique, caractérisation thermique, coefficient de transfert de chaleur, défaut de moulage, fonte, méthode inverse, sables de moulage, simulation numérique.

## *Abstract*

In the practice of iron casting, the filling and solidification processes are highly dependent on the thermophysical properties of the mould and the metal. Furthermore, it is well known that numerical simulation of these two processes allows the prediction of casting defects. Indeed, all the input parameters of the simulation must be well-defined, such as the thermal properties of the mould and the metal as well as the boundary conditions. The work presented in this manuscript has, as a global objective, the identification of the properties of the cast iron and the mould in order to improve the quality of the castings. To achieve this, an analytical method has been developed for the determination of the latent heat and the solid fraction of the EN-GJS600 cast iron, based on a thermal analysis test. These two parameters were used in a direct thermal model that treats the solidification of the cast iron in a Quick cup, associated with an inverse method for the identification of heat transfer coefficients. On the other hand, a numerical model of the heat transfer with phase change during the solidification of a rectangular cast iron plate in a sand mould was developed. Through an optimal experiment design approach, we have determined the optimal position of temperature measurement in the sand and the optimal thickness of the plate in order to identify the interfacial heat transfer coefficient.

These numerical models require knowledge of the thermal properties of the sand mould. We have then analyzed, using the hot bridge method (THB), the variation of the thermal conductivity of the green sand as a function of its physical properties at room temperature. These showed their effects on the quality of the moulded products. Using the needle probe (NP) method and the parallel hot wire (PHW) method, we have determined the thermal conductivity and volume heat capacity of two types of moulding sand as a function of temperature.

Keywords: Thermal analysis , Thermal characterization, heat transfer coefficient, casting defect, cast iron, inverse method, moulding sands, numerical simulation.

# Sommaire

<b>Introduction générale</b> .....	<b>1</b>
<b>Chapitre 1 : Etat de l'art sur la fonderie de fonte et sables de moulage</b> .....	<b>4</b>
1.1. Introduction .....	5
1.2. Généralités : Fonderie et Moulage.....	5
1.3. Les étapes de production dans une fonderie .....	7
1.3.1. Préparation de sable .....	7
1.3.1.1. Sable à vert .....	7
1.3.1.2. Sable de noyaux.....	8
1.3.2. Préparation du moule .....	8
1.3.3. Préparation du métal.....	9
1.3.4. Remplissage et solidification .....	10
1.3.5. Décochage .....	11
1.3.6. Parachèvement. ....	12
1.3.6.1. Grenailage.....	12
1.3.6.2. Ebarbage .....	13
1.4. Les sables de fonderie.....	14
1.4.1. Exigences d'un bon sable de moulage.....	14
1.4.2. Sable de base .....	15
1.4.3. Ingrédients des sables de moulage .....	18
1.4.3.1. Liants .....	18
1.4.3.2. Eau .....	23
1.4.3.3. Additifs .....	23
1.4.3.4. Additifs de démoulage.....	24
1.5. Les fontes.....	24
1.5.1. Les types de fonte.....	25
1.5.1.1. Fonte grise (fonte à graphite lamellaire GJL).....	25
1.5.1.2. Fonte ductile (à graphite sphéroïdal GJS) .....	26
1.5.1.3. Fonte blanche et fonte malléable .....	27

1.5.1.4.	Fonte à graphite vermiculaire .....	28
1.6.	Contrôle des fontes .....	29
1.7.	Contrôle des pièces moulées.....	31
1.8.	Simulation numérique en fonderie .....	31
1.8.1.	Les étapes de la simulation numérique .....	31
1.8.2.	Le modèle thermique.....	32
1.8.3.	Les paramètres du modèle thermique.....	33
1.8.3.1.	Identification des propriétés thermo-physiques du moule.....	33
1.8.3.2.	Identification du coefficient de transfert de chaleur à l'interface moule/métal....	34
1.9.	Conclusion .....	34
<b>Chapitre 2: Dispositifs et méthodes utilisés pour la caractérisation des sables et des fontes.....</b>		<b>36</b>
2.1.	Introduction .....	37
2.2.	Les essais de contrôle des caractéristiques de sable .....	37
2.2.1.	Mesure de la Teneur en eau.....	37
2.2.2.	Mesure de l'aptitude au serrage (compressibilité) .....	37
2.2.3.	Mesure de la perméabilité .....	39
2.2.4.	Mesure de la résistance à la compression.....	40
2.2.5.	Mesure de la teneur en argile active.....	41
2.2.5.1.	Principe de la méthode .....	41
2.2.5.2.	Calcul de la valeur de l'argile active .....	42
2.2.6.	Analyse granulométrique .....	43
2.2.7.	Perte au feu.....	45
2.3.	Contrôle des caractéristiques de la fonte .....	45
2.3.1.	Analyse thermique.....	45
2.3.2.	Analyse chimique .....	46
2.4.	Les essais de caractérisation thermo-physique.....	47
2.4.1.	Méthode du pont chaud (THB) .....	48
2.4.1.1.	Principe de la méthode .....	49
2.4.1.2.	Modèle analytique .....	50
2.4.2.	Méthode de la sonde à aiguille et du fil chaud parallèle .....	53

2.4.2.1.	Fil chaud parallèle .....	56
2.4.2.2.	Méthode de la sonde à aiguille (NP) : .....	57
2.4.2.3.	Estimation des paramètres .....	58
2.5.	Identification des paramètres par méthode inverse .....	60
2.5.1.	Principe de la méthode .....	60
2.5.2.	Critères d'arrêt.....	61
2.5.3.	Intervalle de confidentialité.....	62
2.5.4.	Utilisation des méthodes inverses en fonderie .....	62
2.6.	Conclusion .....	63
<b>Chapitre 3 : Modélisation numérique de la solidification de la fonte et identification des coefficients de transfert de chaleur.....</b>		<b>65</b>
3.1.	Introduction .....	66
3.2.	Identification des propriétés métallurgiques et thermiques durant la solidification de la fonte EN-GJS600 dans un godet .....	66
3.2.1.	Détermination de la chaleur latente et de la fraction solide .....	66
Une procédure robuste pour la détermination analytique de la chaleur latente et de la fraction solide est proposée par Stefanescu [31]. .....		66
3.2.1.1.	Modèle analytique .....	66
3.2.1.2.	Identification de la chaleur latente et de la fraction solide de la fonte EN-GJS600.....	68
3.2.2.	Modèle numérique et problème inverse .....	70
3.2.2.1.	Méthodologie.....	70
3.2.2.2.	Résultats de simulation.....	72
3.2.3.	Méthode inverse utilisée pour l'identification des coefficients de transfert de chaleur par convection et rayonnement .....	74
3.2.3.1.	Analyse de sensibilité .....	74
3.2.3.2.	Identification des paramètres.....	76
3.3.	Conception optimale des expériences pour l'identification du coefficient de transfert de chaleur à l'interface moule/métal .....	79
3.3.1.	Modèle numérique.....	80
3.3.1.1.	Méthodologie de la simulation numérique .....	80

3.3.1.2.	Analyse de sensibilité .....	81
3.3.1.3.	Identification de l'IHTC .....	82
3.4.	Conclusion .....	86
<b>Chapitre 4 :</b>	<b>Etude des propriétés physiques et thermiques des sables de moulage.....</b>	<b>88</b>
4.1.	Introduction .....	89
4.2.	Etude de l'effet de la variation des caractéristiques du sable à vert sur la qualité des produits moulés.....	89
4.2.1.	Etude de la qualité de l'article M2956/57 .....	89
4.2.2.	Problématique et démarche .....	91
4.2.3.	Etude des caractéristiques du sable à vert en fonction de la teneur en eau et de l'argile active .....	92
4.2.4.	Résultat de suivi de la production de l'article M2956/57 .....	97
4.3.	Etude des propriétés thermiques du sable à vert en fonction ses caractéristiques physiques .....	101
4.3.1.	Préparation des échantillons.....	101
4.3.2.	Résultats et discussions .....	102
4.4.	Caractérisation thermique des sables de moulage en fonction de la température .....	104
4.4.1.	Préparation des échantillons .....	105
4.4.2.	Dispositif de mesure.....	106
4.5.	Méthode d'estimation.....	107
4.6.	Résultats et discussions .....	110
4.7.	Conclusion.....	117
	<b>Conclusion générale.....</b>	<b>120</b>
	<b>Références bibliographique .....</b>	<b>123</b>
	<b>Annexe .....</b>	<b>130</b>

## Liste des figures

Figure 1.1 : Composant du moule .....	6
Figure 1.2 : Exemple d'une empreinte (partie inférieure du moule) avec les noyaux .....	9
Figure 1.3: Four de fusion .....	10
Figure 1.4: Remplissage de la poche de transfert.....	10
Figure 1.5: Remplissage de poche de coulée .....	10
Figure 1.6: Remplissage du moule .....	11
Figure 1.7: Exemple des pièces après décochage et avant parachèvement.....	11
Figure 1.8: Grenaille .....	12
Figure 1.9: Exemple des pièces après l'opération de grenailage .....	12
Figure 1.10: Schéma explicatif de la chaîne de parachèvement .....	13
Figure 1.11 : Opération d'ébarbage.....	13
Figure 1.12: Pièce après la peinture .....	13
Figure 1.13 : Dilatation thermique de la silice[1] .....	17
Figure 1.14 : Structure d'une feuille d'argile .....	19
Figure 1.15: Diagramme de phase Fer-carbone[26].....	25
Figure 1.16: Micrographies optiques de la fonte grise [25]. .....	26
Figure 1.17 : Micrographies optiques de la fonte à graphite sphéroïdal (ductile) .....	26
Figure 1.18 : Micrographies optiques de la fonte : (a) Fonte blanche (b) Fonte malléable .....	28
Figure 1.19 : Micrographies optiques de la fonte à graphite compacté .....	29
Figure 1.20 : Courbe de refroidissement de la fonte EN-GJL-300 .....	30
Figure.2.1: Dessiccateur infrarouge .....	37
Figure 2.2: Principe de l'essai de l'aptitude au serrage .....	38
Figure 2.3: Dispositif de mesure de l'aptitude au serrage.....	38
Figure 2.4 : Essai de perméabilité, (a)Principe de l'essai, (b) Perméamètre .....	40
Figure 2.5: Essai de la résistance à la compression : a)Principe de l'essai.....	41
Figure 2.6 : Bac à ultrasons .....	42
Figure 2.7 : Agitateur magnétique et burette graduée .....	42
Figure 2.8 : Exemple de mesure de rétention de bleu de méthylène .....	42
Figure 2.9 : Répartition granulométrique de sable de moulage .....	44
Figure 2.10: Tamiseuse .....	44
Figure 2.13: Essai de perte au feu .....	45
Figure 2.14: Essai d'analyse thermique .....	46
Figure 2.13: Essai d'analyse chimique : a) spectrométrie par étincelle .....	47
Figure 2.14 : Les essais de caractérisation thermo-physique .....	48
Figure 2.15 : Capteur THB.....	49

Figure 2.16 : Circuit du capteur THB .....	50
Figure 2.17: Dispositif expérimental de la méthode THB .....	50
Figure 2.18 : Tension en fonction du temps.....	51
Figure 2.19: Tension en fonction de $\ln(t)$ .....	52
Figure 2.20: Evolution de la pente instantanée en fonction du temps.....	53
Figure 2.21: Représentation schématique du dispositif .....	55
Figure 2.22: Modèle géométrique de la gaine.....	55
Figure 2.28: Représentation de la courbe expérimentale de la variation de température et de la ligne droite du modèle de NP2.....	60
Figure 3.1 : Air entre les deux courbes de dérivée première et seconde.....	67
Figure 3.2 : Courbe de refroidissement, ses dérivées et la courbe zéro .....	69
Figure 3.3: Variation de la fraction solide .....	70
Figure 3.4: modèle géométrique : a) en 3D, b) en 2D simplifié utilisé dans la simulation.....	71
Figure 3.5 : Maillage triangulaire.....	72
Figure 3.6: Distribution de la température durant la solidification de la fonte à $t=201s$ .....	73
Figure 3.7 : Courbes expérimentale et numériques de la fonte EN-GJS600et les résidus d'estimation.....	73
Figure 3.8 : Courbes expérimentale de la fonte EN-GJS600, la réponse du modèle numérique 2 et les résidus d'estimation .....	74
Figure 3.9: Sensibilité réduite de la température de refroidissement aux paramètres : $h_1, h_2, h_3,$ $\epsilon_1, \epsilon_2$ .....	75
Figure 3.10: Erreurs d'estimation des différents paramètres .....	77
Figure 3.11: Courbe de refroidissement numérique avec les paramètres identifiées, $J=755.71$ et les résidus d'estimation.....	78
Figure 3.12 : Résidus d'estimation avant et après l'identification .....	79
Figure 3.13: Modèle numérique .....	80
Figure 3.14 : Maillage de la géométrie de type triangulaire .....	81
Figure 3.15 : Sensibilités en fonction du temps .....	81
Figure 3.16 : Erreurs calculées pour l'algorithme MC .....	84
Figure 3.17 : Variation de l'erreur d'identification .....	86
Figure 4.1 : Défaut d'abreuvement.....	90
Figure 4.2: trompette en fonte EN- GJL-300 .....	90
Figure 4.3: Répartition granulométrique de sable de silice.....	91
Figure 4.4: Variation de l'AS en fonction de H et AA .....	94
Figure 4.5: Photo réelle d'un échantillon de sable compacté(X45) .....	94
Figure 4.6: Variation de Rc en fonction de H et AA.....	95

Figure 4.7: Variation de la perméabilité en fonction de H et AA .....	96
Figure 4.8: Demi-moule de l'article M2956/57 .....	97
Figure 4.9 : variation de l'aptitude au serrage des moules durant les trois journées et le niveau de gravité de défaut des pièces associées à chaque moule.....	98
Figure 4.10: Etat de surface des pièces .....	99
Figure 4.11 : Diagramme aptitude au serrage-teneur en eau.....	100
Figure 4.12: Dispositif expérimental de la méthode THB .....	101
Figure 4.13: Fabrication des éprouvettes de caractérisation par THB. ....	102
Figure 4.14 : Variation de la conductivité thermique en fonction des caractéristiques de sable : a) en fonction de H, b) en fonction de l'AS, c) en fonction de p. ....	103
Figure 4.15 : Représentation schématique d'un mélange insaturé de bentonite et de sable[105] .....	104
Figure 4.16: moule en bois Figure 4.17: Echantillons de sable à vert .....	105
Figure 4.18: Représentation schématique du dispositif .....	106
Figure 4.19: Echantillons de sable à prise chimique avec des rainures .....	107
Figure 4.20 : Echantillons assemblés avec la sonde.....	107
Figure 4.21: Echantillons dans le four.....	107
Figure 4.22: a) Modèle géométrique, b) Maillage de la géométrie, c) Exemple de champ de température calculé avec COMSOL .....	108
Figure 4.23: Evolution de la température simulé sur COMSOL par les modèles quadripolaires (NP1 (a), PHW 1(b)) et les résidues×10 à T=1000 °C.....	109
Figure 4.24: Courbes numériques et expérimentales de l'évolution de la température en fonction du temps avec les résidus d'estimation × 10 .....	110
Figure 4.25: Conductivité thermique du sable à prise chimique.....	112
Figure 4.26: Propriétés thermique du sable à prise chimique exprimé par PHW1 pour les deux cycles.....	113
Figure 4.27: a) Conductivité thermique du sable à vert, b) propriétés thermique du sable à vert exprimé par PHW1 .....	113
Figure 4.28: Conductivité thermique des sables de moulage.....	113
Figure 4.29: Perte en masse du bentonite [1].....	114
Figure 4.30: Conductivité thermique en fonction de T <sup>3</sup> .....	117

## *Liste des tableaux*

Tableau 3.1 : Composition chimique de la fonte EN-GJS600 .....	68
Tableau 3.2 : Résultat d'identification .....	77
Tableau 3.3: Résultats de l'identification : $L1=40\text{mm}$ , $h2=500\text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ .....	83
Tableau 3.4: Résultat d'identification .....	85
Tableau 4.1: Résultat de l'analyse granulométrique.....	91
Tableau 4.2 Résultats de mesure des caractéristiques du sable.....	92
Tableau 4.3: Résultats de caractérisation .....	102
Tableau 4.4: Composition des sables .....	105
Tableau 4.5 Paramètres utilisés dans les simulations.....	108
Tableau 4.6 Résultat des expériences numériques .....	109
Tableau 4.7: Résultats de caractérisation du sable à prise chimique .....	111
Tableau 4.8: Résultats de caractérisation du sable à prise chimique .....	111
Tableau 4.9: Résultats de caractérisation du sable à vert.....	112

---

## *Nomenclature*

$b$	Vecteur des paramètres recherchés
$c_t$	Chaleur spécifique du thermocouple ( $J\ kg^{-1}\ K^{-1}$ )
$c_s$	Chaleur spécifique de la gaine ( $J\ kg^{-1}\ K^{-1}$ )
$c_w$	Chaleur spécifique du fil ( $J\ kg^{-1}\ K^{-1}$ )
$d$	Distance entre le fil et le thermocouple (mm)
$d_0$	Vecteur de défauts initial
$d_j$	Vecteur de défaut actuel
$D_i$	Longueur du ruban (mm)
$e$	Erreur calculé
$E_i$	Exponentielle intégrale
$f_s$	Fraction solide
$h$	Coefficient de transfert de chaleur par convection ( $W\ m^{-2}\ K^{-1}$ )
$h_{id}$	Valeur identifiée de l'IHTC ( $W\ m^{-2}\ K^{-1}$ )
$h_{initial}$	Valeur initial de l'IHTC ( $W\ m^{-2}\ K^{-1}$ )
$h_1, h_3$	Coefficient de transfert de chaleur à la surface extérieure ( $W\ m^{-2}\ K^{-1}$ )
$h_2$	Coefficient de transfert de chaleur à l'interface moule/métal ( $W\ m^{-2}\ K^{-1}$ )
$I_B$	Courant du capteur (A)
$J$	Fonction objective
$K_0, K_1$	Fonction de Bessel modifiée de deuxième espèce
$L$	Chaleur latente ( $kJ\ kg^{-1}$ )
$l$	Longueur du fil (m)
$n$	Indice de réfraction du milieu optique
$p$	Coefficient de Laplace (s-1)
$q$	Densité du flux de chaleur linéaire ( $W\ m^{-1}$ )
$r_t$	Rayon du thermocouple(m)
$r_s$	Rayon de la gaine(m)

---

---

$r_w$	Rayon du fil chauffant (m)
$R_c$	Résistance thermique de contact entre le matériau et la gaine (m K W <sup>-1</sup> )
$R_2$	Résistance thermique de contact entre le matériau et la gaine (m K W <sup>-1</sup> )
$R_{\text{eff}}$	Résistance effective du capteur à la température de mesure ( $\Omega$ )
$T_a$	Température ambiante (°C)
$T_{E_{\text{min}}}$	Température eutectique minimale (°C)
$T_{E_{\text{max}}}$	Température eutectique maximale (°C)
$\dot{T}_i$	Dérivé première de la température
$\ddot{T}$	Dérivé seconde de la température
$T_Q$	Température du godet (°C)
t	Temps (s)
T	Evolution de la température (°C)
$U_s$	Signal de sortie du capteur (V)
V	Variance
$W_i$	Fonction de pondération
X	Vecteur sensibilité
Y	Vecteur de mesure expérimentale
$\sigma$	Ecart type
$\beta$	Vecteur des paramètres exacts
$\gamma$	Constante d'Euler
$\theta_d$	Transformé de Laplace de l'évolution de la température
$a_m$	Diffusivité thermique de l'échantillon (m <sup>2</sup> s <sup>-1</sup> )
$\varepsilon$	Émissivité
$\lambda$	Conductivité thermique de la fonte (W m <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup> )
$\lambda_m$	Conductivité thermique du moule (ou de l'échantillon en sable) (W m <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup> )
$\lambda_Q$	Conductivité thermique du godet (W m <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup> )
$\lambda_r$	Conductivité thermique radiative (W m <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup> )
$\rho c$	Capacité thermique volumique de la fonte (J m <sup>-3</sup> K <sup>-1</sup> )

---

---

$\rho_m C_m$	Capacité thermique volumique du moule (ou de l'échantillon en sable) ( $\text{J m}^{-3} \text{K}^{-1}$ )
$\varphi_w$	Masse volumique du fil ( $\text{kg m}^{-3}$ )
$\rho_Q c_Q$	Capacité thermique volumique du godet ( $\text{J m}^{-3} \text{K}^{-1}$ )
$\partial/\partial n$	Dérivée normale
$\alpha$	Coefficient de température ( $\text{K}^{-1}$ )
$\Omega$	Matrice de l'identité
tol	Tolérance optimale spécifiée
$\gamma_d$	Facteur de tolérance de réduction des défauts
$\gamma_x$	Facteur de tolérance de la variable de contrôle

---

---

## *Introduction générale*

Le moulage en sable est l'un des procédés de fabrication les plus polyvalents, car il est utilisé pour la plupart des métaux et alliages, notamment ceux à température de fusion élevée tels que les alliages de fer, de cuivre, et de nickel. Il reste la méthode la plus importante pour produire des pièces moulées, en particulier lorsque les pièces requises sont en grand nombre et de forme complexe.

Les fonderies modernes s'appuient sur la simulation numérique qui est devenue de nos jours un outil indispensable pour toucher tous les détails de la fonderie dont le but est de prédire les défauts de moulage. En effet, tous les paramètres d'entrée doivent être correctement définis pour correspondre à la coulée réelle, notamment la composition chimique du métal, la température de coulée, le matériau du moule, les propriétés thermo-physiques du moule et du métal coulé, les conditions aux limites telles que les coefficients de transfert de chaleur, etc.

En outre, l'étude des sables de fonderie constitue l'une des principales sections de la technique des fonderies et le contrôle des caractéristiques du sable à vert est devenu une partie essentielle du contrôle quotidien en fonderies[1]. Afin d'obtenir une production économique optimale et de prédire les défauts de moulage, il est impératif que le personnel de gestion et de supervision de la fonderie connaissent la meilleure méthode de contrôle des caractéristiques du sable à vert. La qualité des pièces coulées en moule en sable à vert est influencée par ces caractéristiques, à savoir la résistance à la compression, l'aptitude au serrage, la perméabilité. Les relations de ces propriétés avec les paramètres d'entrée telle que la teneur en eau et en argile sont de nature complexe. Il est important pour les fonderies de connaître la relation entre les paramètres d'entrée du mélange de sable (argile active, teneur en eau) et les propriétés de la pièce coulée finale. Les caractéristiques du sable influent aussi sur ses propriétés thermiques. Quoique la littérature ait déjà traité d'une manière générale ces propriétés[2-4], leur étude en fonction de la température et des caractéristiques du sable est quasiment absente. De plus, les logiciels disponibles ont des valeurs moyennes de celles-ci et leur utilisation peut conduire à une faible précision de calcul.

C'est dans ce contexte que se focalise le présent travail de thèse. En effet, nous avons élaboré un code numérique simulant les transferts de chaleur dans un moule en sable au cours du refroidissement de la fonte. Les propriétés de la fonte ainsi que celles de l'interface moule/fonte

---

ont été identifiées. Afin de mieux alimenter le modèle, les propriétés thermiques des sables de moulage ont été identifiées par diverses méthodes, d'une part en fonction de ses caractéristiques physiques et d'autre part en fonction de la température.

Cette thèse est réalisée dans le cadre du projet MOBIDOC en collaboration entre la société TUNICAST et le laboratoire LESTE à l'ENIM.

Le présent rapport se compose de quatre chapitres :

Le premier chapitre est consacré à la synthèse bibliographique sur la fonderie de fonte. Les étapes de production, de la préparation du sable jusqu'au contrôle des pièces moulées, seront décrites. Les différents types de fonte ainsi que les sables de moulage seront ainsi présentés. Dans la dernière partie, nous présenterons les étapes de création d'un modèle numérique pour la simulation des processus du remplissage et solidification. Ensuite, Le modèle thermique de transfert de chaleur dans un moule en sable à vert durant la solidification de la fonte sera exposé, et enfin nous discuterons l'identification des paramètres du modèle thermique.

Le deuxième chapitre est consacré à la présentation des techniques et des méthodes que nous avons utilisées pour la caractérisation des sables de moulage et de la fonte. Nous présenterons en premier lieu les différentes techniques expérimentales et les principes de mesure des caractéristiques des sables de moulage de des propriétés de la fonte dans la fonderie TuniCAST. En deuxième lieu, nous présenterons les méthodes électrothermiques utilisées pour la caractérisation thermique des sables de moulage : la méthode du pont chaud (THB) qui a été utilisée à température ambiante et les méthodes du fil chaud parallèle et de la sonde à aiguille utilisées à hautes températures. Enfin, une dernière partie sera consacrée à la méthode inverse, le fondement de calcul ainsi que son utilisation en fonderie.

Le troisième chapitre est consacré à la présentation des modèles numériques et des méthodes inverses utilisés pour l'identification des conditions aux limites durant la solidification de la fonte, soit dans un godet en sable aggloméré, soit dans un moule en sable à vert. L'objectif de la première partie est l'utilisation des propriétés de la fonte EN-GJS600, déterminés à partir d'un essai d'analyse thermique, pour l'identification des coefficients de transfert de chaleur par convection et rayonnement. La deuxième partie est consacrée à la détermination de l'épaisseur optimale d'une plaque et la position optimale de mesure de la température pour l'identification du coefficient de

---

transfert de chaleur à l'interface moule/fonte par le biais d'une conception optimale des expériences.

Le quatrième chapitre porte sur la caractérisation thermique des sables de moulage. Une première partie de ce chapitre dressera une étude de l'effet de la variation des caractéristiques du sable à vert sur la qualité de l'article M2956. La deuxième partie est consacrée à la caractérisation thermique du sable à vert en fonction de ses propriétés physiques par la méthode THB à température ambiante. Vu l'utilité de la connaissance des propriétés thermiques des sables de moulage à hautes températures pour la création d'un modèle numérique plus proche au processus du moulage réel, la caractérisation thermique du sable à vert ainsi que du sable à prise chimique sera réalisée par les méthodes PHW et NP en fonction de la température. Les phénomènes physiques se produisant au cours du chauffage des sables de moulage seront expliqués en analysant les variations des propriétés thermiques.

---

*Chapitre 1 : Etat de l'art sur la fonderie de fonte et sables  
de moulage*

---

## **1.1. Introduction**

Ce chapitre s'articule sur une présentation de la fonderie et plus spécialement sur le moulage en sable ainsi que les étapes de production dans une fonderie de sable. Ensuite, nous donnerons un aperçu sur les différents types de fontes et de sables de moulage, en précisant leurs compositions. Ensuite, les techniques de contrôle de la fonte et des pièces moulées seront présentées. La dernière partie sera consacrée à la simulation numérique en fonderie, nous présenterons en premier lieu les étapes de création d'un modèle numérique. Le modèle thermique de transfert de chaleur dans un moule en sable à vert durant la solidification de la fonte sera exposé, et enfin nous pencherons sur l'identification des paramètres du modèle thermique.

## **1.2. Généralités : Fonderie et Moulage**

La fonderie est l'ensemble des techniques permettant l'obtention des pièces métalliques par moulage. Celui-ci consiste à produire du métal en fondant le métal solide sous forme liquide, en le versant dans un moule et en le laissant se solidifier dans la forme désirée. Le moule est une copie négative de la forme de la pièce coulée. Il existe d'autres méthodes de mise en forme des métaux, comme la mise en forme par enlèvement de matière (MFEM), la mise en forme par addition de matière (FA) et la mise en forme par déformation plastique (MFDP). Bien que le moulage présente des produits ayant des états de surfaces moins soignées qu'avec la MFEM et moins résistants que ceux obtenus par MFDP, il présente de divers avantages par rapport à ces méthodes, notamment le gain de matière première par rapport à la MFEM, la possibilité de produire des pièces volumineuses ou des pièces ayant des formes complexes ou inadaptées aux procédés de MFDP, la production de grandes quantités dans un court délai. La FA reste encore moins compétitive pour certains types d'alliages.

Bien qu'il existe de nombreuses nouvelles technologies pour la coulée des métaux, le moulage en sable demeure l'un des procédés de coulée les plus utilisés aujourd'hui en raison du faible coût des matières premières, de la grande variété des pièces moulées en ce qui concerne leur taille et leur composition, et de la possibilité de recycler le sable de moulage. Le procédé de moulage en sable est l'un des procédés de fabrication les plus polyvalents, car il est utilisé pour la plupart des métaux et alliages à température de fusion élevée tels que le fer, le cuivre et le nickel et leurs alliages.

Dans ce type de moulage, le sable est mélangé avec des liants et de l'eau puis compacté dans un châssis qui peut être séparé en deux avec un modèle au milieu. Ce modèle a approximativement la

même forme et la même taille de la pièce moulée souhaitée. Le moule est ensuite, séparé, le modèle est retiré et le sable compacté aura une forme négative du modèle. Le moule peut être assemblé avec des noyaux pour donner au moulage des formes creuses et le système de coulée, y compris les canaux, les manchons, les masselottes, les carottes, etc. sera fabriqué dans le moule (figure 1.1).

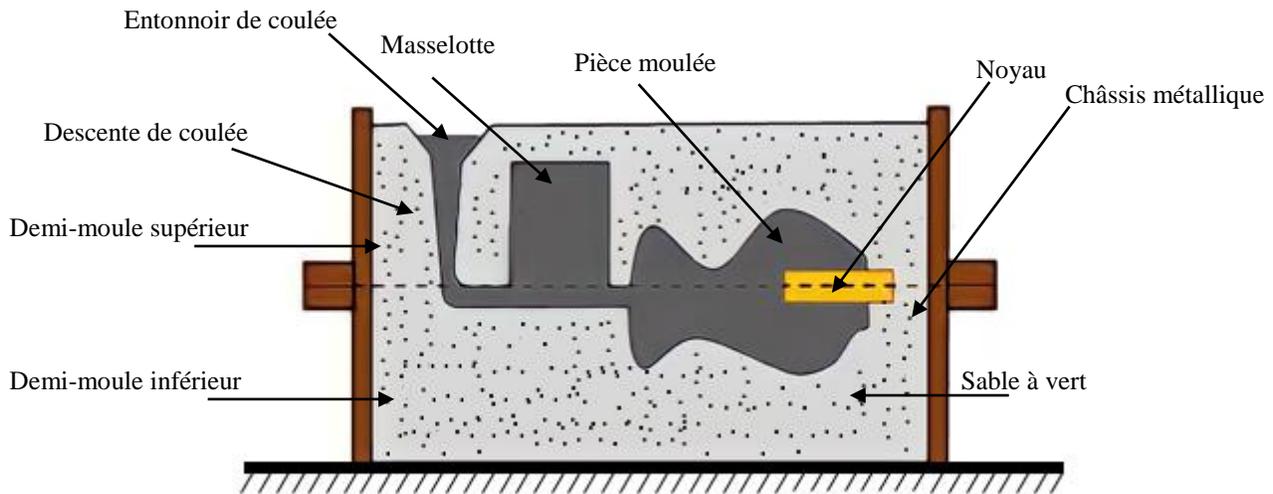


Figure 1.1 : Composant du moule

Le métal liquide est ensuite versé dans le moule. Après le refroidissement de la pièce, le moule est détruit pour extraire la pièce. Le système de coulée et les masselottes sont ensuite détachés, la pièce est nettoyée, puis ses surfaces fonctionnelles seront usinées pour obtenir le produit souhaité.

Le sable à vert utilisé présente des caractéristiques (indice de finesse, taux de fine, aptitude au serrage, perméabilité, cohésion, teneur en eau, teneur en argile active) qui sont très variables au cours de la production[5–7]. Ces caractéristiques ont un effet considérable sur la qualité du brut moulé (défauts, structure et propriétés mécaniques). La correction de ces caractéristiques durant le processus de production se base sur le contrôle de la quantité des additifs et de l'eau. En effet, il est primordial de développer un outil d'aide à la décision au fondeur pour savoir les actions correctives à faire immédiatement. Le pilotage de la qualité des bruts moulés nécessite en outre la connaissance des propriétés thermo-physiques des sables de moulage. Ces propriétés dépendent des caractéristiques des sables.

Le moulage en sable est un procédé très délicat au point de vue métallurgique, fusion, technicité, et même contrôle qualité. Pour cette raison, il est très utile d'arriver sur tous les détails de la fonderie dont le but de prédire les défauts de moulage. Les fonderies modernes s'appuient sur la simulation numérique qui offre la possibilité de « voir à travers le moule » et de visualiser ainsi les

phénomènes physiques réels qui se produisent au cours du remplissage de l’empreinte et de la solidification des pièces, phénomènes qui ne sont pas toujours faciles de prévoir compte tenu de la complexité de forme des pièces moulées.

### **1.3. Les étapes de production dans une fonderie**

Toutes les photos présentées dans cette section ont été prises à TuniCAST S.A.

#### **1.3.1. Préparation de sable**

Les sables de moulages sont le sable à vert (sable du moule) et le sable à prise chimique (sable du noyau).

##### **1.3.1.1. Sable à vert**

La sablerie est l’unité de préparation du sable à vert. Après la coulée, le sable refroidi, pré-humidifié est stocké en silos. Il est alors prêt à être réutilisé. Il est nécessaire de remplacer les quantités d’ingrédients dégradés, perdus et brûlés. Ces constituants, tels que le sable neuf, la bentonite, le noir et autres additifs et l’eau, sont incorporés avec précision selon les propriétés du sable de retour. Après dosage, ils sont mélangés et malaxés afin d’obtenir un produit final devant présenter les qualités nécessaires pour être apte au moulage, d’où la nécessité de contrôler le processus de fabrication. Les opérations de dosage des constituants du sable à vert et de malaxage sont gérées par un automate programmable. Elle affiche les quantités ajoutées et l’aptitude au serrage du mélange.

Pour vérifier la conformité des caractéristiques de sable aux exigences de la fonderie, des essais de contrôle doivent être réalisés au laboratoire de sable à chaque heure. Les caractéristiques du sable à vert sont : teneur en eau, teneur en argile active, aptitude au serrage, résistance à la compression, perméabilité, perte au feu et l’essai de l’indice de finesse ou la granulométrie. Ce dernier essai est réalisé de manière hebdomadaire.

Une fois préparé, le sable va être stocké temporairement dans un silo près de la machine de moulage.

### **1.3.1.2. Sable de noyaux**

Si la pièce moulée doit être creuse, comme dans le cas d'un raccord de tuyau, des modèles supplémentaires, appelés boîtes à noyaux (modèles négatifs), sont utilisés pour former les noyaux en sable qui serviront à créer ces cavités.

Le mélange de sable pour ce procédé de durcissement à froid se compose du sable de silice sec et d'un liant liquide à deux composants de résine synthétique, qui est introduit lorsque le catalyseur introduit durcit. Avant d'être mélangé avec le liant, le sable de silice reçoit une opération de lavage et séchage afin d'éliminer toutes impuretés existantes. Ensuite, le sable sera envoyé vers l'unité de fabrication des noyaux, mélangé avec les résines dans un malaxeur puis envoyé à la machine de noyautage. Il sera donc injecté dans la boîte de noyau. Cette boîte a la même forme et les mêmes dimensions du noyau souhaité. Suite à l'introduction du catalyseur, le sable durcit en formant un noyau.

Un essai de contrôle (perte au feu) est réalisé pour vérifier la quantité de résine dans le sable.

Après avoir été moulés dans des boîtes à noyaux, les noyaux sont placés dans l'empreinte du moule pour former les surfaces intérieures des pièces moulées. Les noyaux sont généralement fabriqués séparément des moules dans une zone désignée de la fonderie, appelée salle des noyaux. Ils sont ensuite transportés vers la zone de moulage pour être placés dans les moules en sable. Comme les modèles, les boîtes à noyaux doivent être fabriquées avant la production de la pièce moulée en sable.

### **1.3.2. Préparation du moule**

Le sable à vert, déjà préparé, est soufflé dans le châssis et compressé par la tête de serrage de la machine à mouler autour du modèle placé au-dessous du châssis, créant une empreinte dans le sable et formant ainsi la moitié du moule (figure 1.2). Les noyaux sont placés ensuite dans la partie inférieure du moule. Une fois les deux parties sont assemblées, le moule est prêt à recevoir le métal fondu.

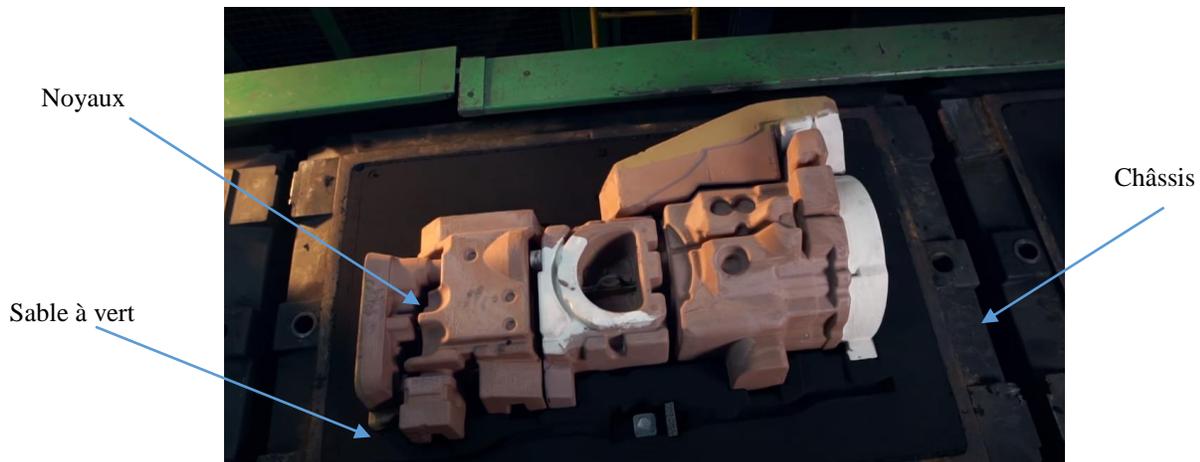


Figure 1.2 : Exemple d'une empreinte (partie inférieure du moule) avec les noyaux (photo prise à TuniCAST S.A.)

### 1.3.3. Préparation du métal

La fusion du métal pur et solide se produit à une température fixe appelée point de fusion tandis que les matériaux métalliques impurs, eux, fondent à une température différente qui dépend du type et du pourcentage d'impureté.

En tant que cœur de la fonderie, le procédé de fusion des métaux fournit un fluide fondu qui peut être utilisé pour être versé dans le moule et se solidifie en une variété de formes selon les besoins. Il s'agit d'une étape essentielle, car le métal fondu a également une grande influence sur les propriétés physiques et chimiques des produits finis.

Les étapes de ce processus sont :

- Détermination du rapport de mélange des métaux
- Préparation et chargement du métal
- Fusion du métal (figure 1.3)
- Traitement du métal fondu

Les lingots et la ferraille sont les principaux matériaux utilisés dans le processus de fusion, représentant jusqu'à 80 % du ratio de mélange.

Le traitement du métal fondu permet de dégazer le métal en fusion, d'éliminer les matières solides indésirables et d'ajuster la composition de l'alliage comme prévu. Les matériaux additifs, notamment certains ferreux, permettent d'augmenter les propriétés mécaniques du métal liquide (résistance, ductilité, rigidité, élasticité). Cette étape est très importante, car elle peut affecter la qualité finale du moulage.

La composition chimique doit correspondre au métal requis. Un four approprié est sélectionné pour faire fondre le matériau d'alliage afin de former un métal liquide qualifié (la pièce et la température du métal fondu doivent être conformes).

Après la fusion, le liquide fondu est transféré du four à la ligne de moulage par le biais de la poche de transfert vers la poche de coulée (figure 1.4 et 1.5).



Figure 1.3: Four de fusion

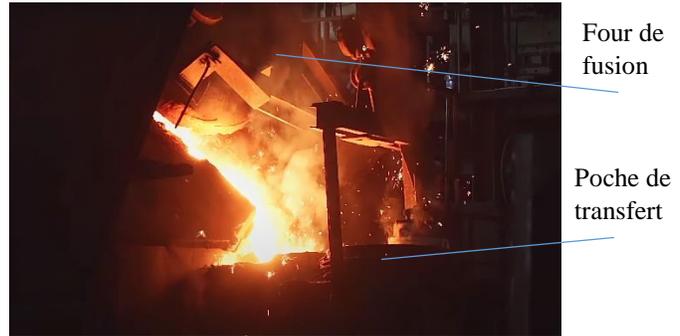


Figure 1.4: Remplissage de la poche de transfert



Figure 1.5: Remplissage de poche de coulée

### 1.3.4. Remplissage et solidification

Les moules sont coulés (figure 1.6), puis laissés refroidir pendant un temps approprié, souvent 30 à 40 minutes, avant de les démouler. Le temps de refroidissement permet non seulement aux pièces moulées de se solidifier complètement, mais aussi de réduire les contraintes internes causées par le refroidissement des sections d'épaisseur variable.



Figure 1.6: Remplissage du moule

### 1.3.5. Décochage

Le dispositif de décochage sépare les pièces coulées du sable. Il s'agit d'une grille vibrante qui est dotée d'un système d'extraction d'air abondant, afin d'empêcher la poussière de pénétrer dans la fonderie. Cela permet également d'éliminer certaines fines du sable et joue donc un rôle important dans le contrôle du système de sable. Un exemple d'une pièce après décochage est présenté sur la figure 1.7.



Figure 1.7: Exemple des pièces après décochage et avant parachèvement

Le sable provenant du décochage contient des morceaux de noyaux partiellement brûlés, du sable de noyau brûlé très chaud, du sable de moulage chaud provenant de la proximité de la coulée et du sable de moulage plus froid provenant des bords des moules. Un séparateur magnétique élimine les particules métalliques. Ensuite, Le sable de retour est élevé vers un tamis où les morceaux de

noyau résiduels et autres matériaux indésirables sont éliminés avant que le sable ne soit renvoyé dans la trémie. Les métaux non magnétiques sont également éliminés par le tamis. Des jets d'eau sont utilisés pour effectuer un refroidissement préliminaire avant la mise en silo.

### 1.3.6. Parachèvement.

#### 1.3.6.1. Grenailage

Après le décochage, la grappe est retirée. Le système d'entrée et les colonnes montantes de la pièce sont cassés, la pièce sera envoyée vers la grenailleuse pour nettoyer le sable collant sur les surfaces de la pièce (figure 1.9). Les pièces subissent l'action de grenaille d'acier ou de fonte (figure 1.8) projetée violemment sur leur surface par des turbines munies de palettes.



Figure 1.8: Grenaille



Figure 1.9: Exemple des pièces après l'opération de grenailage

Une fois la pièce est grenillée, l'opérateur vérifie l'état de surface : si la pièce ne possède pas de défaut de surface elle passe à l'ébarbage puis usinage, peinture et stockage. Sinon, une opération de récupération de grenailage est nécessaire après l'ébarbage. Et ainsi de suite. Un schéma explicatif de la chaîne de parachèvement est présenté sur la figure 1.10.

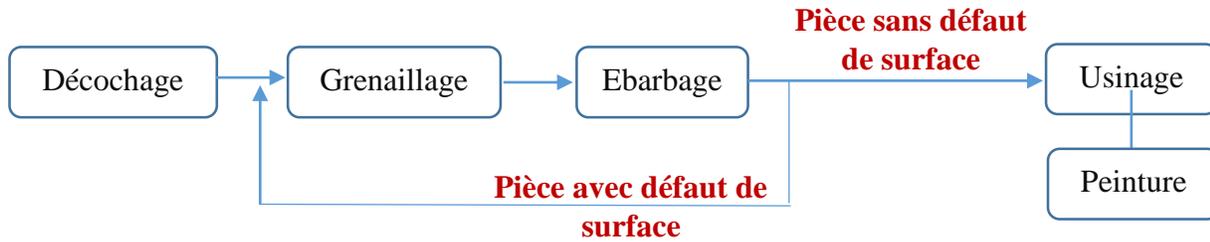


Figure 1.10: Schéma explicatif de la chaîne de parachèvement

### 1.3.6.2.Ebarbage

En général les pièces brutes de fonderie, après le décochage et le grenaillage, présentent encore un certain nombre de bavures au plan de joint, ainsi que les pieds de masselottes et les attaques. L'ébarbage des pièces peut se faire manuellement avec des meules à disque (figure 1.11).



Figure 1.11 : Opération d'ébarbage

Une fois la pièce est grenillée on vérifie l'état de surface des pièces : si la pièce ne possède pas de défaut de surface elle passe à l'ébarbage, usinage puis à la peinture (figure 1.12) et stockage. Sinon, une opération de récupération de grenaillage est nécessaire après l'ébarbage. Et ainsi de suite...



Figure 1.12: Pièce après la peinture

## **1.4. Les sables de fonderie**

Le sable de fonderie est un élément essentiel pour la préparation des moules. En fait, l'industrie de fonderie utilise pour les coulées de pièces, des moules et des noyaux en sable.

### **1.4.1. Exigences d'un bon sable de moulage**

#### a. Refractorité

Comme le moule doit résister à la température du métal liquide durant la coulée, le sable de moulage doit avoir une réflectarité suffisante. Les grains de sable forment l'élément réfractaire du sable de coulée et représentent l'élément principal de sa composition. Leur fonction est de pouvoir résister aux contraintes thermiques dues aux alliages liquides et de maintenir l'intégrité dimensionnelle.

#### b. Résistivité chimique

Le sable utilisé pour le moulage doit être inerte et ne pas réagir chimiquement avec le métal fondu[8]. Un soin particulier doit être apporté à la préparation du sable de moulage lors du moulage de métaux plus réactifs comme les alliages de magnésium et de titane[9].

#### c. Résistance avec un liant approprié

Le sable de moulage, lorsqu'il est combiné à un liant approprié, doit développer une cohésion adéquate entre ses grains pour pouvoir se former et rester en tant que moule. Il doit également adhérer au châssis lorsqu'il est compacté, et résister au mouvement et à la manipulation des moules avant la coulée.

Le sable de moulage doit par ailleurs développer une résistance adéquate avec le liant pour résister à la force de compression et d'érosion exercée par le métal liquide durant le remplissage de la cavité du moule. Comme les alliages coulés ont généralement une gravité spécifique élevée, ils ont tendance à provoquer l'érosion, la dilatation et la détérioration du moule. Les sables de moulage de faible résistance provoquent des défauts de surface tels que l'explosion pénétration, soufflures superficielles, arrachement de sable, etc.

#### d. Perméabilité

Les métaux liquides versés dans le moule provoquent le dégagement de gaz tels que l'hydrogène, l'azote, le dioxyde de carbone ainsi que de la vapeur d'eau en raison de leur réaction avec les constituants du moule tels que les liants, les additifs et l'eau. Chaque centimètre cube d'eau ajouté

au sable de moulage peut dégager 16 000 centimètres cube de vapeur durant les quelques secondes de remplissage du moule. Ainsi, à moins que le moule ne présente une perméabilité suffisante pour l'échappement des gaz et de vapeur, ils ont tendance à être piégés dans la pièce pendant la solidification. Il en résulte des défauts tels que des soufflures, des trous de gaz, etc. dans les pièces moulées. La perméabilité du sable de moulage est très importante pour les métaux à haute température de coulée comme les aciers et, dans une certaine mesure, pour la fonte et les alliages de cuivre[9].

e. Etat de surface

Le polissage de la surface d'une pièce moulée est nécessaire pour son apparence et pour éviter des opérations de finition coûteuses. Cette action de polissage dépend de l'état de surface du moule, qui est déterminé par la taille, la forme et la répartition des grains de sable de moulage. Des grains plus fins donnent une surface de moule plus lisse. Toutefois, ce critère doit être mis en balance avec celui de la perméabilité, qui est son opposé, en fonction de la granulométrie et du métal coulé.

f. Fluidité

La capacité du sable de moulage à s'écouler dans les différents coins et détails complexes du moule sans effort particulier est une exigence utile du sable de moulage, en particulier dans le moulage mécanique.

g. Collapsibilité

Une fois que la pièce coulée est solidifiée dans le moule après la coulée, le sable doit se détacher et se désintégrer facilement afin que la pièce refroidie puisse être retirée et finie. Le sable avec une faible capacité de pliage adhère fortement à la pièce coulée et devient très difficile à séparer, ce qui entraîne des coûts élevés d'ébarbage et de finition. La collapsibilité peut être améliorée en utilisant des additifs spéciaux qui provoquent la décomposition du sable de moulage à une température élevée.

### **1.4.2. Sable de base**

Les sables de fonderie peuvent être classés par différentes méthodes en fonction de leur application et de la nature du processus de moulage. Le "sable à vert" est un mélange de sable de base, liant, généralement l'argile, et de l'eau, utilisé pour les moules coulés à l'état vert, sans séchage. Il s'agit de la méthode la plus couramment utilisée pour les pièces coulées en métaux ferreux et non ferreux

en raison de sa simplicité, de son économie et de sa grande productivité[10]. On cite aussi les procédés de moulage et de noyautage par prise chimique à froid, plus récents que le moulage en sable à vert, le moule ou le noyau le plus souvent en sable siliceux est aggloméré par des liants organiques ou minéraux qui durcissent à température ambiante, en présence d'agents de prise (catalyseur, durcisseur liquide, accélérateur de prise...), préalablement ajouté au sable.

Le sable de base pour les applications de moulage/noyautage est un matériau de base, réfractaire, inerte, dont la granulométrie, la forme et la répartition des grains sont appropriées. En lui-même, le sable de base ne crée pas de liaison ou de cohésion pour former et conserver la forme du moule lorsqu'il est tassé. Il doit être mélangé avec un liant approprié, comme l'argile et l'eau, la résine et le catalyseur ou le silicate de sodium et le dioxyde de carbone pour développer la cohésion entre les grains.

- **Sable siliceux**

Le sable de base le plus commun et universellement utilisé est le quartz ou la silice ( $\text{SiO}_2$ ). Il est réfractaire, bon marché et disponible en grande quantité, mais en contrepartie, les réactions cristallographiques que le quartz subit lors du chauffage [11] aient été proposées comme étant liées à des défauts sur la surface de la pièce coulée [11].

Etant donné que le taux de dilatation thermique est plus élevé (1.5% à 600°C (figure 1.13)), les noyaux en sable de silice sont susceptibles de provoquer des défauts de dilatation lors de la coulée. Sa stabilité réfractaire est relativement faible, ce qui peut provoquer des défauts, notamment dans le cas de pièces en acier ou en fonte à forte épaisseur. Il est chimiquement réactif à certains alliages, par exemple les alliages ferreux contenant du manganèse. Les oxydes de Mn et de Fe réagissent avec la silice pour former des silicates à bas point de fusion, ce qui entraîne de graves défauts [9]. Cette propriété affecte directement la dilatation thermique du sable siliceux, car celui-ci contient un pourcentage élevé de silice.

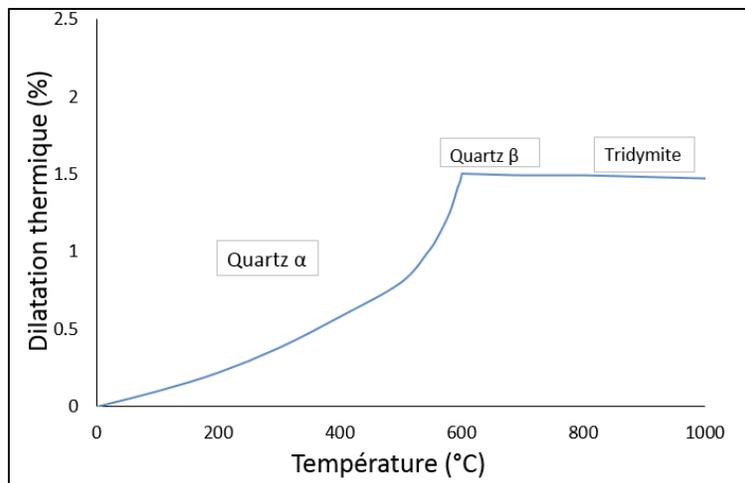


Figure 1.13 : Dilatation thermique de la silice[1]

- **La chromite**

La chromite est extraite en Afrique et est chère en Amérique du Nord en raison des frais de transport élevés. Elle se présente sous une forme angulaire composée. La chromite a une réfractarité plus élevée et une dilatation thermique moindre que le sable siliceux. De plus, elle présente de bonnes caractéristiques de refroidissement, ce qui permet d'éviter les défauts de retrait et les zones chaudes.

- **Sable de zirconium**

Le sable de zirconium a une expansion thermique linéaire très faible et une résistance aux températures élevées. Cependant, sa densité apparente élevée d'environ 2,7 g/cm<sup>3</sup> a conduit à des défauts de ségrégation granulaire, en particulier pour les sables enrobés de résine qui sont souvent utilisés dans des mélanges de silice et de zirconium (pour des raisons de coût). En raison des grandes différences de densité apparente entre les sables de silice et de zirconium, des effets de ségrégation granulaire et d'autres défauts sont possibles au cours du processus de fabrication du noyau, ce qui entraîne des retouches et des rebuts [12]. Il est préférable que les pièces moulées aient une surface lisse et des propriétés métallurgiques conformes.

Par conséquent, Les moules doivent donc résister à la pénétration du métal. Une faible expansion thermique et ainsi une grande précision dimensionnelle sont préférables [13].

- **Kerphalite KF (Andalusit)**

Le sable Kerphalite KF est un sable spécialement conçu pour la fonderie et particulièrement adapté à la production de moules et de noyaux en sable. Il se caractérise par sa résistance aux températures élevées, sa haute réfractarité et sa faible dilatation thermique. Ces principes s'avèrent

particulièrement utiles pour une coulée massive et lourde d'alliages de fer et d'acier. De plus, la Kerphalite KF réduit les contraintes relatives au frittage du sable et à la pénétration du métal. Cependant, son plus grand inconvénient est que la Kerphalite KF est un grain concassé et qu'une seule taille de grain typique est disponible. En raison de la charge de poussière relativement élevée et de la grande surface spécifique, une quantité plus importante de liant (jusqu'à 25 %) est nécessaire pour obtenir des résistances similaires à celles du sable siliceux [12].

### **1.4.3. Ingrédients des sables de moulage**

Comme déjà présenté dans le paragraphe 1.4.2, le mélange de sable de moulage est constitué d'un granulat réfractaire de base, comme la silice, le zircon, etc., convenablement broyé et tamisé, auquel est mélangé un liant approprié. Il est évident que si le sable de base n'a pas une réfractarité, une résistivité chimique, une forme, une taille et une granulométrie adéquates, le mélange final de sable de moulage ne peut pas modifier ces caractéristiques de base, la différence étant la résistance à la compression et les propriétés particulières apportées par les additifs.

#### **1.4.3.1. Liants**

Les liants sont définis comme les produits qui, ajoutés au sable de base, permettent d'obtenir le matériau de moulage, d'une part, une certaine plasticité pour lui permettre d'épouser la forme du modèle[13], et, d'autre part, par durcissement, une résistance mécanique assurant la conservation de cette forme jusqu'à la solidification finale du métal. Selon les procédés utilisés, tant pour la fabrication des moules que pour les noyaux, les liants modernes peuvent être d'origine minérale ou organique [14].

- **Argile et bentonite**

- Structure :

Les argiles sont des silicates d'alumine hydratés dont les composants principaux sont : le silicium, l'aluminium, le fer, le calcium, le magnésium, le potassium et le sodium, ce minéral d'épaisseur max 2  $\mu\text{m}$  est caractérisé d'une structure en feuillets[15]. On distingue deux types :

- Une couche de silice puis une couche d'alumine : argile réfractaire
- Une couche d'alumine entre deux couches de silice

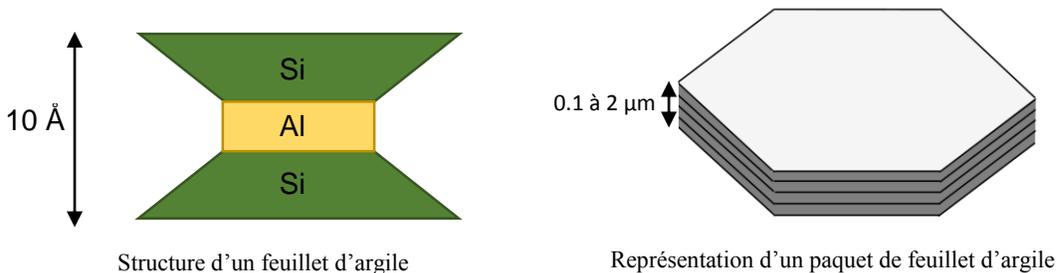


Figure 1.14 : Structure d'une feuille d'argile

L'ensemble de ces trois couches constitue un feuillet élémentaire d'une épaisseur d'un nanomètre (10 Å) (figure 1.14). C'est le plus petit volume présentant toutes les caractéristiques du cristal. Pratiquement, nous avons toujours affaire soit à des particules primaires d'une dizaine de feuillets, soit à des micro-agrégats ou à des agrégats de feuillets, composés de quelques centaines de feuillets. Ceux-ci constituent les particules les plus fines d'une bentonite bien dispersée dans l'eau et les dimensions de ces particules sont ultramicroscopiques (0,1 à 2 micromètres).

#### - Capacité d'échange de cations :

Les argiles majoritairement utilisées en fonderie sont les bentonites[16]. Le composant principal de la bentonite est la montmorillonite. Elle est constituée de couches de silice et d'alumine formant les feuillets élémentaires du minéral. A l'intérieur de cette couche schématique, il y a remplacement partiel du silicium par l'aluminium ; il peut avoir aussi remplacement d'une partie des ions aluminium par le magnésium, le fer ou le manganèse[15].

Ces substitutions créent un déficit de charge électrique du feuillet, déficit qui est compensé par des ions positifs (cations) qui tapissent la surface du feuillet. Ces cations adsorbés rétablissent la neutralité électrique de l'ensemble. Mais ces cations ne sont pas solidement liés au feuillet, en particulier du fait de leur éloignement des sites déficitaires, et ils sont aisément échangeables contre d'autres. Dans la montmorillonite, le principal cation échangeable est le plus souvent l'ion calcium, plus rarement l'ion sodium.

Les cations échangeables sont localisés sur les espaces interfoliaires et sur les cassures des feuillets. En milieu aqueux, les molécules d'eau se fixent entre les feuillets qui s'écartent et provoquent ainsi le gonflement intra-structural de la bentonite. L'espace entre les feuillets devient le siège des échanges de cations. Certaines propriétés importantes des bentonites, en particulier leur tenue à chaud et leur faculté de résister au défaut de gale, dépendent étroitement de la nature et du nombre de ces cations échangés.

- **Les différentes bentonites**

Selon le type de cation échangeable, il existe deux types de bentonites à l'état naturel :

Les bentonites sodiques, où le sodium est le principal cation échangeable, ont des capacités de gonflement et d'adsorption élevées.

Les bentonites calciques, où le calcium est le principal cation échangeable, ont des capacités de gonflement et d'adsorption plus faibles que les bentonites sodiques. Ces deux types de bentonite sont simplement broyés, éventuellement après séchage à 80-90 °C avant leur commercialisation.

Les bentonites courantes sont des montmorillonites calciques. Il n'existe pas en effet de bentonite sodique en gisements connus et exploitables en dehors de celui de la région de Fort Benton dans l'État américain de Wyoming.

- Les bentonites sodiques naturelles :

La nature du cation absorbé (sodium) sur cette bentonite lui confère des propriétés particulières, notamment la dispersion des feuillets obtenue en milieu aqueux et sa tenue thermique. Cette dispersion se traduit également par un pouvoir de gonflement élevé. Ces bentonites possèdent de plus une bonne tenue à chaud, puisque le départ de l'eau liée n'a lieu qu'à une température supérieure à 600 °C, ceci implique un taux de régénération plus faible.

- Les bentonites calciques non activées :

Différents gisements de bentonites calciques naturelles existent en Europe et en Afrique du Nord. Les coûts sont relativement peu élevés du fait de la proximité de ces gisements. Les résistances mécaniques à vert restent moyennement élevées par rapport à celles délivrées par les bentonites sodiques. Les températures de destruction sont faibles à médiocres, toujours en comparaison des bentonites sodiques.

- Les bentonites calciques activées

Nous pouvons obtenir par un traitement d'activation d'une bentonite primitivement calcique, une partie des propriétés des bentonites sodiques naturelles. Pour obtenir des propriétés se rapprochant de celles développées par les bentonites sodiques naturelles, il est nécessaire d'effectuer un traitement chimique sur les bentonites calciques par la substitution de l'ion  $\text{Na}^+$  à l'ion  $\text{Ca}^{++}$ . Cette opération est appelée « activation », et consiste à mélanger la bentonite calcique avec du carbonate de sodium avec certaines conditions d'humidité, de traitement mécanique et de température [17][18].

Ce traitement apporte à la bentonite primitivement calcique :

- Une meilleure résistance thermique, c'est-à-dire une dégradation moins importante au cours des coulées permettant un taux de régénération faible.
- Résistance mécanique plus importante à haute humidité.
- Une moindre sensibilité des moules aux défauts dus à la dilatation de silice par rapport aux bentonites sodiques naturelles.

En fonderie utilisant le sable à vert, le liant doit présenter de nombreuses propriétés parmi lesquelles :

- Une facilité de mise en œuvre,
  - Une cohésion à vert,
  - Une résistance suffisante à la chaleur pour ne pas provoquer de déformations notables de l’empreinte lors de la coulée et à la solidification du métal.
  - Une perte au feu aussi totale que possible de la cohésion dès la fin de solidification pour permettre non seulement un décochage aisé, mais aussi pour éviter la formation de défauts liés au retrait de la fonte qui pourraient affecter la pièce.
  - Une possibilité de récupération et de réutilisation après emploi.
  - Une absence de toxicité et de pollution pour des raisons d’hygiène, de sécurité et environnement.
- **Propriétés :**

Nous constatons que l’argile présente des avantages très particuliers :

- En association avec l’eau, l’argile peut être modelée à la forme voulue, elle devient plastique, c'est-à-dire qu’elle acquiert la faculté de prendre et de conserver une forme déterminée par application d’un effort[19].
- L’eau fixée à l’argile se présente sous deux formes : l’eau liée aux feuillets d’argiles par des liaisons électrostatique et l’eau libre, ou de travail, ne présentant pas ces interactions, mais présent entre les feuillets.
- Ainsi incorporée à un sable réfractaire, l’argile en agglutine les grains, permettant de cette façon la préparation d’un matériau apte à prendre l’empreinte d’un modèle[16].
- Soumise à la chaleur, elle durcit et constitue un liant environ dix fois plus résistant que dans l’état vert. Cet accroissement de cohésion peut parfois être un inconvénient car, employé à vert, un sable argileux se trouve être étuvé par la chaleur du métal liquide, et la résistance

mécanique qui est ainsi développée, peut constituer une entrave au retrait de la pièce ou provoquer des difficultés au décochage[20].

- Après la coulée, l'argile sollicitée thermiquement perd ses propriétés de plasticité du fait de la perte de l'eau liée [20–22].

- **Silicate de sodium**

Le silicate de sodium ( $\text{Na SiO}_3$ ) ou ( $\text{Na}_2\text{O}$ ), ( $\text{SiO}_2$ ) utilisé comme matière première majeure dans la fabrication du savon de lavage est obtenu par la fusion à haute température (1650 °C) de silice pure ( $\text{SiO}_2$ ) avec de la soude de lavage ( $\text{Na}_2\text{CO}_3$ ). C'est un fluide épais et visqueux qui génère une liaison forte lorsqu'il est mélangé avec du sable siliceux et que nous le faisons réactiver avec du gaz  $\text{CO}_2$ .

Le  $\text{SiO}_2$  libéré est Amorphe et forme un gel entraînant une augmentation de la viscosité, ce qui confère une force de liaison aux grains de sable. Ce procédé est utilisé à la fois pour le moulage et la fabrication de noyaux, l'avantage étant un durcissement chimique à froid très rapide, sans nécessité de cuisson, ainsi que l'obtention de valeurs de résistance très élevées. En fait, la force excessive de la liaison est le principal inconvénient de ce procédé qui cause des problèmes d'ébarbage et de nettoyage ainsi que des fissures à chaud dans les pièces moulées.

- **Les huiles**

Divers types d'huiles végétales, telles que l'huile de chanvre et les huiles marines, peuvent également produire des liaisons entre les grains de sable. Celles-ci développent une adhérence et une résistance par un durcissement impliquant une oxydation et une polymérisation. L'acide linoléique contenu dans ces huiles agit comme le principal constituant durcisseur, les polymères devenant solides et durs lorsqu'ils sont chauffés à 120-200° C. Pendant la cuisson, un ramollissement à chaud et un dégagement de gaz se produisent et, à une température plus élevée, la liaison devient fragile, ce qui affaiblit le mélange. Il faut donc faire très attention au taux et à la température de cuisson pour les sables bitumineux. Récemment, en raison du coût élevé des huiles ainsi que du coût et du temps de cuisson, les sables bitumineux ont été abandonnés[9].

- **Les résines**

Les résines sont des gommes à haut point de fusion obtenues par modification chimique de gommes végétales ou fabriquées synthétiquement à partir de furanes et de composés phénoliques. La résine

urée-formaldéhyde (UF) modifiée avec de l'alcool furanique produit une bonne force d'adhérence des grains de sable lorsqu'elle est mélangée et chauffée. De même, les résines phénol-formaldéhyde (PF) ont une meilleure résistance à la chaleur après mélange et cuisson et sont moins coûteuses que les résines UF. L'avantage de la résine comme liant est qu'une grande variation appropriée des propriétés finales peut être obtenue par le mélange de la résine, du catalyseur et de l'agent oxydant et que la résistance peut être obtenue même sans cuisson (résines à prise froide), ce qui permet de surmonter les restrictions imposées par les sables bitumineux. En raison des exigences de qualité, et de production, les sables agglomérés par des résines sont devenus très demandés pour les moules et les noyaux sans cuisson.

Les liants à base de résine sont assez populaires, car il est possible d'obtenir différentes propriétés en les mélangeant à divers additifs. Parmi les autres avantages, citons une bonne aptitude au collage, un faible dégagement gazeux et le fait qu'ils laissent une bonne finition de surface sur le moulage [23].

Le MDI (méthylène diphényl diisocyanate) est par ailleurs une résine liante couramment utilisée dans le processus de noyautage des fonderies.

#### **1.4.3.2. Eau**

L'eau affecte presque toutes les propriétés physiques et mécaniques du sable vert. Dans le sable vert, l'eau existe sous deux formes. L'une est l'eau libre, qui peut être éliminée par séchage. L'autre est l'eau liée, qui est absorbée, pénètre dans le mélange et forme un microfilm qui recouvre la surface de chaque feuillet d'argile et qui ne peut être éliminée que par chauffage à haute température[23] La quantité d'eau utilisée doit être correctement contrôlée[1]. En cas de chauffage important et localisé, par exemple à proximité des attaques ou sur les surfaces horizontales du moule exposées à la chaleur rayonnante du métal, l'humidité est repoussée de la surface du moule et se condense en une couche sous-jacente faiblement humide qui peut facilement se briser et produire des défauts d'expansion dans les pièces moulées tels que des croûtes et des queues de rat [24].

#### **1.4.3.3. Additifs**

Les additifs sont des matériaux ajoutés aux sables de moulage et de noyautage pour donner des propriétés particulières autres que le liant [9], par exemple :

- Amélioration de l'état de surface

- Résistance à sec
- Réfractarité du moule ou du noyau
- Matériaux de rembourrage qui brûlent et permettent la dilatation des grains de sable, évitant les défauts orientés vers la dilatation tels que la gale.

#### **1.4.3.4. Additifs de démoulage**

Pendant la préparation du moule, le sable de moulage est compacté contre le modèle. Une fois le moule réalisé, il est nécessaire de retirer le modèle pour former la cavité du moule dans laquelle le métal liquide sera versé. Pour que le modèle se sépare facilement du moule, des matériaux de démoulage sont utilisés. Il s'agit de poudres très fines d'une granulométrie de 100 à 200 mailles (75-150 microns), parfois sous forme liquide. Les poudres de talc et de graphite ont des flocons naturels et donnent un démoulage lisse et facile. La poudre de silice sèche est également utilisée, car elle est moins chère et empêche le collage du sable sur le modèle. L'huile minérale ou la solution de silicone à base d'eau sont utilisées comme produits de démoulage, principalement pour les modèles en métal et les grands modèles en bois.

### **1.5. Les fontes**

Les fontes sont des alliages ferreux dont la teneur en carbone est supérieure à 2,0 % en masse, mais dans la pratique, la plupart des fontes contiennent entre 3,0 et 4,5 % en masse de carbone. Dans certains cas exceptionnels, les alliages contenant moins de 2,0 % en masse de carbone peuvent être considérés comme faisant partie de la famille des fontes, car le silicium et certains autres éléments d'alliage peuvent modifier la solubilité maximale du carbone dans l'austénite, ce qui entraîne une solidification avec une structure eutectique. Nous pouvons voir dans le diagramme de phase fer-carbone de la figure 1.15 à quel point ils sont proches de la composition eutectique. Ce diagramme d'équilibre représente en fait l'équilibre métastable entre le fer et la cémentite (Fe<sub>3</sub>C). À 6,67 % en masse de carbone, il y a 100 % de cémentite (Fe<sub>3</sub>C)[25]. La cémentite est un composé métastable et peut se décomposer pour former de la ferrite alpha ( $\alpha$ ) et du graphite s'il est chauffé pendant de longues périodes (plusieurs années) selon la réaction de l'équation (1.1) :



Pour la plupart des fontes, le carbone existe sous forme de graphite, et tant la microstructure que le comportement mécanique dépendent de la composition et du traitement thermique.

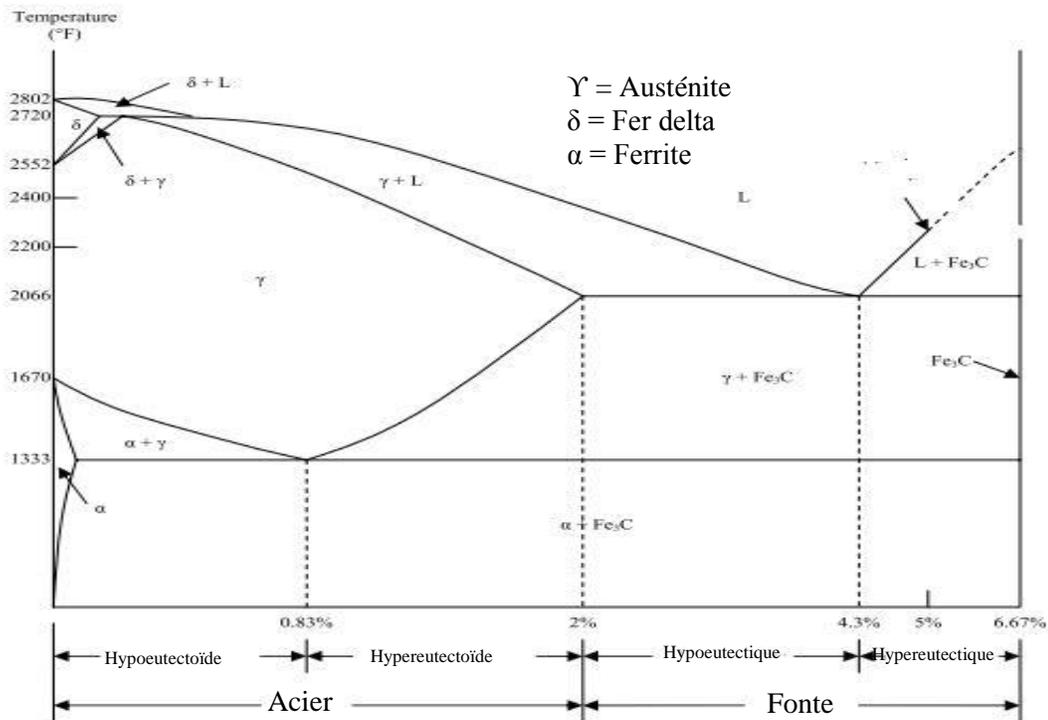


Figure 1.15: Diagramme de phase Fer-carbone[26]

### 1.5.1. Les types de fonte

Les types de fonte les plus courants sont la fonte grise (ou à graphite lamellaire GJL), la fonte ductile (ou à graphite sphéroïdal GJS), la fonte blanche, la fonte malléable et la fonte à graphite compact.

#### 1.5.1.1. Fonte grise (fonte à graphite lamellaire GJL)

Les teneurs en carbone et en silicium des fontes grises varient entre 2,5 et 4,0 % en masse et entre 1,0 et 3,0 % en masse, respectivement. Pour la plupart de ces fontes, le graphite se présente sous forme de lamelles, qui sont normalement entourés d'une matrice ferritique. La microstructure d'une fonte grise typique est illustrée à la figure 1.16. Ces lamelles de graphite donnent un aspect gris à une surface fracturée, d'où sa dénomination[27][28].

D'un point de vue mécanique, la fonte grise est relativement fragile en raison de sa microstructure ; les pointes des lamelles de graphite sont pointues, et peuvent servir de points de concentration des contraintes lorsqu'une contrainte de traction externe est appliquée. La résistance et la ductilité sont beaucoup plus élevées sous des charges de compression[25].



Figure 1.16: Micrographies optiques de la fonte grise : les lamelles de graphite foncé sont noyées dans une matrice ferritique. 500×. [25].

### 1.5.1.2. Fonte ductile (à graphite sphéroïdal GJS)

L'ajout d'une petite quantité de magnésium à la fonte grise avant la coulée produit une microstructure et des propriétés mécaniques nettement différents[29]. Le graphite se forme toujours, mais sous forme de nodules ou de particules sphériques au lieu de lamelles. L'alliage qui en résulte est appelé fonte à graphite sphéroïdal ou fonte ductile et une microstructure typique est présentée à la figure 1.17. Les pièces coulées sont plus résistantes et beaucoup plus ductiles que la fonte grise. En fait, la fonte ductile présente des caractéristiques mécaniques proches de celles de l'acier. Les applications typiques de ce matériau comprennent les vannes, les corps de pompe, les vilebrequins, les engrenages et d'autres composants automobiles et mécaniques[25].

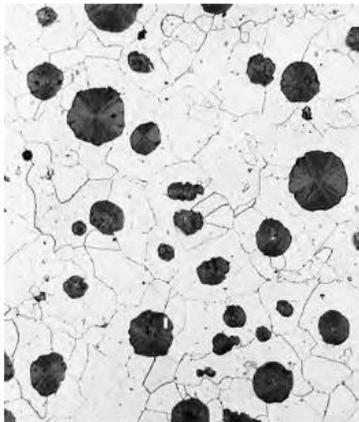


Figure 1.17 : Micrographies optiques de la fonte à graphite sphéroïdal (ductile) : les nodules de graphite foncé sont entourés d'une matrice ferritique. 200×

### **1.5.1.3. Fonte blanche et fonte malléable**

Pour les fontes à faible teneur en silicium (contenant moins de 1,0 % en poids de Si) et les taux de refroidissement rapides, la plupart du carbone existe sous forme de cémentite au lieu de graphite. La surface de rupture de cet alliage a un aspect blanc, ce qui lui a donné le nom de fonte blanche. Une micrographie optique montrant la microstructure de la fonte blanche est présentée à la figure 1.18 a. Les sections épaisses peuvent ne présenter qu'une couche superficielle de fonte blanche qui a été "refroidie" pendant le processus de coulée ; la fonte grise se forme dans les sections intérieures, qui se refroidissent plus lentement. En raison des grandes quantités de la phase cémentite, la fonte blanche est extrêmement dure, mais aussi très cassante, au point d'être pratiquement non usinable. Son utilisation est limitée aux applications qui nécessitent une surface très dure et résistante à l'usure, sans un haut degré de ductilité - par exemple, comme rouleaux dans les laminoirs. En général, la fonte blanche est utilisée comme intermédiaire dans la production d'une autre fonte, la fonte malléable[25].

Le chauffage de la fonte blanche à des températures comprises entre 800 et 900 °C (1470 et 1650 F) pendant une période de temps prolongée et dans une atmosphère neutre (pour éviter l'oxydation) provoque une décomposition de la cémentite, formant du graphite, qui existe sous forme de rosettes entourées d'une matrice de ferrite ou de perlite, selon la vitesse de refroidissement. Une micrographie d'une fonte malléable ferritique est présentée à la figure 1.16d. La microstructure est similaire à celle de la fonte nodulaire (figure 1.18b), ce qui explique la résistance relativement élevée et la ductilité. Parmi les applications représentatives, citons les bielles, les engrenages de transmission et les boîtiers divers pour l'industrie automobile, ainsi que les brides, les raccords de tuyauterie et les pièces de robinetterie et d'autres services à usage intensif [30].

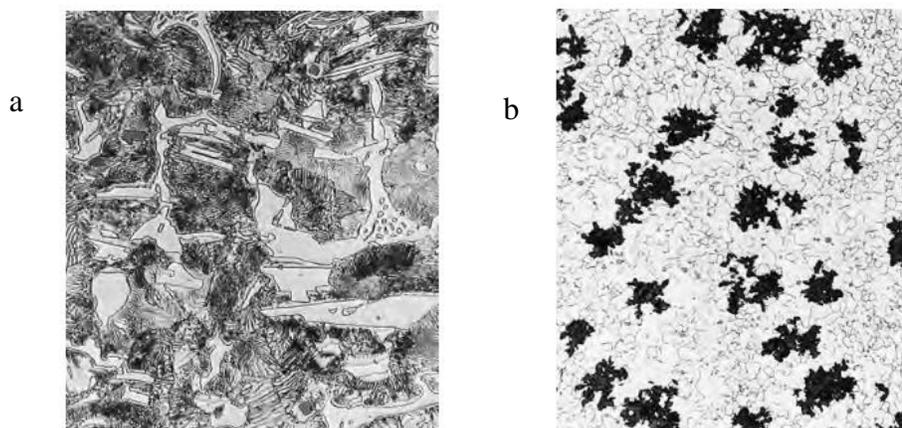


Figure 1.18 : Micrographies optiques de la fonte : (a) Fonte blanche : les régions claires de cémentite sont entourées de perlite, qui présente la structure en couches de ferrite-cémentite. 400 $\times$ . (b) Fonte malléable : rosettes de graphite foncé (carbone de trempe) dans une matrice ferritique. 150 $\times$

#### 1.5.1.4. Fonte à graphite vermiculaire

Une addition relativement récente à la famille des fontes est la fonte à graphite vermiculaire. Comme pour les fontes grises, ductiles et malléables, le carbone existe sous forme de graphite, dont la formation est favorisée par la présence de silicium. La teneur en silicium varie entre 1,7 et 3,0 % en masse, tandis que la teneur en carbone se situe normalement entre 3,1 et 4,0 % en masse. Du point de vue microstructural, le graphite de ce type de fonte a une forme de ver (ou de vermicule). Une microstructure typique de CGI est représentée sur la micrographie optique de la figure 1.19. Par rapport aux autres types de fonte, les caractéristiques recherchées des fontes à graphite vermiculaire sont les suivantes :

- Une conductivité thermique plus élevée
- Meilleure résistance aux chocs thermiques.
- Oxydation plus faible à des températures élevées.

Les fontes à graphite vermiculaire sont maintenant utilisées dans un certain nombre d'applications importantes, notamment les blocs de moteurs diesel, les collecteurs d'échappement et les carters de boîtes de vitesses[25].

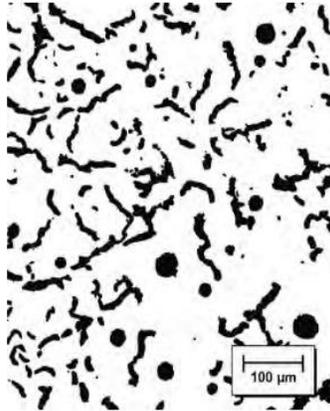


Figure 1.19 : Micrographies optiques de la fonte à graphite compacté : des particules de graphite sombre en forme de ver sont noyées dans une matrice ferritique. 100×

## 1.6. Contrôle des fontes

Le contrôle de la composition chimique de la fonte avant et après traitement s'effectue à l'aide de l'analyse thermique et de la spectrométrie.

L'analyse thermique est depuis longtemps utilisée en fonderie comme un outil de contrôle métallurgique de la fonte, il consiste à enregistrer la courbe de refroidissement d'une fonte (dans un godet de sable à prise chimique) et à interpréter automatiquement cette courbe pour en déduire des informations sur sa composition chimique et les caractéristiques mécaniques attendues (figure 1.20). Elle nous donne accès aux informations suivantes[31][32]:

- %  $C_{eq}$ , % Si, % C.
- Les températures de coulée, liquidus, solidus et eutectique, surchauffe et recalescence [33].
- Résistance mécanique  $R_m$  et dureté HB.

L'analyse de la courbe de refroidissement et de ses dérivés, ainsi que l'interprétation des phénomènes physiques qui peuvent se produire lors d'un changement de phase permettent d'identifier la chaleur latente de fusion et l'évolution de la fraction solide en fonction de la température [34].

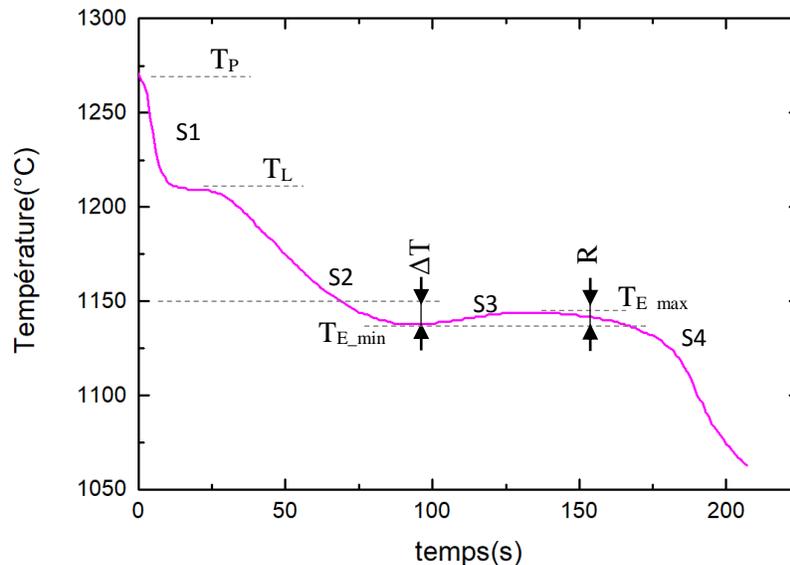


Figure 1.20 : Courbe de refroidissement de la fonte EN-GJL-300

La qualité métallurgique des pièces en fonte dépend du mode de solidification qui est interprété à partir de cette courbe :

S1 : Début de solidification.

TL : Température de liquidus. La première phase solide commence à se former.

S2 : Début de formation de graphite.

$T_{E\_min}$  : L'austénite et le graphite sont encore en croissance.

S3 : Recalescence ( $R = T_{E\_max} - T_{E\_min}$ ) : Augmentation de la température du métal.

$T_{E\_max}$  : Température eutectique maximale. Détermine la recalescence et est liée au mode de graphitisation.

S4 : Deuxième phase de solidification.

L'analyse thermique est devenue un outil indispensable qui sert à maîtriser l'élaboration des fontes et contrôler le processus de fusion et ainsi limiter le taux de rebuts liés à des causes métallurgiques[35][36]. Cette méthode permet en effet de déterminer l'espacement des bras de dendrite[37][38], de quantifier les effets d'un produit (recarburant ou inoculant), prédire la nodularité des fontes à graphite sphéroïdal et réduire le risque de graphite dégénéré [39–41] et évaluer les propriétés mécaniques et la dureté (HB) avant la coulée et enfin suggérer des corrections métallurgiques en cas de dérive[42].

## **1.7. Contrôle des pièces moulées**

À la phase finale de la production, une série de contrôles doit être effectuée pour vérifier la conformité des pièces moulées aux exigences des cahiers de charges. Trois catégories principales de ces contrôles sont :

- Contrôle non destructif pour rechercher les défauts pouvant être détectés sur la pièce (rayons X, ultrason).
- Contrôle des propriétés mécaniques (essai de traction, duromètre, rugosimètre).
- Contrôle de la microstructure (microscopie optique)
- Contrôle dimensionnel (MMT, scanner 3D)

## **1.8. Simulation numérique en fonderie**

De nos jours, la simulation de coulée est devenue un outil indispensable pour visualiser la solidification et le refroidissement du moule et pour prédire l'apparition de défauts[26, 32, 43–46]. Pour faire face à la concurrence internationale, les fondeurs sont constamment à la recherche de gains de productivité, exprimés par une volonté d'améliorer les coûts, les délais et la qualité. La simulation numérique offre la possibilité de représenter des phénomènes physiques que le moulage réel ne permet pas de révéler. Elle donne des indications importantes sur les phases de remplissage et de solidification, ainsi que sur les échanges thermiques moule-métal.

### **1.8.1. Les étapes de la simulation numérique**

La procédure de simulation numérique de moulage consiste tout d'abord à introduire le CAO de la pièce à couler y compris le système de coulée et tous les autres composants utilisés, tels que les refroidisseurs, les noyaux, les manchons, etc. L'entrée des données nécessaires au calcul, tels que les propriétés physiques, mécaniques et thermiques du métal, les propriétés du moule, la température de coulée, le temps de coulée, la pression, etc. Ensuite, mailler et exécuter le calcul et enfin exploiter les résultats. Les résultats du programme de simulation peuvent être présentés sous forme de graphiques ou de figures colorées avec des résultats numériques en fonction du critère utilisé, tels que les températures dans chaque section de la pièce à un moment donné, les temps de solidification, les zones chaudes, etc. Ces résultats doivent être traduits en informations utiles pour évaluer si une pièce moulée est saine ou non, ou ce qu'il faut faire pour améliorer la conception de la pièce et recommencer à l'étape 1.

### 1.8.2. Le modèle thermique

Nous considérons ici les processus de transfert de chaleur dans un système moule-métal-environnement. Nous traitons le phénomène de transfert de chaleur avec changement de phase [47] qui est décrit par l'équation (1.2) :

$$\rho c(T) \frac{\partial T(\vec{X}, t)}{\partial t} = \nabla [\lambda(T) \nabla T(\vec{X}, t)] + L \frac{\partial f_s(\vec{X}, t)}{\partial t} \quad (1.2)$$

Où L est la chaleur latente, libérée par la fonte pendant la solidification et  $f_s$  est la fraction solide décrite par l'équation (1.2), qui est sensible à la variation de température en fonction du temps, donc :

$$\frac{\partial f_s(\vec{X}, t)}{\partial t} = \frac{\partial f_s(\vec{X}, t)}{\partial T} \frac{\partial T(\vec{X}, t)}{\partial t} \quad (1.3)$$

Le transfert de chaleur dans le moule est décrit par l'équation suivante (m est l'indice du moule):

$$\rho_m c_m(T) \frac{\partial T_m(\vec{X}, t)}{\partial t} = \nabla [\lambda_m(T) \nabla T_m(\vec{X}, t)] \quad (1.4)$$

La surface externe du moule présente une continuité thermique donnée par la condition aux limites :

$$-\lambda_m(T) \frac{\partial T_m(\vec{X}, t)}{\partial n} = h_1 (T_m(\vec{X}, t) - T_a) \quad (1.5)$$

Le contact thermique entre la fonte et le moule est décrit par l'équation suivante

$$\lambda(T) \frac{\partial T(\vec{X}, t)}{\partial n} = \lambda_m(T) \frac{\partial T_m(\vec{X}, t)}{\partial n} = h_2 [T(\vec{X}, t) - T_m(\vec{X}, t)] \quad (1.6)$$

Où

$h_2$  Coefficient de transfert de chaleur à l'interface moule/métal

$T_a$  Température ambiante

$\partial/\partial n$  Dérivée normale

La surface extérieure du moule présente une continuité thermique donnée par les conditions aux limites suivantes : Flux de thermique par convection et par rayonnement décrit par l'équation (1.6).

$$q = q_c + q_r = h [T_m(\vec{X}, t) - T_a] + \varepsilon \cdot \sigma (T_a^4 - T_m^4) \quad (1.7)$$

Où :

$h$  Coefficient de transfert de chaleur par convection

$\varepsilon$  Coefficient d'émissivité

### **1.8.3. Les paramètres du modèle thermique**

Les limites de chaque logiciel de simulation de moulage sont différentes. Pour obtenir les résultats de simulation les plus précis, tous les paramètres d'entrée doivent être réglés avec soin pour correspondre à la coulée réelle, notamment le matériau, la composition chimique, le matériau du moule, la température de coulée, le temps de coulée, les conditions au limites tels que les valeurs des coefficients de transfert de chaleur, les courbes de refroidissement, les propriétés thermo-physiques des matériaux du moule et de métal, etc. Les logiciels disponibles ont des valeurs moyennes de celles existantes dans la littérature et leur utilisation peut conduire à une faible précision de calcul.

#### **1.8.3.1. Identification des propriétés thermo-physiques du moule**

Pour simuler le transfert de chaleur dans un moule en sable durant la solidification d'un métal fondu, plusieurs paramètres inconnus sont à identifier. La connaissance de ces paramètres est indispensable pour la simulation des phénomènes de remplissage et de solidification en fonderie. Malgré la littérature a déjà traité d'une manière générale ces paramètres[2–4], leur connaissance dans les conditions de production et en fonction de la température reste quasiment absente. De plus, les logiciels disponibles ont des valeurs moyennes de ceux qui existent dans la littérature et leur utilisation peut entraîner une faible précision des calculs. En ce sens, G. SOLENIKI [48] a développé un instrument de mesure de la conductivité thermique de sable de moulage en fonction de la température allant jusqu'à seulement 300 °C. Krajewski et al [2] ont mesuré la conductivité thermique d'un moule en sable à vert coulé avec du cuivre jusqu'à 500 °C et ont déterminé les dépendances à la température des propriétés thermiques du moule en sable jusqu'à un maximum de 450 °C [3]. S.I. Bakhtiyarov et al. [49] ont déterminé la dilatation thermique et la densité apparente de sable d'olivine, sable de zircon et sable de silice en régime transitoire à l'aide d'un dilatomètre à double tige de poussée contrôlé par ordinateur. H.F. Li et al. [4] ont étudié l'influence de la variation de la bentonite et la teneur en eau sur la conductivité thermique de sable de moulage. Ewa et Bohdan [50] ont identifié les propriétés thermiques du système moule-métal en s'appuyant sur le problème inverse. Won et Jae [51] ont développé un modèle empirique pour l'identification de la conductivité thermique de bentonite et du mélange sable-bentonite. L'étude de la variation des propriétés thermo-physiques des sables de moulage à haute température est quasiment absente.

D'autre part, il est bien connu que la quantité et la vitesse de transfert de chaleur entre le métal fondu et le sable et à température ambiante déterminent la structure et les propriétés de la pièce moulée. Ces deux paramètres dépendent des propriétés thermo-physiques de l'alliage fondu, mais aussi du moule. Les propriétés thermo-physiques des moules en sable dépendent fortement des caractéristiques de sable, malheureusement ces relations sont inconnues dans la plupart des cas. Dans notre étude, nous visons à étudier l'influence de la variation des caractéristiques du sable à vert sur les propriétés thermo-physiques.

### **1.8.3.2. Identification du coefficient de transfert de chaleur à l'interface moule/métal**

Un des principaux paramètres d'entrée des logiciels de simulation de moulage qui joue un rôle important dans la modélisation précise du processus de solidification est le coefficient de transfert de chaleur à l'interface moule/métal (IHTC). Cependant, sa valeur n'est pas facilement déterminée par des méthodes expérimentales, car elle est influencée par divers facteurs, tels que le type d'alliage, la chaleur latente, les propriétés thermophysiques du moule, la température initiale du moule [52][53]. Plusieurs chercheurs ont concentré leurs études sur la détermination de ce coefficient vu son importance. Zhang et al. [54] ont développé un modèle de conduction inverse pour déterminer le flux de chaleur et l'IHTC pour la coulée cylindrique dans le procédé de moule perdue. Palumbo et al. [55] ont proposé une procédure d'optimisation pour déterminer l'IHTC et la fraction solide de l'acier inoxydable superduplex ainsi qu'une valeur optimale de la chaleur latente dans le processus de moulage en sable. Rajaraman et al. [56] ont estimé l'IHTC et la température de surface du moule pendant la solidification d'un alliage d'aluminium rectangulaire coulé dans un moule en sable par deux méthodes différentes : le volume de contrôle et l'approche de Beck. Toutes ces études se sont concentrées sur les différentes méthodes d'identification de l'IHTC sans étudier l'influence de l'épaisseur de la pièce moulée et de la distance entre l'interface moule/métal et le point de mesure. Nous visons donc à déterminer la position optimale de mesure de la température et l'épaisseur optimale de la pièce moulée rectangulaire ainsi que le meilleur algorithme pour l'identification de l'IHTC.

## **1.9. Conclusion**

Ce chapitre a permis, en premier lieu, de présenter d'une manière générale la fonderie de fonte et les étapes de production des pièces métalliques par moulage en sable, commençant par la préparation des sables jusqu'à l'obtention du produit fini.

Une analyse exhaustive a été menée sur les sables des moulages tels que le sable à vert et le sable à prise chimique et leurs ingrédients ainsi que les exigences d'un bon sable de moulage en fonderie. En outre, nous avons démarré un aperçu sur les fontes, les différents types de fonte ainsi que l'outil d'analyse thermique qui sert au contrôle des caractéristiques de la fonte par l'intermédiaire de la courbe de refroidissement et ses dérivées.

Le moulage en sable est un processus très délicat du point de vue métallurgie, fusion, l'ingénierie et même contrôle qualité. Pour cette raison, il est utile de tenir en compte tous les détails de la fonderie pour la prédiction des défauts de moulage. Pour faire face à ces difficultés, les fonderies s'appuient sur la simulation numérique des procédés de remplissage et solidification même pour concevoir la géométrie du modèle de la pièce à mouler souhaitée. La simulation numérique nécessite la connaissance de plusieurs paramètres liés au moule, au métal et aux conditions aux limites. En effet, nous avons présenté, dans la dernière partie, le modèle numérique de transfert de chaleur par changement de phase dans un moule. Le passage en revue des différentes méthodes d'identification des paramètres du modèle thermique et l'étude de variation de ces paramètres nous a permis de viser notre étude vers la caractérisation des sables de moulage et de la fonte : la caractérisation thermiques du sable à vert en fonction de ses caractéristiques physique et en fonction de la température, la caractérisation thermique du sable à prise chimique et la détermination des propriétés de la fonte.

Dans le chapitre suivant, l'accent sera porté sur les différentes techniques et méthodes utilisées pour la caractérisation des sables de moulage et de la fonte.

---

*Chapitre 2 : Dispositifs et méthodes utilisés pour la  
caractérisation des sables et des fontes*

---

## 2.1. Introduction

Dans ce chapitre, nous présentons en premier lieu les différentes techniques expérimentales et les principes de mesure des caractéristiques des sables de moulage et des propriétés de la fonte à la fonderie TuniCAST. Ensuite, Un intérêt particulier est porté sur la méthode du pont chaud (THB), la méthode de la sonde à aiguille (NP) et la méthode du fil chaud parallèle (PHW) ainsi que le dispositif de mesure qui combine ces deux dernières méthodes. Les modèles analytiques de calcul sont détaillés. Enfin, une dernière partie est consacrée à la méthode inverse, le principe de calcul ainsi que son utilisation en fonderie.

## 2.2. Les essais de contrôle des caractéristiques de sable

Nous présentons dans cette section les essais de contrôle de caractéristiques de sable réalisés au sein du laboratoire de contrôle de sable à TUNICAST.

### 2.2.1. Mesure de la Teneur en eau

La teneur en eau est la quantité d'eau liquide contenue dans l'échantillon. Cette quantité se vaporise totalement à la température de 105-110 °C. Elle est évaluée par perte de poids dans des conditions normalisées de chauffage et de durée d'analyse. La figure 2.1 présente un dessiccateur à chauffage par infrarouge avec un appareil de pesage de précision intégré, permettant de mesurer la perte de poids suite à la vaporisation de l'eau et donc la teneur en eau qui était dans l'échantillon.

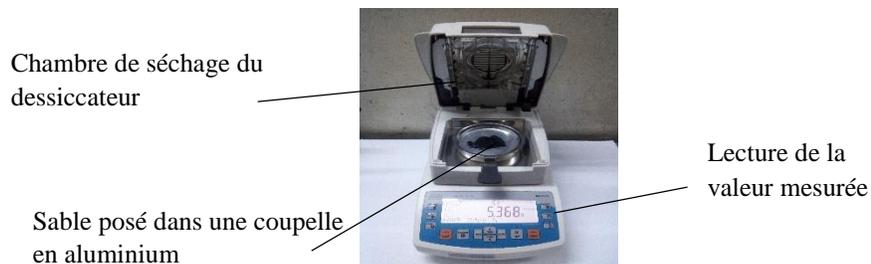


Figure.2.1: Dessiccateur infrarouge

### 2.2.2. Mesure de l'aptitude au serrage (compressibilité)

L'aptitude au serrage est l'une des propriétés les plus importantes du sable à vert. Ses valeurs sont directement liées à la performance du sable dans le moulage. Elle dépend principalement de la teneur en eau et en argile active du sable.

En raison du gonflement de l'argile, le volume du sable à vert change en fonction de la quantité de l'eau ajoutée [57]. L'aptitude au serrage, qui est exprimée en pourcentage, mesure le changement de volume du sable vert lors du compactage. Elle est exprimée en pourcent et correspond à la diminution relative de hauteur d'une éprouvette de diamètre 50 mm et de hauteur 100 mm en sable sous une pression de serrage 10 bar (Soumis à une force de 1960N).

La procédure consiste à remplir les tubes de sable et à appliquer trois coups de fouloir. La valeur de l'aptitude au serrage est directement lue sur une échelle linéaire dans le fouloir. Le schéma ci-dessous (figure 2.2) présente le principe de cet essai. Le dispositif ainsi que le tube à éprouvette sont représentés à la figure 2.3.

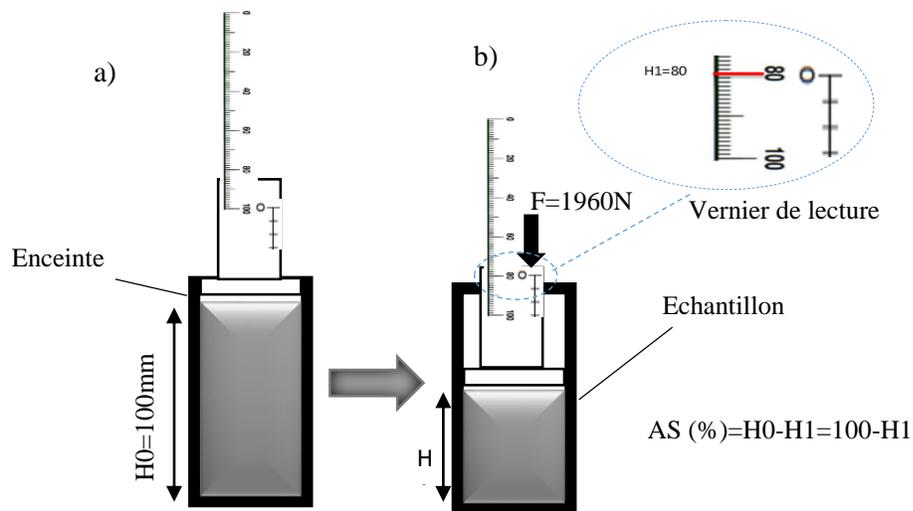


Figure 2.2: Principe de l'essai de l'aptitude au serrage : a) enceinte avant serrage, b) enceinte après serrage

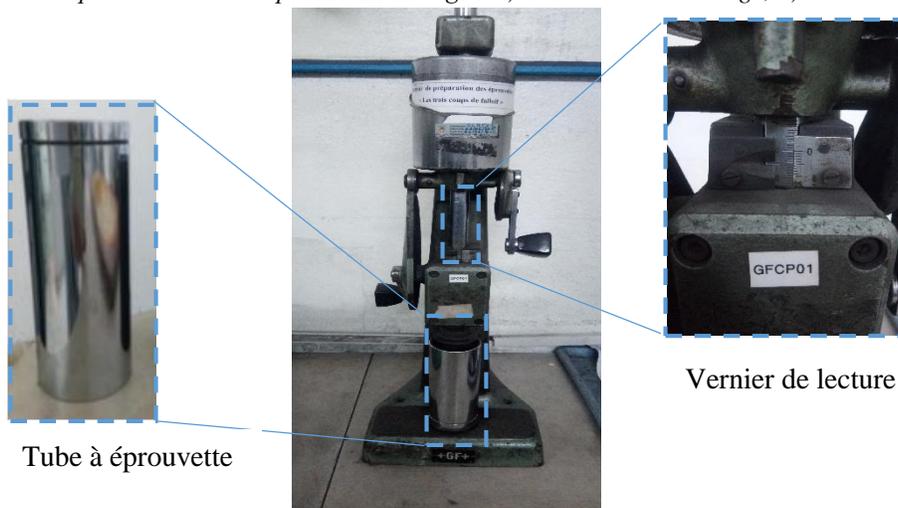


Figure 2.3: Dispositif de mesure de l'aptitude au serrage

Cet essai est utile pour régler la teneur en eau d'un sable de moulage, pour évaluer la teneur en argile active et pour adapter les caractéristiques de serrage du sable au chantier de moulage.

### 2.2.3. Mesure de la perméabilité

La perméabilité est l'aptitude du sable à vert à laisser passer les gaz et le vapeur d'eau générés lors de coulée. La perméabilité du sable dépend des facteurs suivants :

- Taille du grain.
- La forme du grain (rond, angulaire ou composé), la forme ronde étant plus favorable à la porosité.
- La teneur en eau du sable de moulage affecte la perméabilité car l'excès d'eau a tendance à s'accumuler dans les interstices.
- La teneur en liant affecte également la porosité du sable de moulage par le biais de la structure interstitielle.

Le sable utilisé pour la coulée doit être suffisamment poreux pour permettre aux gaz, à l'eau et aux vapeurs de s'échapper librement lorsque le métal fondu est versé dans le moule. Le métal en fusion contient des gaz dissous, qui se dégagent lors de la solidification. De plus, le métal fondu en contact avec le sable humide forme de la vapeur qui doit trouver un passage pour s'échapper complètement. Une porosité insuffisante du sable de moulage entraîne des défauts de moulage tels que des trous de gaz et des pores. Le mouleur a un certain contrôle sur la perméabilité ; le compactage diminue la perméabilité, mais ceci est atténué par la création des événements dans le moule.

Une éprouvette cylindrique de dimensions 50×50 mm<sup>2</sup> est ainsi préparée par une procédure qui consiste à tamiser le sable et peser une quantité nécessaire pour que l'éprouvette compactée soit conforme à la hauteur prescrite. Cette quantité de sable varie entre 145 et 170 g en fonction de sa nature et de sa teneur en eau. On applique ensuite 3 coups de falloir à cette quantité de sable introduite dans le tube à éprouvette, qui est placé ensuite sur le perméamètre (figure 2.4b). La valeur de la perméabilité est déterminée sur la base de la pression d'air envoyée dans l'éprouvette cylindrique en mmH<sub>2</sub>O. Elle représente son aptitude à laisser passer les gaz générés lors de la coulée. La figure 2.4a présente le principe de cet essai.

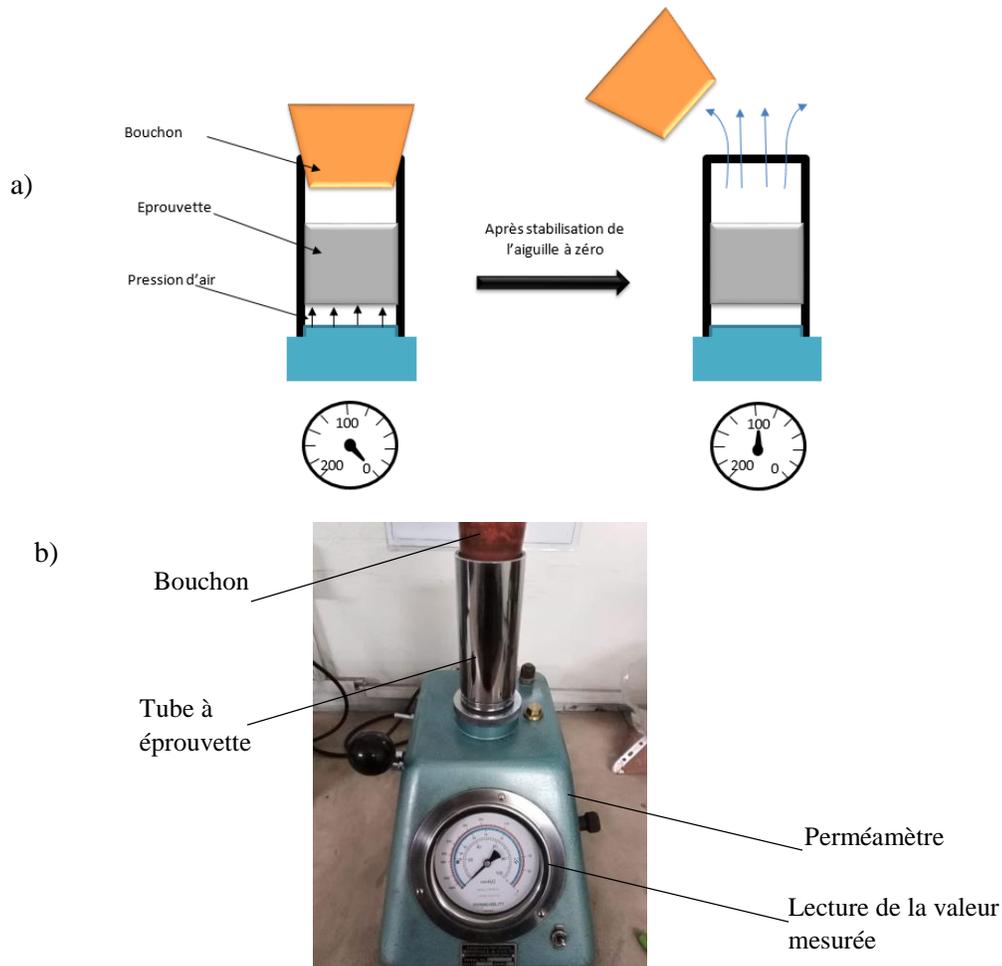


Figure 2.4 : Essai de perméabilité : a) Principe de l'essai, b) Perméamètre

## 2.2.4. Mesure de la résistance à la compression

La résistance à la compression du sable à vert est la contrainte de compression maximale qu'un mélange est capable de supporter lorsqu'il est préparé, compacté et cassé dans des conditions standard. Elle est l'outil de contrôle le plus utilisé pour mesurer le taux d'ajout d'argile dans un système de moulage en sable. Cet essai caractérise la résistance mécanique d'un moule soumis à des efforts de compression. Il est fortement influencé par la qualité du couplage argile/eau et par la teneur de chacun de ces deux composants. La résistance à la compression à l'état brut est l'une des propriétés mécaniques à prendre en compte pour la fabrication d'un moule en sable à vert. Le principe de cet essai est expliqué dans la figure 2.5a.

L'éprouvette, ayant servi à la détermination de la perméabilité, est extraite de son tube à l'aide du piston éjecteur (figure 2.5b) et est placée entre les mors de compression. Après la mise en marche

du scissomètre (figure 2.5c), une force de compression s'exerce sur l'éprouvette jusqu'à rupture. La valeur est indiquée par la suite sur l'afficheur.

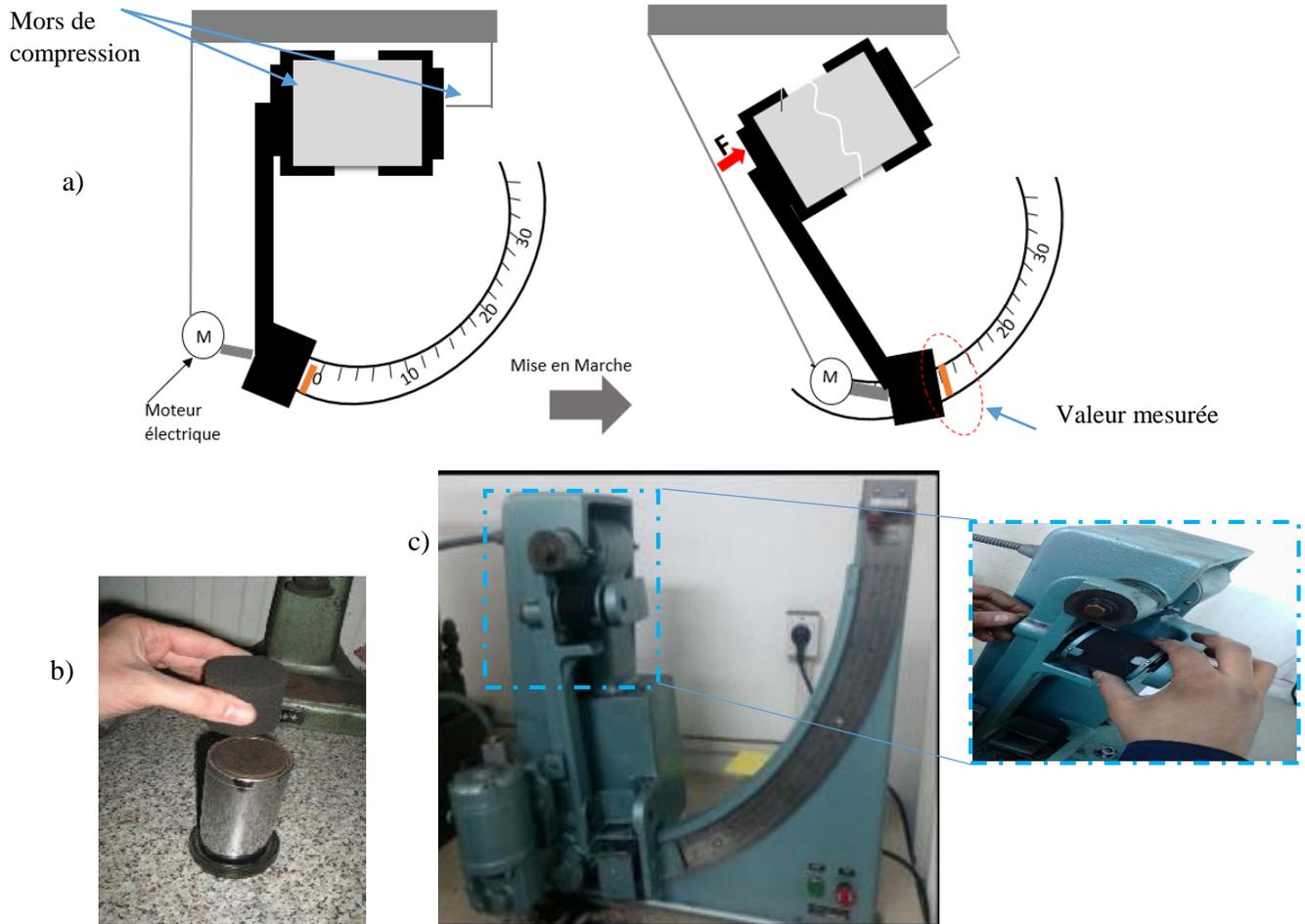


Figure 2.5: Essai de la résistance à la compression : a) Principe de l'essai  
(b) Epreuve, (c) Le scissomètre

## 2.2.5. Mesure de la teneur en argile active

### 2.2.5.1. Principe de la méthode

La teneur en argile « active » est appréciée par l'essai au bleu de méthylène. L'adsorption du bleu de méthylène ne s'effectue que sur les feuillets de l'argile qui n'ont pas été dégradés thermiquement, c'est-à-dire qui ont conservé l'eau liée. Le rapport du taux d'adsorption du bleu de méthylène entre le sable de moulage et l'argile neuve définit le taux d'argile au bleu, qui permet d'apprécier le taux d'argile active, c'est-à-dire de l'argile qui a conservé ses propriétés liantes dans

le sable de moulage. Ce taux dépend essentiellement de la teneur résiduelle en argile non calcinée dans le sable de retour et l'incorporation d'argile neuve lors de la régénération[1].

Le sable de moulage soumis à l'essai est préalablement dispersé par ultrasons (figure 2.6) dans une solution aqueuse à 2 % de pyrophosphate de sodium (tétrasodium diphosphate) afin de séparer les couches d'argiles qui enrobent les grains de sable. Le dosage est ensuite effectué à l'aide d'une solution centimolaire de bleu de méthylène à 3.739 g/L. Le mélange sera placé sous agitation magnétique et l'ajout du bleu de méthylène s'effectue progressivement (figure 2.7). À chaque ajout de 0.5 ml du bleu et à l'aide d'une baguette de verre nous déposons une goutte du mélange sur un papier filtre jusqu'à l'apparition du halo bleu ciel (figure 2.8).

La figure suivante montre le dispositif expérimental de cet essai.



Figure 2.6 : Bac à ultrasons



Figure 2.7 : Agitateur magnétique et burette graduée

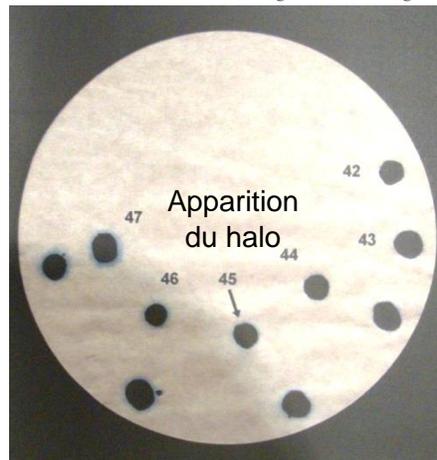


Figure 2.8 : Exemple de mesure de rétention de bleu de méthylène montrant un virage de 45 ml

### 2.2.5.2. Calcul de la valeur de l'argile active

La quantité de bleu de méthylène en mg, retenue par "l'argile active" présente dans un gramme de matière, est donnée par la relation suivante :

$$\text{Titre bentonite (mg/g)} = \frac{100. X. Y}{P. (100 - H)} \quad (2.8)$$

- Avec : X le volume du bleu de méthylène correspondant au virage en ml.  
Y la masse du bleu de méthylène contenue dans un ml de solution en mg.  
P la masse de la prise d'essai en grammes.  
H l'humidité de la matière en %.

En utilisant du bleu de méthylène de masse moléculaire 373.9 g/mol, la rétention du bleu de méthylène est égale à :

$$\text{Titre échantillon (mg/g)} = \frac{373.9. X}{P. (100 - H)} \quad (2.9)$$

Afin d'obtenir le résultat exprimé en % d'argile active sur l'échantillon, on fait le rapport du titre en mg/g obtenu sur l'échantillon et du titre en mg/g de la bentonite pure présente dans l'échantillon.

$$(\% \text{ de l'argile active})^{ABM} / \text{échantillon}(\%) = \frac{\text{Titre échantillon (mg/g)} \times 100}{\text{Titre bentonite (mg/g)}} \quad (2.10)$$

À TUNICAST le titre de bentonite, donné par le fournisseur IMERYS, est 365 (mg/g)

### 2.2.6. Analyse granulométrique

Le sable, ou résidu siliceux, ainsi recueilli après lavage est séché, pesé, et ensuite criblé à travers une série de tamis d'ouverture de mailles décroissantes (figure 2.10). Le classement des grains s'obtient par vibration de la colonne de tamis pendant 10 minutes. On pèse ensuite les refus recueillis sur les différents tamis et les fines traversant le dernier tamis de la pile. La répartition granulométrique, ainsi déterminée, peut alors être mise sous la forme d'un histogramme (figure 2.9) [58].

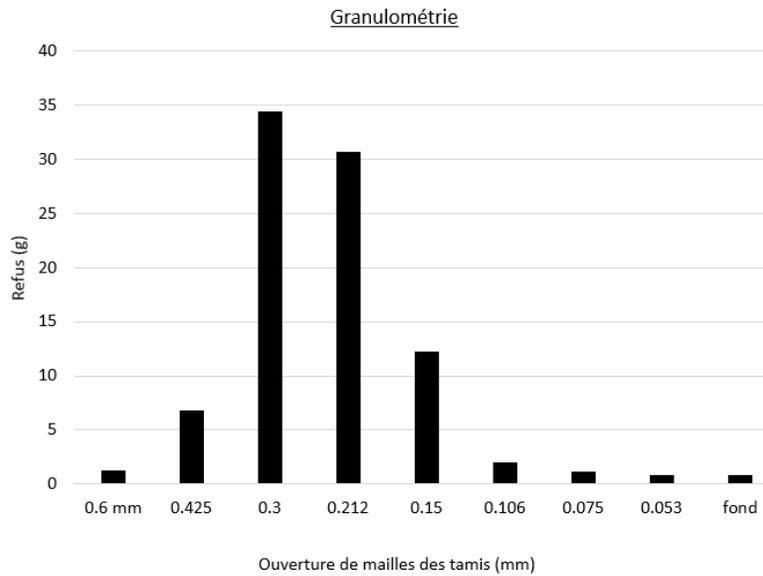


Figure 2.9 : Répartition granulométrique de sable de moulage

Le calcul de l'indice de finesse (granulométrie) consiste à multiplier le refus sur un tamis par son coefficient, à totaliser les différents produits obtenus et à diviser le total par la masse de l'échantillon tamisé[14]. L'indice de finesse est utilisé universellement pour caractériser un sable. Il varie de 0 à 300, le sable étant d'autant plus fin que l'indice est élevé. En fonderie, l'indice de finesse est en général compris entre 45 et 140 selon les alliages coulés et le type de fabrication, avec une nette prédominance entre 55 et 80 A.F.S. En fonderie de fonte, l'indice de finesse de sable varie entre 40 et 70[59].

Cet essai doit être réalisé pour chaque réception de sable neuf[60] et chaque semaine pour le sable de moulage.

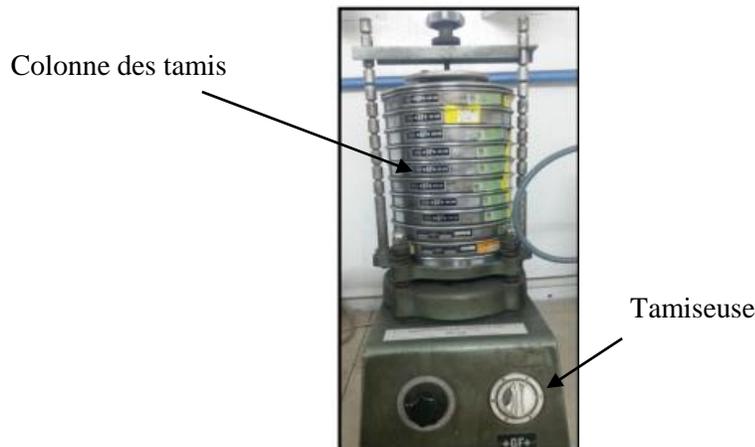


Figure 2.10: Essai de granulométrie

### 2.2.7. Perte au feu

La perte au feu représente la perte globale par calcination à 1200 °C du sable préalablement séché à 105 °C de manière à vaporiser l'eau de constitution des argiles et à décomposer tous les éléments combustibles.

Ces composants sont :

- Additifs carbonés non transformés
- Cokes résiduels (issus de la transformation des additifs carbonés en atmosphère confinée)
- L'argile active (perte de l'eau liée)

La différence de masse entre l'échantillon calciné et l'échantillon séché constitue la perte au feu.

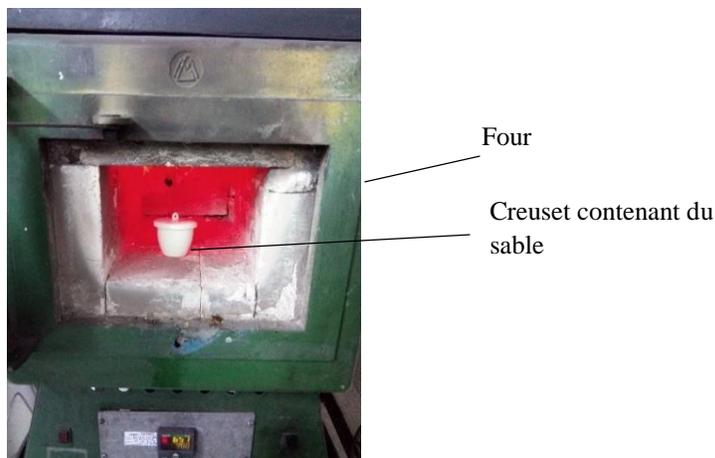


Figure 2.11: Essai de perte au feu

## 2.3. Contrôle des caractéristiques de la fonte

### 2.3.1. Analyse thermique

Le dispositif d'analyse thermique est composé d'un godet fabriqué en sable à prise chimique et un thermocouple de type K placé à une distance de 20 mm du fond de godet rempli par le métal fondu à l'aide d'un louche après son traitement dans le poche, un potentiomètre (figure 2.14b) sur lequel le godet (figure 2.14c) est placé et un appareil qui enregistre la différence de potentiel du thermocouple en fonction du temps et affiche la variation de la température et d'autres données.

Cet appareil est connecté à un ordinateur avec le logiciel MeltControl 2000-Win qui traite ces données et donne la courbe de refroidissement de la fonte. Un schéma de l'équipement d'analyse thermique est présenté dans la figure 2.14a.

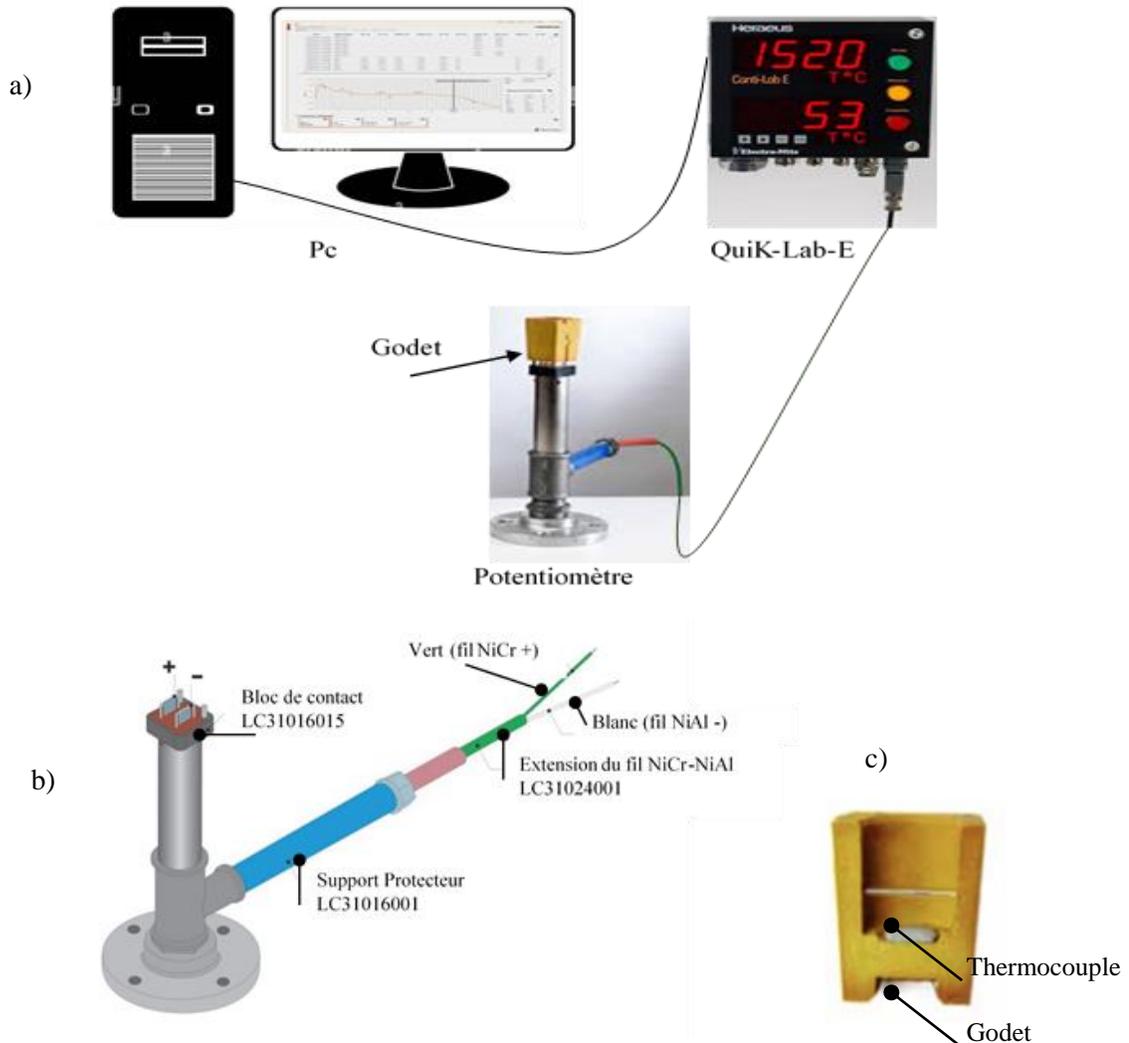


Figure 2.12: Essai d'analyse thermique : a) dispositif expérimental de l'analyse thermique b) pied d'analyse thermique, c) coupe d'un godet

### 2.3.2. Analyse chimique

Pour contrôler la composition chimique de la fonte, TuniCAST dispose d'un dispositif de spectrométrie par étincelle (figure 2.13a) qui est basé sur le principe de l'émission de l'énergie lumineuse produite par un échantillon métallique vers une surface où passe un courant électrique. Ceci est réalisé en utilisant un générateur d'étincelles. Le matériau conducteur est placé entre l'anode (en tungstène) et la cathode. La décharge par étincelle produit un plasma formé par le passage d'argon à proximité de deux électrodes entre lesquelles une tension est appliquée. L'énergie lumineuse émise par l'échantillon s'exprime sous la forme d'un spectre d'émission ou d'une lumière polychromatique constitué de l'ensemble des énergies lumineuses émises par les éléments

constitutifs du matériau. Dans le système optique, cette lumière polychromatique est émise vers un réseau à travers la lentille d'entrée, qui sépare le réseau en ses divers composants.

L'échantillon métallique (figure 13c) est obtenu par moulage dans un moule métallique (figure 2.13b) spécifique à ce type d'essai.

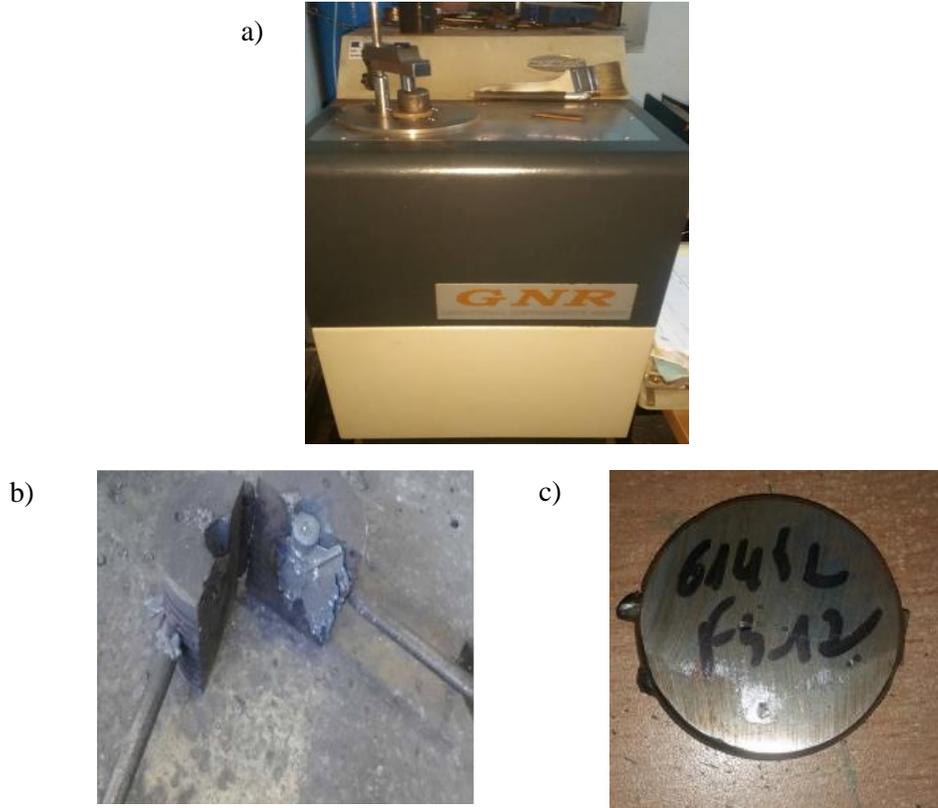


Figure 2.13: Essai d'analyse chimique : a) spectrométrie par étincelle

b) moule métallique, c) échantillon

#### 2.4. Les essais de caractérisation thermo-physique

Pour déterminer les propriétés thermo-physiques d'un matériau, il est primordial de créer un déséquilibre thermique du milieu qui peut être stationnaire ou non selon la méthode utilisée. L'analyse de l'évolution de la température conduit à l'identification de propriétés recherchées. Certaines méthodes de mesure, appelées méthodes photo-thermiques utilisent un rayonnement lumineux et d'autres utilisent des résistances électriques pour la création du déséquilibre et par la suite la variation de la température au sein du matériau étudié. C'est le cas des méthodes électrothermiques. Parmi ces méthodes, nous citons : La méthode de fil chaud [61] utilisé pour la mesure de la conductivité thermique des matériaux isolants à haute température. Le principe est d'appliquer un échelon de flux de chaleur constant au fil chauffant, placé au centre de la face d'un

échantillon inférieur et entre deux échantillons identiques (figure 14a), et de relever l'évolution de la température  $T_s(t)$  de ce fil en fonction du temps, soit par la mesure de la résistance électrique du fil, soit par un thermocouple soudé sur le fil [62]. La limite de cette méthode est que l'utilisation d'un fil de petit diamètre conduit à un nombre limité de points de contact entre le fil et le matériau et surtout pour les matériaux granulaire, d'où l'idée de la technique de la bande chaude transitoire (THS) donnée par Gustafsson [63]. Le fil est remplacé par une bande fine en métal à une face émettrice de chaleur dix fois plus grande que celle du fil chauffant. Le principe de mesure est le même appliqué par la méthode du fil chaud ((figure 2.14b). Cette méthode a été utilisée pour les matériaux à très faible conductivité thermique et à très faible capacité calorifique [64]. Malgré ces modifications d'amélioration, la bande a l'inconvénient d'avoir une plus petite résistance électrique. Ainsi, le signal de tension de sortie dépendant est très faible qui nécessite souvent des nanovoltmètres pour le mesurer. Après plus que 25 ans, la méthode de Gustafsson a évolué en une technique dite du pont chaud (THB) [65] qui conserve tous les avantages de la bande mais évite ses principaux inconvénients. Cette méthode a été utilisée dans notre étude.

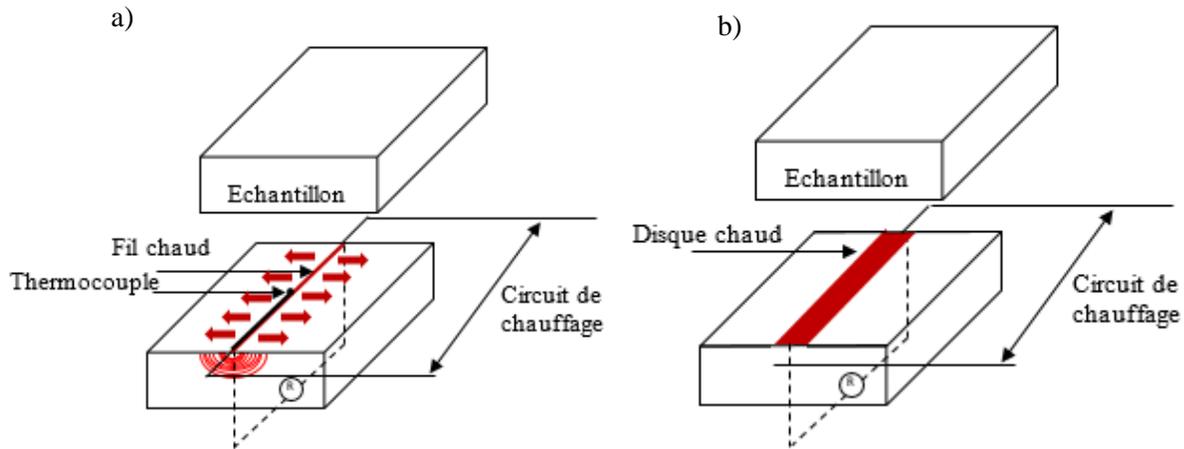


Figure 2.14 : Les essais de caractérisation thermo-physique : a) schéma de principe de THW, b) schéma de principe de THS

#### 2.4.1. Méthode du pont chaud (THB)

La méthode du pont chaud THB (Transient Hot Bridge method), récemment développée par le laboratoire allemand de métrologie (PTB) [65], est une méthode électrothermique qui utilise un capteur (figure 2.15) muni de résistances chauffantes et un pont de weatstone intégré.



Figure 2.15 : Capteur THB

#### 2.4.1.1. Principe de la méthode

Ce capteur THB est composé d'une feuille de nickel d'une épaisseur de  $7,5 \mu\text{m}$  découpée en circuit composé de quatre rubans parallèles chauffants, de type « tandem » (figure 2.16). Deux d'entre elles sont au centre (distantes de  $D1$ ) et les deux autres sont de part et d'autre de l'extrémité du capteur (distantes de  $D2$ ). Chaque bande est considérée comme une résistance électrique. Le circuit équivalent constitué par les huit bandes forme un pont de Wheatstone de résistances égales. Cette feuille de nickel est insérée entre deux feuilles de Kapton dont la dimension totale est de  $120 \times 60 \times 0.055 \text{ mm}^3$ .

L'expérience consiste à placer le capteur THB entre deux échantillons identiques de dimensions  $120 \times 60 \times 20 \text{ mm}^3$ , le faire traverser par un courant électrique continu et de mesurer la tension de sortie à l'aide d'une carte d'acquisition reliée à un micro-ordinateur muni du logiciel Benchlink Data Logger (figure 2.17). Cette tension permettra de déterminer la conductivité et la diffusivité thermique moyenne des deux échantillons. En effet, lorsque la température des échantillons est uniforme, le pont est équilibré. Une fois le courant électrique traverse le capteur, les résistances dont il est composé, créent une différence de température entre le centre et l'extrémité des échantillons, ce qui déséquilibre le pont et une tension de sortie est ainsi mesurée.

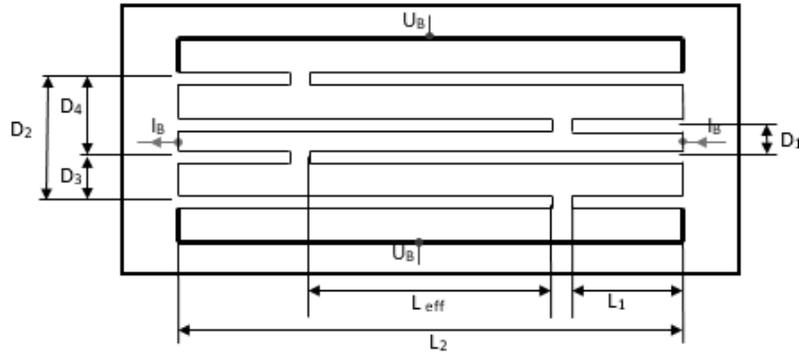


Figure 2.16 : Circuit du capteur THB

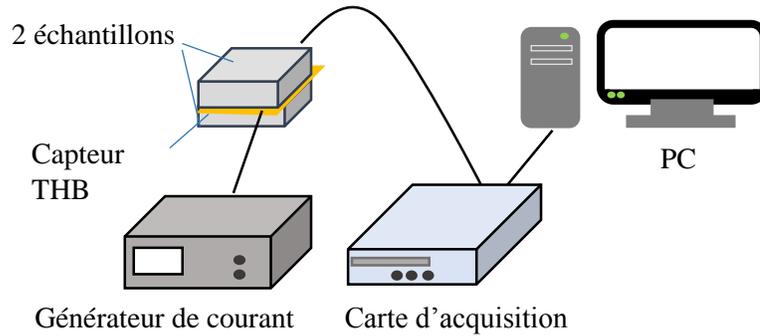


Figure 2.17: Dispositif expérimental de la méthode THB

### 2.4.1.2. Modèle analytique

La différence de température créée entre le centre et l'extérieur de l'échantillon est définie par :

$$\Delta T = T_{inn} - T_{out} \quad (2.11)$$

Où  $T_{inn}$  est la variation de température sur le ruban intérieure et  $T_{out}$  est la variation de température sur le ruban extérieur.

La variation de température entre les rubans intérieur et extérieur est la somme de la variation de température de ces mêmes rubans.

$$T_{inn} = T(D_0) + T(D_1) + T(D_3) + T(D_4) \quad (2.12)$$

$$T_{out} = T(D_0) + T(D_2) + T(D_3) + T(D_4) \quad (2.13)$$

Où  $D_i$  est la largeur du ruban (m)

La différence de température est alors[65]:

$$\Delta T(t) = T(D_1) - T(D_2) = \frac{q}{4\pi\lambda_m} \left[ Ei \left( \frac{-D_2^2}{4at} \right) - Ei \left( \frac{-D_1^2}{4at} \right) \right] \quad (2.14)$$

Pour un courant donné  $I_B$ , la tension délivrée par le pont (tension de sortie du capteur THB) est proportionnel à  $\Delta T$ [66]:

$$U_s = \frac{R_{eff} \cdot I_B \cdot \alpha \cdot \Delta T}{2} \quad (2.15)$$

Avec :

$U_s$  Signal de sortie du capteur (V)

$R_{eff}$  Résistance effective du capteur à la température de mesure ( $\Omega$ )

$I_B$  Courant du capteur (A)

$\alpha$  Coefficient de température ( $K^{-1}$ )

En combinant les modèles thermique et électrique, la tension de sortie est alors calculée par [66] et présentée sur la figure 2.18.

$$U_B(t) = \frac{\alpha \cdot R_{eff}^2 \cdot I_B^3}{32\pi\lambda_m L} \left( \ln(t) + \ln\left(\frac{45\alpha}{16D}\right) \right) \quad (2.16)$$

Avec  $L=L_{eff}=L_2-L_1$

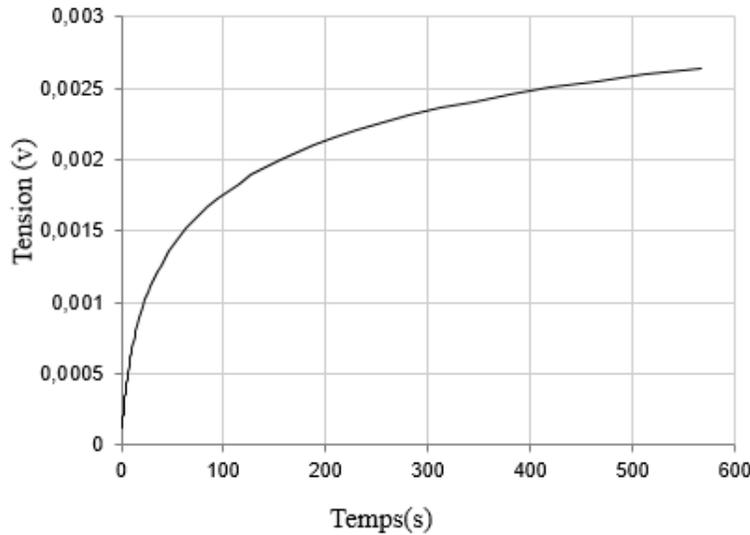


Figure 2.18 : Tension en fonction du temps

Le tracé de  $U_B(t)$  en fonction de  $\ln(t)$  (figure 2.19) présente une partie linéaire avec une pente égale à  $\frac{\alpha \cdot R_{eff}^2 \cdot I_B^3}{32\pi\lambda_m L}$ . La méthode classique se base sur le calcul de la conductivité à partir de la pente.

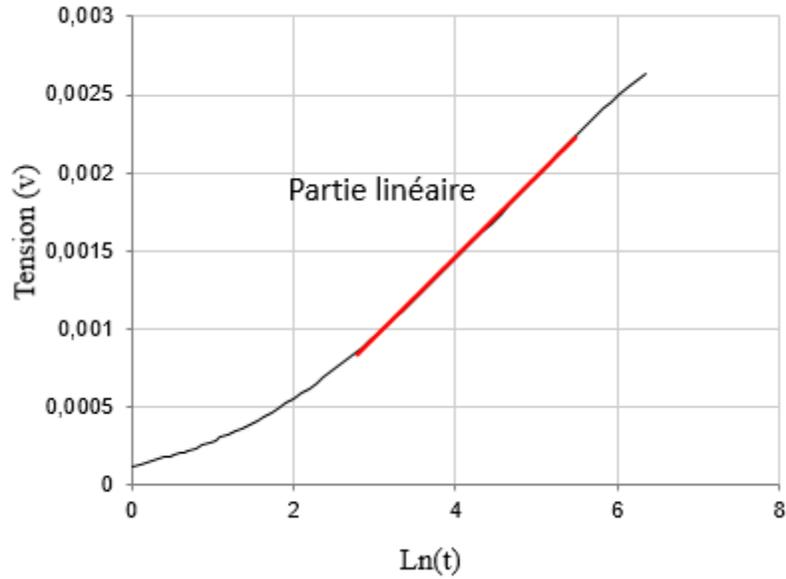


Figure 2.19: Tension en fonction de  $\ln(t)$

Une méthode récente et plus précise se base sur l'analyse de l'évolution de la pente ( $m_i$ ) en fonction du temps (figure 2.20). En effet, cette pente est la dérivée de la température par rapport au logarithme du temps et elle peut s'écrire :

$$m_i = \frac{d(\Delta T(t))}{d(\ln(t))} = \frac{q}{4\pi\lambda_m} \left[ \exp\left(-\frac{D_1^2}{4\alpha t}\right) - \exp\left(-\frac{D_2^2}{4\alpha t}\right) \right] = \frac{q}{4\pi\lambda} \times m(t) \quad (2.17)$$

Avec :

$\lambda_m$  Conductivité thermique de l'échantillon ( $\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$ )

$q$  Densité du flux de chaleur linéaire ( $\text{W m}^{-1}$ )

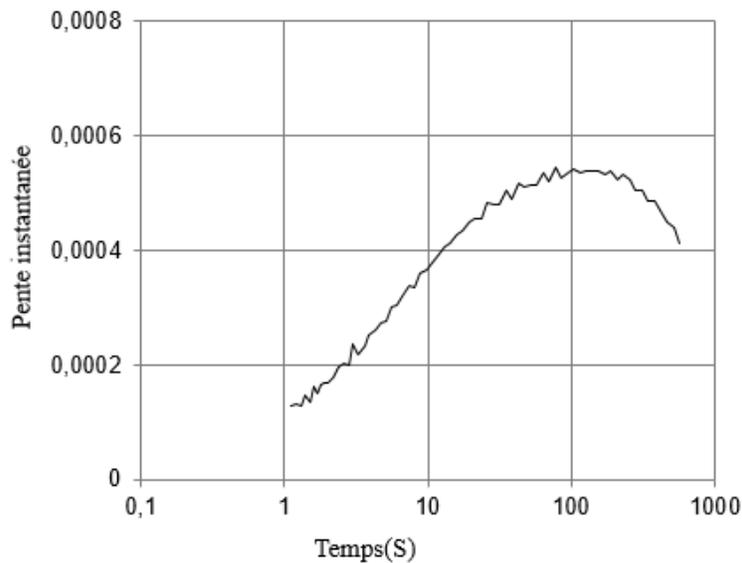


Figure 2.20: Evolution de la pente instantanée en fonction du temps

La pente maximale est détectée à  $t=t_{max}$ :

$$\max mi = \frac{d(\Delta T(tmax))}{d(\ln(tmax))} = \frac{q}{4\pi\lambda_m} \times m_{max} \quad (2.18)$$

Où :

$$m_{max} = \left(\frac{D_1}{D_2}\right)^{\frac{2D_1^2}{D_2^2-D_1^2}} - \left(\frac{D_1}{D_2}\right)^{\frac{2D_2^2}{D_2^2-D_1^2}} \quad (2.19)$$

À partir de l'équation (2.17), nous pouvons identifier la conductivité thermique :

$$\lambda_m = \frac{q \cdot \ln(t_{i+1}/t_i)}{4\pi \cdot d(\Delta T_{max})} \cdot m_{max} \quad (2.20)$$

Où:

$$q = \frac{R_{eff}}{L_{eff}} \cdot \left(\frac{I_B}{2}\right)^2 \quad (2.21)$$

Où  $L_{eff}$  est la longueur effective du ruban (m)

A partir de l'équation 2.16, la conductivité thermique est alors exprimée par :

$$\lambda_m = \frac{\alpha \cdot R_{eff}^2 \cdot \ln\left(\frac{t_{i+1}}{t_i}\right)}{4 \cdot \pi \cdot d(U_{Bmax})} \cdot \left(\frac{I_m}{2}\right)^3 \cdot m_{max} \quad (2.22)$$

L'identification de la diffusivité thermique est basée sur la pente instantanée  $m_i$  et non influencée par le contact thermique entre le capteur et l'échantillon. En effet, à partir de l'expression de la pente sans dimension (équation 2.13) et en annulant le terme  $D_1$  lorsque  $t$  tend vers l'infini, on obtient l'expression de la diffusivité thermique instantanée :

$$a_i = \frac{D_2^2}{4 \cdot \pi \cdot \ln\left(\frac{1}{1-m_i}\right)} \quad (2.23)$$

La diffusivité thermique est alors la moyenne des valeurs les plus faibles en commençant par la valeur maximale ( $t_i > t_{max}$ ) de la pente.

#### 2.4.2. Méthode de la sonde à aiguille et du fil chaud parallèle

La méthode de la sonde à aiguille utilisée dans notre étude est une extension de la méthode du fil chaud, cette dernière présente plusieurs inconvénients, parmi lesquels on cite :

- La mesure de la température est classiquement réalisée par la mesure de la tension sur une partie centrale du fil : cette méthode est difficile à mettre en œuvre si le fil chauffant doit être placé dans une gaine.

- La mesure de la température est classiquement réalisée par un thermocouple soudé sur le fil, le même problème se pose avec en plus les perturbations électriques de la tension aux bornes du thermocouple à cause du courant qui passe dans le fil sur lequel il est soudé.

Le dispositif de la sonde à aiguille est proposé. Il s'agit d'un fil chauffant et un thermocouple sont intégrés dans une sonde. Cette méthode a été largement utilisée pour la mesure de la conductivité thermique des sols, en utilisant un modèle simplifié de la pente de la température [67–69] (que nous appellerons modèle NP1). Ce modèle peut entraîner une erreur d'estimation élevée s'il est utilisé pour mesurer la conductivité thermique des matériaux isolants[70]. Plus récemment, un modèle affiné a été développé en tenant compte de la capacité thermique de l'aiguille et de la résistance de contact thermique entre l'aiguille et le matériau[70]. Dans tous les cas, les mesures n'ont été réalisées qu'à basse température. Dans notre étude, nous avons utilisé la méthode de la sonde à aiguille développée récemment au Laboratoire d'Energétique et de Mécanique Théorique et Appliquée (LEMETA)[71] qui est capable de réaliser des mesures jusqu'à 1000°C en utilisant une gaine d'alumine avec 4 trous. L'alumine est à la fois un isolant électrique et un bon conducteur thermique et peut donc être considérée comme étant à température uniforme. Un diamètre de gaine d'au moins 2 mm assure un nombre de points de contact suffisant entre la gaine et le matériau. Un nouveau modèle analytique (que nous appellerons par la suite modèle NP2) a été développé. La méthode et le modèle ont été validés par une étude théorique et par une étude expérimentale réalisée avec un matériau de référence.

Un dispositif combinant les deux méthodes fil chaud parallèle et sonde à aiguille a été proposé par Jannot [72]. Un schéma du dispositif de mesure est présenté à la figure 2.21. Un fil chaud résistant en nickel-chrome 80/20 et un thermocouple de type K sont insérés dans une gaine en alumine (figure 2.22). Cet ensemble qui constitue le dispositif de la sonde à aiguille (NP) est ensuite inséré dans une rainure réalisée à la surface de l'échantillon inférieur. Un autre thermocouple est placé dans une autre rainure à une distance  $d=12\text{mm}$  de la gaine. L'ensemble de la gaine et du second thermocouple constitue le dispositif du fil chaud parallèle (PHW). Un deuxième échantillon de mêmes dimensions que l'échantillon inférieur est ensuite placé au-dessus. L'ensemble est inséré

dans une boîte parallélépipédique en acier inoxydable dont les dimensions internes sont de  $230 \times 120 \times 120 \text{ mm}^3$ . Les fils sont connectés à une source de courant Tektronix PWS2185 et un voltmètre Tektronik DMM4040 pour mesurer la tension électrique  $U$ .

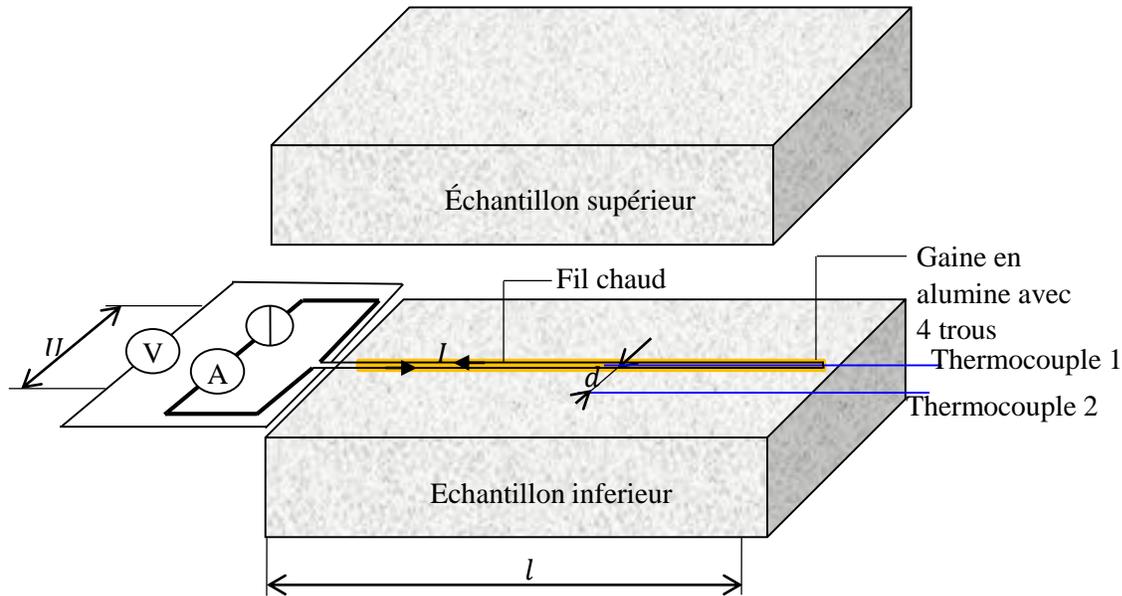


Figure 2.21: Représentation schématique du dispositif

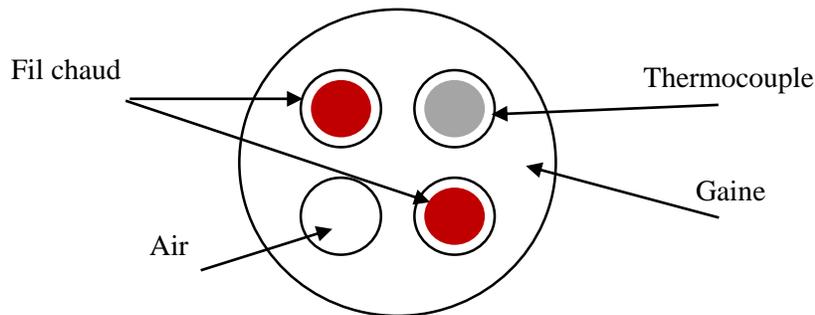


Figure 2.22: Modèle géométrique de la gaine

Le principe est d'appliquer un échelon de flux de chaleur constant au fil chauffant et de relever l'évolution de la température  $T_s(t)$  de ce fil. La température est mesurée à un pas de temps de 0.1s avec l'enregistreur de données Piclog TC08. Durant le temps où la perturbation n'a pas atteint les autres faces des échantillons, c'est-à-dire où l'hypothèse du milieu semi-infini est valide, on peut supposer que le transfert au centre de l'échantillon autour du fil est radial.

Pour la méthode NP, deux modèles seront utilisés : Un modèle quadripolaire qui a été développé dans un travail récent [71] (NP1) et le modèle classique de pente (NP2). Pour la méthode PHW,

deux modèles seront également utilisés : un modèle quadripolaire qui a été développé par Jannot et Degiovanni [73] (PHW1) et le modèle utilisé dans la norme ISO 8894-2 (PHW2). NP2 et PHW2 sont deux modèles classiques utilisés pour l'identification de la conductivité thermique des matériaux. Alors que NP1 et PHW1 ont été développés récemment et donnent des résultats plus précis que les modèles classiques [71, 73].

### 2.4.2.1. Fil chaud parallèle

Pour cette méthode, nous allons utiliser deux modèles pour la détermination de la conductivité thermique : le modèle quadripolaire et le modèle normalisé.

#### - Modèle quadripolaire

L'expression de la transformée de Laplace de la température en un point du matériau situé à une distance  $d$  du fil s'exprime comme indiqué ci-dessous (**modèle PHW1**):

$$\theta_d(p) = \frac{\frac{\varphi_w}{pl} K_0(qd)}{\rho_w c_w \pi r_w^2 p K_0(qr_w) + 2\pi \lambda_m q r_w [1 + \rho_w c_w \pi r_w^2 p R_c l] K_1(qr_w)} \quad (2.24)$$

Avec :

$$C_w = (3\pi r_w^2 \rho_w c_w + \pi \rho_a c_a (r_e^2 - 4r_i^2)) lp \quad (2.25)$$

$$q = \sqrt{\frac{p}{a_m}} \quad (2.26)$$

Avec :

$d$	Distance entre le fil et le thermocouple (m)
$r_w$	Rayon du fil chauffant (m)
$R_c$	Résistance de contact entre la gaine et le matériau
$\lambda_m$	Conductivité thermique de l'échantillon ( $\text{W m}^{-1}\text{K}^{-1}$ )
$a_m$	Diffusivité thermique de l'échantillon ( $\text{m}^2 \text{s}^{-1}$ )
$p$	Coefficient de Laplace ( $\text{s}^{-1}$ )
$K_0, K_1$	Fonction de Bessel modifiée de deuxième espèce
$l$	Longueur du fil (m)
$\rho_w c_w$	Capacité thermique volumique du fil chauffant

Les paramètres à estimer sont :  $\lambda_m, \rho_m c_m, R_c$ .

- **Modèle utilisé dans la norme ISO 8894-2**

Dans la norme ISO 8894-2, le modèle utilisé est une approximation calculée pour un fil chauffant de rayon nul ( $r_w = 0$ ). Nous avons alors [73]:

$$\theta_t(p) = \frac{\varphi_w}{p} \frac{K_0(qd)}{2\pi\lambda_m l} \quad (2.27)$$

D'après Carslaw et Jaeger [74], la solution est (**modèle PHW2**):

$$T_t(t) = -\frac{\varphi_w}{4\pi\lambda_m l} E_i\left(\frac{d^2}{4\alpha_m t}\right) \quad (2.28)$$

Avec  $E_i$  est la fonction exponentielle intégrale.

Ils ont déduit cette solution du champ de température dans un milieu semi-infini dans lequel un gradient de flux de chaleur est appliqué sur une ligne. Le seul paramètre à estimer est  $\lambda_m$ .

**2.4.2.2.Méthode de la sonde à aiguille (NP) :**

Un modèle simplifié a été développé en considérant que l'ensemble gaine + fil chauffant + thermocouple est à la température uniforme  $T_t$ . L'expression de la transformation de Laplace de la température est alors [75][71].

$$\theta_t = \frac{Z + R_2}{Cp(Z + R_2) + 1} \frac{\varphi_0}{p} \quad (\text{Model NP1}) \quad (2.29)$$

Avec :

$$C = C_w + C_s + C_t \quad (2.30)$$

$$C_w = \rho_w c_w \pi r_w^2 \quad (2.31)$$

$$C_s = \rho_s c_s \pi r_s^2 \quad (2.32)$$

$$C_t = \rho_t c_t \pi r_t^2 \quad (2.33)$$

$$Z = \frac{K_0(q_m r_s)}{2\pi\lambda_m q_m r_s K_1(q_m r_s)} \quad (2.34)$$

$$Z = \frac{K_0(q_m r_s)}{2\pi\lambda_m q_m r_s K_1(q_m r_s)}$$

Où :

- $c_t$  Chaleur spécifique du thermocouple ( $J \text{ kg}^{-1} \text{ K}^{-1}$ )
- $c_s$  Chaleur spécifique de la gaine ( $J \text{ kg}^{-1} \text{ K}^{-1}$ )
- $c_w$  Chaleur spécifique du fil ( $J \text{ kg}^{-1} \text{ K}^{-1}$ )
- $R_2$  Résistance thermique de contact entre le matériau et la gaine

Les paramètres à estimer sont:  $\lambda_m$ ,  $\rho_m c_m$ ,  $R_2$  et  $C$ . À cause de la forte corrélation entre  $\rho_m c_m$ ,  $R_2$  et  $C$ , ces paramètres ne peuvent pas être estimés séparément avec précision. D'autre part,  $\lambda_m$  n'est pas corrélée à aucun paramètre, donc avec ce modèle, sa valeur peut être estimée avec une bonne précision.

Aux temps "longs", la variation de la température peut être représentée par l'expression suivante selon Jannot et Degiovanni [75].

$$T_t(t) \approx \frac{\varphi_w}{4\pi\lambda_m l} \ln(t) + R_c \varphi_w - \frac{\gamma \varphi_w}{4\pi\lambda_m l} - \frac{\varphi_w \ln\left(\frac{r_w}{\sqrt{a_m}}\right)}{2\pi\lambda_m l} \quad (\text{Model NP2}) \quad (2.35)$$

Où  $\gamma = 0,57721$  est la constante d'Euler.

Le seul paramètre à estimer par ce modèle est  $\lambda_m$ .

### 2.4.2.3. Estimation des paramètres

#### - Méthode PHW

Pour le modèle PHW1, les paramètres inconnus sont la conductivité thermique  $\lambda_m$ , la capacité thermique volumique  $\rho_m c_m$  et la résistance de contact thermique  $R_c$  entre l'échantillon et le fil chauffant. Les propriétés thermiques du fil chauffant sont supposées être connues.

En utilisant l'algorithme de De Hoog [76], la variation de température  $T_t(t)$  peut être calculée en appliquant une transformée de Laplace inverse à  $\theta_t(p)$ . L'algorithme de Levenberg-Marquart [77] est utilisé pour trouver les valeurs des paramètres inconnus qui minimisent la somme des carrés des écarts entre les mesures expérimentales et numériques :

$$S = \sum_{n=1}^N [T_{exp}(t) - T_{mod}(t)]^2 \quad (2.36)$$

Modèle utilisé dans la norme ISO 8894-2

Le modèle utilisé dans la norme ISO 8894-2 est une approximation calculée pour un fil chauffant de rayon nul ( $r_w = 0$ ).

Nous avons :

$$T_t(t) = -\frac{\varphi_w}{4\pi\lambda_m l} E_i\left(\frac{d^2}{4\alpha_m t}\right) \quad (2.37)$$

Où  $E_i$  est l'exponentielle intégrale

$$T_t(2t) = -\frac{\varphi_w}{4\pi\lambda_m l} E_i\left(\frac{d^2}{8\alpha_m t}\right) \quad (2.38)$$

Ainsi,

$$U = \frac{T_t(2t)}{T_t(t)} = \frac{E_i\left(\frac{d^2}{8\alpha_m t}\right)}{E_i\left(\frac{d^2}{4\alpha_m t}\right)} = \frac{E_i\left(\frac{u}{2}\right)}{E_i(u)} \quad (2.39)$$

Où :  $u = \frac{d^2}{4\alpha_m t}$

Pour chaque valeur de  $u$  nous pouvons calculer  $E_i(u)$  et  $U = \frac{E_i\left(\frac{u}{2}\right)}{E_i(u)}$ . Ainsi la fonction  $E_i(u) = f\left[U = \frac{E_i\left(\frac{u}{2}\right)}{E_i(u)}\right]$  peut-être tracée et modélisée. Jannot et Degiovanni ont identifié le polynôme suivant qui permet son calcul avec une meilleure précision que 1% :

$$E_i(u) = a_0 + a_1 U + a_2 U^2 + a_3 U^3 + a_4 U^4 + a_5 U^5 + a_6 U^6 + a_7 U^7 \quad (2.40)$$

$$a_0 = 474.926, a_1 = -1574.223, a_2 = 2262.706, a_3 = -1816.820, \\ a_4 = 877.286, a_5 = -254.262, a_6 = 40.904, a_7 = -2.815$$

Le principe de la méthode est le suivant :

La variation de température  $T_t$  est enregistrée pendant un temps de  $2t_f$

Le rapport  $U = \frac{E_i\left(\frac{u}{2}\right)}{E_i(u)}$  est calculé pour chaque temps compris entre  $[0 t_f]$

On peut déduire  $E_i\left(u = \frac{d^2}{4\alpha_m t}\right)$  de la relation (24) puis  $\lambda_m$  est obtenu à l'aide de la relation :

$$\lambda_m = -\frac{\varphi_w}{4\pi l T_t(t)} E_i\left(\frac{d^2}{4\alpha_m t}\right) \quad (2.41)$$

### - Méthode NP

Pour le modèle NP1, les paramètres inconnus sont:  $\lambda_m, \rho_m c_m, R_2$  et  $C = C_s + C_w + C_t$ . Mais seulement la conductivité thermique  $\lambda_m$  sera estimée précisément à cause de la forte corrélation entre  $R_2$  et  $\rho_m c_m$ . L'estimation sera réalisée comme pour le modèle PHW1 en minimisant la somme donnée par l'équation 2.35.

La relation (2.44) montre qu'aux temps longs la variation de température  $T$  est linéaire en fonction de  $\ln(t)$ . La méthode est donc basée sur l'estimation aux "temps longs" de la pente  $\alpha_m$  de la courbe

expérimentale de la variation de température  $T = f[\ln(t)]$  sur sa partie linéaire (figure 2.28) ; la conductivité thermique  $\lambda_m$  est alors calculée par :

$$\lambda_m = -\frac{\varphi_w}{4\pi l \alpha_m} \quad (2.42)$$

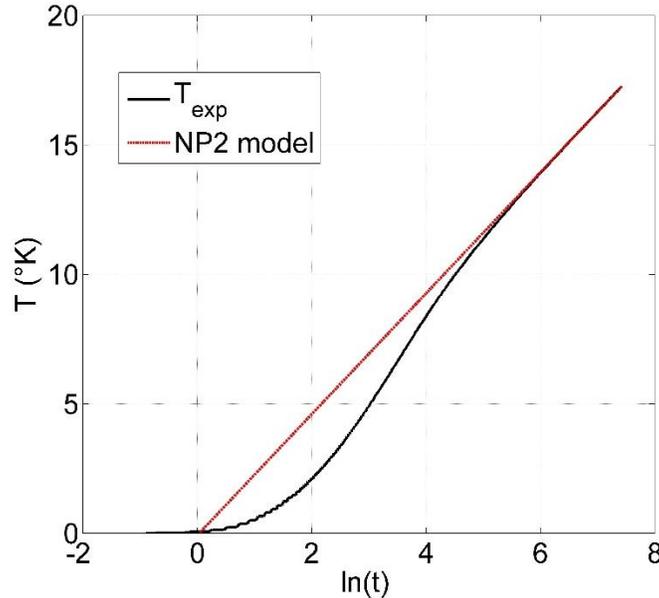


Figure 2.23: représentation de la courbe expérimentale de la variation de température et de la ligne droite du modèle de NP2

## 2.5. Identification des paramètres par méthode inverse

### 2.5.1. Principe de la méthode

Pour prédire le résultat d'une mesure, il faut établir un modèle reliant les paramètres d'entrée aux grandeurs à mesurer. Cette prédiction des résultats des observations constitue le « problème direct ». Le "problème inverse" consiste à utiliser les résultats des mesures réelles pour déduire les valeurs des paramètres caractérisant le système étudié. Dans ce cas, une condition nécessaire à la résolution du problème direct est manquante. L'objectif est alors d'identifier ce paramètre manquant.

Dans cette section, nous allons présenter deux algorithmes d'identification : Levenberg Marquard (LM) et Monte Carlo (MC). En général, l'estimation des paramètres est obtenue en résolvant un problème d'optimisation des moindres carrés (LS). En LS, nous cherchons les valeurs du vecteur de paramètres  $\beta$  qui minimisent la somme des différences au carré entre les mesures expérimentales et numériques :

$$J(\beta) = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^n W_i f_i^2 \quad (2.43)$$

Avec

$$f_i = Y_i - T(t_i, \beta) \quad (2.44)$$

$$W^i = \left[ (X^i)^T X^i + \mu^i \Omega \right]^{-1} (X^i)^T [Y - \eta(\beta^i)] \quad (2.45)$$

Avec X est la matrice de sensibilité :

$$X_{i,k} = \beta_k \cdot \frac{\partial T(t_i, \beta)}{\partial \beta_k} = \beta_k \cdot \frac{T(t_i, \beta_k + \delta \beta_k)}{\delta \beta_k} \quad (2.46)$$

Où  $\mu^k$  est un scalaire dont la valeur varie d'une itération à l'autre et  $\Omega$  est la matrice identité.

$$\mu^k = \frac{e^{T(k)} X^k X^{T(k)} (Y - \eta(\beta^k))}{I^{(k)}} \quad (2.47)$$

L'algorithme LM est basé sur l'expression itérative suivante :

$$\beta^{k+1} = \beta^k + W^k \quad (2.48)$$

Par contre, l'algorithme MC choisit les valeurs ( $\beta$ ) de manière aléatoire avec une distribution uniforme à l'intérieur d'un intervalle spécifié par l'utilisateur.

### 2.5.2. Critères d'arrêt

Pour l'algorithme LM, nous définissons :

$$tol_d = \gamma_d \cdot tol \quad (2.49)$$

$$tol_x = \gamma_x \cdot tol \quad (2.50)$$

$$(d_i)_{i=1}^N = \sqrt{W_i} f_i \quad (2.51)$$

Ensuite, lorsque l'algorithme LM est utilisé, les conditions suivantes sont appliquées pour déterminer si nous avons atteint l'optimalité :

- L'itération prend fin lorsque le défaut a été suffisamment réduit, c'est-à-dire,

$$\frac{\|d_j\|_2}{\|d_0\|_2} \leq tol_d \quad (2.52)$$

- L'itération prend fin lorsque l'incrément relatif de la variable de contrôle mise à l'échelle x est inférieur à la tolérance de la variable de contrôle ; c'est-à-dire,

$$\|x_j - x_{j-1}\|_2 \leq tol_x \quad (2.53)$$

- L'itération prend fin lorsque le cosinus entre le défaut et les colonnes jacobéennes est inférieur à la tolérance d'optimalité ; c'est-à-dire

$$\max \left( \frac{(J^T \cdot d_j)_i}{\|J(:, i)\|_2 \|d_j\|_2} \right) \leq tol \quad (2.54)$$

Pour l'algorithme MC, l'itération s'arrête lorsqu'un nouveau point d'échantillonnage améliore la fonction objective mais se situe dans la zone d'optimalité par rapport au meilleur point précédent.

### 2.5.3. Intervalle de confidentialité

Les paramètres identifiés  $b_j$  sont affectés par des erreurs décrites par un écart type  $\sigma_{b_j}$  défini par :

$$\sigma_{b_j} = \sqrt{V_{jj}} \quad (2.55)$$

Où :

$V_{jj}$  appelée variance, est l'élément  $j$  de la diagonale de la matrice de covariance  $V$  des paramètres identifiés.

$$V = (X^T X)^{-1} \quad (2.56)$$

Avec  $X$  est la matrice de sensibilité.

Les erreurs et les paramètres estimés suivent une distribution de probabilité normale, de sorte que chaque paramètre exact  $\beta_j$  estimé à un niveau de confiance de 99%, est inclus dans un intervalle de confiance défini par l'équation (2.57)[78]:

$$b_j - 2.576\sigma_{b_j} \leq \beta_j \leq b_j + 2.576\sigma_{b_j} \quad (2.57)$$

### 2.5.4. Utilisation des méthodes inverses en fonderie

La méthode inverse est une méthodologie très flexible qui peut être appliquée à plusieurs procédés, notamment le moulage en sable [79–81]. Elle consiste à identifier des propriétés et/ou des conditions aux limites en minimisant la somme des différences au carré entre les mesures de température numériques et expérimentales. Ces dernières années, plusieurs études ont porté sur l'identification du coefficient de transfert à l'interface moule/métal (IHTC) à l'aide de méthodes inverses[82–89]. Par exemple, Zhang et al. [54] ont développé un modèle de conduction inverse pour déterminer le flux de chaleur et l'IHTC pour la coulée cylindrique dans le procédé de moulage en sable à modèle gazéifiable. Palumbo et al.[55] ont proposé une procédure d'optimisation pour déterminer l'IHTC et la fraction solide de l'acier inoxydable superduplex ainsi qu'une valeur optimale de la chaleur latente dans le processus de moulage en sable. Wang et al. [90] ont proposé une méthode qui combine les moindres carrés pondérés avec une méthode LM modifiée pour

estimer les coefficients de transfert de chaleur dans la coulée continue. Ananda S. Vaka et al. [91] ont estimé l'IHTC en utilisant une méthode inverse basée sur l'algorithme de l'essai des alpes dans le processus de coulée continue. Gianfranco de M. Stieven et al. [92] ont proposé et analysé deux modèles différents basés sur des problèmes inverses pour l'identification de l'IHTC dans la coulée unidirectionnelle en moule permanent. Zielonka et al. [93] ont étudié un modèle mathématique d'une méthode inverse prenant en compte les phénomènes de macroségrégation et le retrait du matériau pour identifier la résistance générée entre le moule et la coulée pendant le processus de solidification et le coefficient de transfert de chaleur entre l'environnement et le moule.

La détermination des coefficients de transfert de chaleur à l'interface dans les processus de coulée représente une étape fondamentale dans la création d'un modèle numérique. En exploitant les résultats de la modélisation de la solidification, les fonderies peuvent prédire les défauts, améliorer la qualité et réduire le coût de leurs processus de moulage.

## **2.6. Conclusion**

Ce chapitre est consacré à la présentation des méthodes de caractérisation des sables de moulage et de la fonte. Il concerne principalement les méthodes de mesure de l'aptitude au serrage, la résistance à la compression, la perméabilité, la granulométrie, la perte au feu et la teneur en argile active et en eau du sable à vert (sable du moule), existantes à Tunicast. La détermination de ces caractéristiques est une étape primordiale dans le processus de la confection de moule.

Le contrôle de la fonte liquide à Tunicast s'effectue par l'analyse thermique qui sert à maîtriser l'élaboration des fontes et contrôler le processus de fusion et ainsi limiter le taux de rebuts liés à des causes métallurgiques, et la spectrométrie par étincelle qui sert à la détermination de la composition chimique de la fonte.

En outre, Les propriétés thermo-physiques des moules en sable dépendent fortement des caractéristiques de sable et doivent être bien connus, donc une attention particulière a été portée à la méthode du pont chaud et aux méthodes de mesures à hautes températures : méthode de la sonde à aiguille et méthode du fil chaud parallèle.

Outre les méthodes de caractérisation expérimentale, la technique des méthodes inverses utilisée pour la détermination des coefficients de transfert de chaleur durant la solidification de la fonte a été présentée dans ce chapitre.

Le chapitre suivant va être consacré d'une part à la caractérisation de la fonte, et d'autre part à la conception optimale des expériences pour la détermination du coefficient de transfert de chaleur à l'interface moule/ fonte.

---

*Chapitre 3 : Modélisation numérique de la solidification de  
la fonte et identification des coefficients de transfert de  
chaleur*

---

### **3.1. Introduction**

Ce chapitre est consacré à la présentation des modèles numériques et des méthodes inverses utilisés pour l'identification des conditions aux limites durant la solidification de la fonte, soit dans un godet en sable aggloméré, soit dans un moule en sable à vert. Dans la première partie, nous avons identifié la chaleur latente et la fraction solide de la fonte EN-GJS-600 durant sa solidification dans un godet à partir d'un essai d'analyse thermique. Les propriétés identifiées étaient injectées dans un modèle numérique. Les coefficients de transfert de chaleur par convection et par rayonnement étaient identifiés par l'algorithme Monte Carlo qui minimise un critère quadratique représentant les écarts entre les températures numériques et mesurées. La deuxième partie est consacrée à la simulation numérique de la solidification d'une plaque de fonte dans un moule en sable. Une démarche de conception optimale des expériences est mise en œuvre pour l'identification du coefficient de transfert de chaleur à l'interface moule/fonte.

### **3.2. Identification des propriétés métallurgiques et thermiques durant la solidification de la fonte EN-GJS600 dans un godet**

Dans cette partie, une nouvelle étude est proposée qui réunit un essai expérimental d'analyse thermique d'une fonte de type EN-GJS600 pour la détermination de ses propriétés métallurgiques et une simulation numérique par éléments finis associée à une technique inverse utilisant l'algorithme de Monte Carlo pour l'identification des coefficients de transfert de chaleur convective et d'émissivité.

#### **3.2.1. Détermination de la chaleur latente et de la fraction solide**

Une procédure robuste pour la détermination analytique de la chaleur latente et de la fraction solide est proposée par Stefanescu [31].

##### **3.2.1.1. Modèle analytique**

Cette procédure consiste en premier lieu à déterminer les dérivées première et seconde de la courbe de refroidissement et la courbe zéro. Afin d'expliquer cette procédure, la figure 3.1 est présentée, montrant la dérivée première et la dérivée seconde d'une courbe de refroidissement ainsi que la courbe zéro.

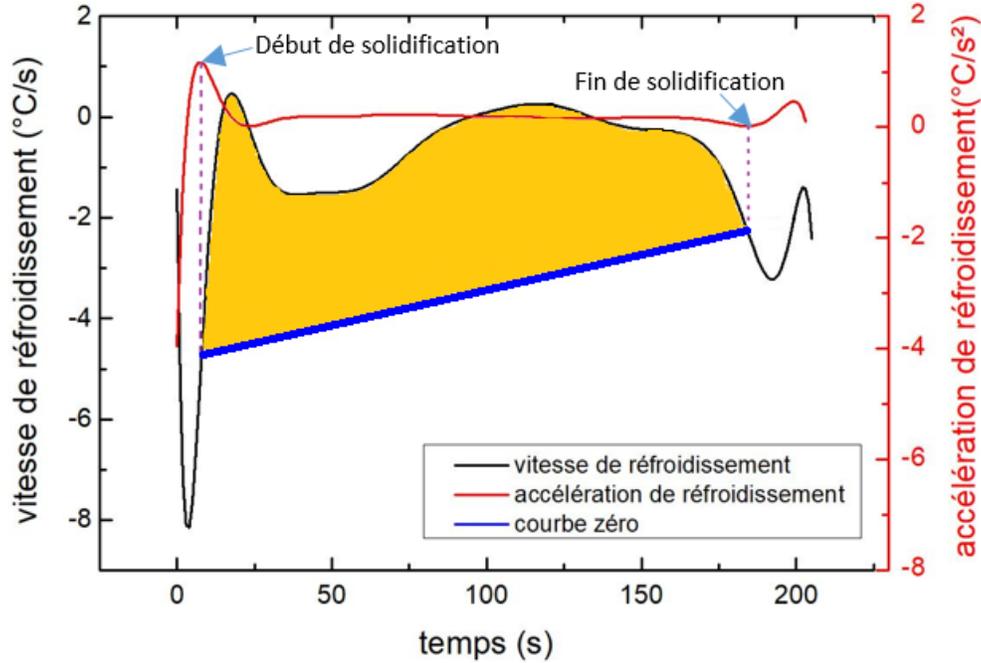


Figure 3.1 : Air entre les deux courbes de dérivée première et seconde

Sur la base des points de la courbe expérimentale  $P_i (t_i, T_i)$ , les dérivées première et seconde sont calculées respectivement par :

$$\dot{T}_i = \frac{T_{i+1} - T_i}{t_{i+1} - t_i}$$

$$\ddot{T}_i = \frac{\dot{T}_{i+1} - \dot{T}_i}{t_{i+1} - t_i}$$

Géométriquement, la variation de la chaleur latente durant la solidification correspond à l'aire (coloré en jaune sur la figure 3.1) comprise entre la courbe de la vitesse de refroidissement (dérivée première de CC) et la courbe zéro (ZC). La ZC est choisie comme la courbe qui relie le début de la solidification (la valeur maximale de la dérivée seconde selon Stefanescu [31]) à la fin de la solidification (la valeur minimale de la dérivée seconde) de la courbe de vitesse de refroidissement. Ainsi, la chaleur latente  $L$  est calculée par l'équation (3.1).

$$L = C_p \int_{t_{SS}}^{t_{ES}} \left( \frac{dT}{dt} \right)_{CC} - \left( \frac{dT}{dt} \right)_{ZC} dx \quad (3.1)$$

La fraction solide est donc définie comme un rapport de surface : la surface entre la courbe de vitesse de refroidissement et la courbe zéro à un instant  $t$  et la surface totale correspondant à la valeur de la chaleur latente (équations 3.2 et 3.3).

$$f_s^t = \frac{L^t}{L} = \frac{A^t}{A} \quad (3.2)$$

$$f_s^t = \frac{\int_{t_{SS}}^t \left( \frac{dT}{dt} \right)_{CC} - \left( \frac{dT}{dt} \right)_{ZC} dx}{\int_{t_{SS}}^{t_{ES}} \left( \frac{dT}{dt} \right)_{CC} - \left( \frac{dT}{dt} \right)_{ZC} dx} \quad (3.3)$$

Après dérivation de la fraction solide, on obtient ainsi la variation de la chaleur spécifique en fonction de température.

$$C(T) = \begin{cases} C_L & T \leq T_L \\ C_P - L \frac{\partial f_s(\vec{X}, t)}{\partial T} & T_L < T \leq T_S \\ C_S & T > T_S \end{cases} \quad (3.4)$$

La masse volumique  $\rho(T)$  et la conductivité thermique  $\lambda(T)$  de la fonte sont incrémentées par la fraction solide [94]:

$$\lambda(T) = \begin{cases} \lambda_L & T \leq T_L \\ f_s(T) \times \lambda_s + (1 - f_s(T)) \times \lambda_L & T_L < T \leq T_S \\ \lambda_s & T > T_S \end{cases} \quad (3.5)$$

$$\rho(T) = \begin{cases} \rho_L & T \leq T_L \\ f_s(T) \times \rho_s + (1 - f_s(T)) \times \rho_L & T_L < T \leq T_S \\ \rho_s & T > T_S \end{cases} \quad (3.6)$$

### 3.2.1.2. Identification de la chaleur latente et de la fraction solide de la fonte EN-GJS600

Dans cette partie, l'objectif est d'identifier la chaleur latente et la fraction solide durant la solidification d'une fonte à graphite sphéroïdal de type EN-GJS600. Un programme a été développé sur MATLAB qui permet de traiter, à partir de la courbe de refroidissement, ses dérivées : première et seconde et identifier par la suite la valeur de la chaleur latente et ainsi la variation de la fraction solide en fonction de la température. Ces données nous permettront ensuite de déterminer les propriétés thermo-physiques de la fonte en fonction de la température durant la solidification.

La composition chimique de la fonte est présentée dans le tableau 3.1.

Tableau 3.1 : Composition chimique de la fonte EN-GJS600

Type de la fonte	C <sub>eq</sub>	C	Si	Mn	P	S	Cr	Al	Zn	Mg
EN-GJS600	3.79	3.7	2.27	0.43	0.018	0.01	0.0535	0.0103	0.0112	0.057

La courbe de refroidissement obtenue par l'essai d'analyse thermique et ses dérivées sont présentées sur la Figure 3.2.

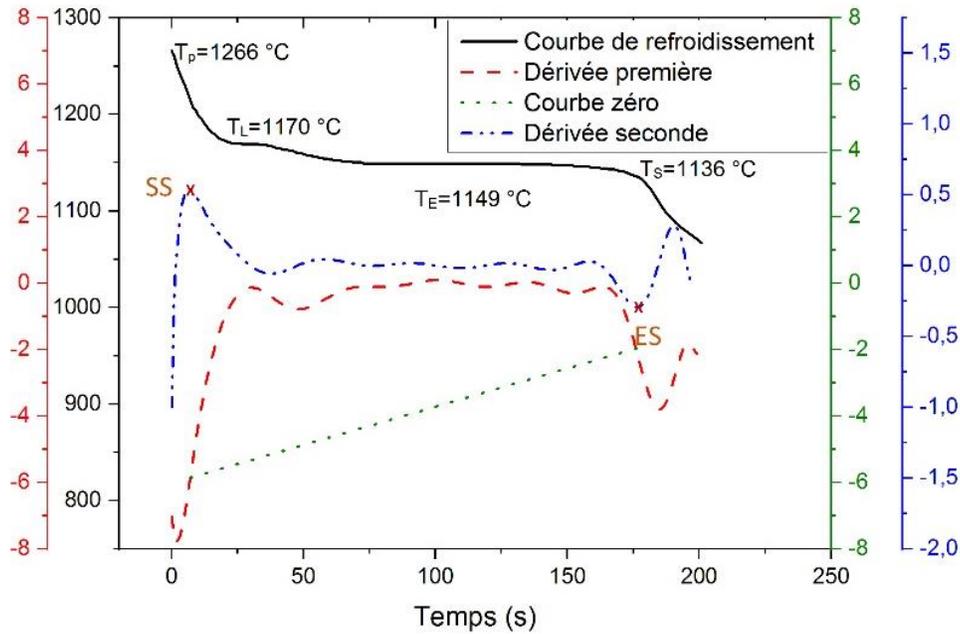


Figure 3.2 : Courbe de refroidissement, ses dérivées et la courbe zéro

- Détermination de la chaleur latente :

En appliquant le modèle analytique décrit ci-dessus (équation 3.1), on obtient : Géométriquement, le début de la solidification correspond à la valeur maximale de la dérivée seconde, où  $t_{SS} = 7s$  et la vitesse de refroidissement à cet instant est égale à  $-5,86^{\circ}C/s$ . Le point  $(7, -5,86)$  est attribué au début de la solidification. La fin de la solidification correspond à la valeur minimale de la dérivée seconde, où  $t_{ES} = 176s$  et la vitesse de refroidissement à cet instant est égale à  $-1,97^{\circ}C/s$ . Le point  $(176, -1,97)$  est attribué à la fin de la solidification. Nous obtenons finalement  $L=386$  kJ/kg.

- Détermination de la fraction solide :

La fraction solide est une fonction croissante dans le temps variant de 0 à 1 (Figure 3.3(a)). Elle est calculée en fonction du temps en se référant à l'équation (3.2). Pour obtenir l'évolution de la fraction solide en fonction de la température, l'équation suivante est appliquée (Figure 3.3b) :

$$\frac{\partial f_s(\vec{X}, t)}{\partial t} = \frac{\partial f_s(\vec{X}, t)}{\partial T} \frac{\partial T(\vec{X}, t)}{\partial t} \quad (3.7)$$

A partir de cette courbe, l'évolution des propriétés thermo-physiques de la fonte durant le changement de phase solide/liquide peut être déterminée en se référant aux équations (3.4), (3.5) et (3.6).

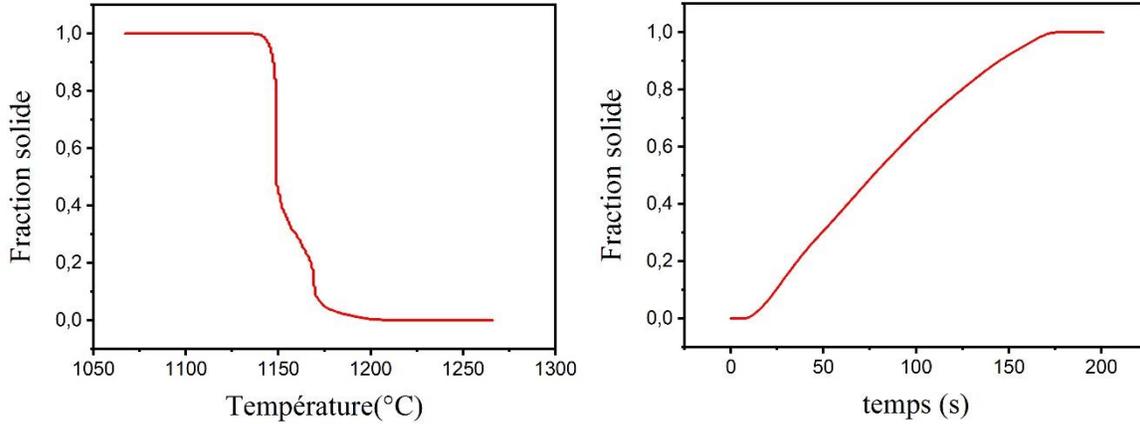


Figure 3.3: Variation de la fraction solide : a) en fonction du temps, b) en fonction de température.

### 3.2.2. Modèle numérique et problème inverse

Dans cette partie, nous présentons une modélisation numérique de la solidification de la fonte dans un godet durant un essai d'analyse thermique en utilisant les propriétés identifiés dans le paragraphe précédente. Ce modèle numérique est associé à une méthode inverse pour l'identification des paramètres inconnus de ce modèle.

#### 3.2.2.1. Méthodologie

Le modèle géométrique du système godet/fonte est présenté sur la Figure 3.4.

Un modèle numérique 2D basé sur les équations de transfert de chaleur (3.8 et 3.9) et les équations (3.10-3.12) des conditions aux limites, est développé sur COMSOL. La géométrie en 3D du godet et de la fonte est illustrée sur la figure 3.4 (a) représentant la symétrie en deux dimensions. La section 2D appartient au plan (Y,Z) et est présentée sur la figure 3.4 (b). Elle comporte deux parties différentes : (1) le godet et (2) la fonte. Ces deux parties sont conjointes par un contact thermique.

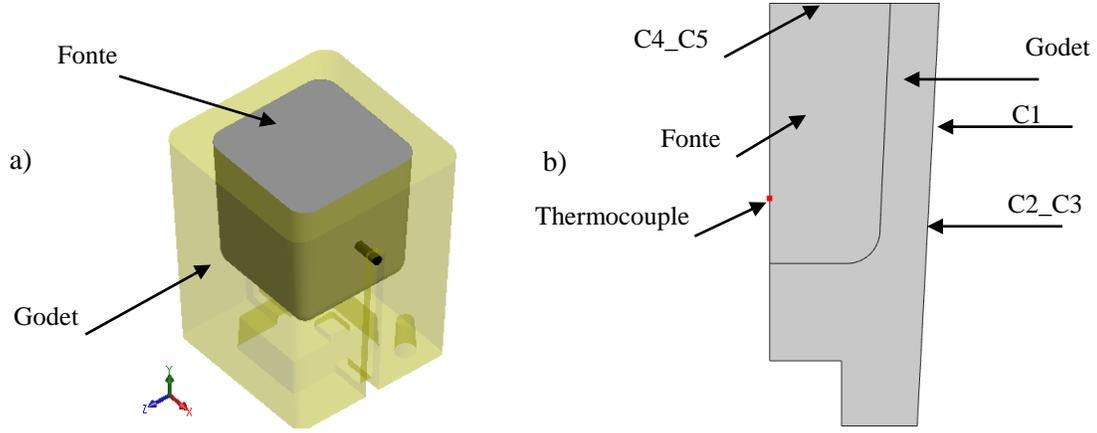


Figure 3.4: modèle géométrique : a) en 3D, b) en 2D simplifié utilisé dans la simulation

Le transfert de chaleur dans la fonte est décrit par l'équation (3.8) et l'équation (3.9) et celui dans le godet est décrit par l'équation (1.4).

$$\rho c(T) \frac{\partial T(\vec{X}, t)}{\partial t} = \nabla [\lambda(T) \nabla T(\vec{X}, t)] + L \frac{\partial f_s(\vec{X}, t)}{\partial t} \quad (3.8)$$

$$\rho_Q c_Q(T_Q) \frac{\partial T_Q(\vec{X}, t)}{\partial t} = \nabla [\lambda_Q(T_Q) \nabla T_Q(\vec{X}, t)] \quad (3.9)$$

Initialement, à  $t=0s$ , la température du godet est celle de l'ambiance (300K) et la température du métal est égale à 1539K (Température de coulée  $T_p$ ).

Les conditions aux limites sont :

- C1 : Contact thermique décrit par l'équation (3.10) avec  $h_2$  est le coefficient de transfert de chaleur à l'interface godet/métal.

$$\lambda(T) \frac{\partial T(\vec{X}, t)}{\partial n} = \lambda_Q(T) \frac{\partial T_Q(\vec{X}, t)}{\partial n} = h_2 [T(\vec{X}, t) - T_m(\vec{X}, t)] \quad (3.10)$$

- C2 et C4 : Echange convectif avec l'air vérifié par l'équation (3.11) :  $h_1$  et  $h_2$  sont les coefficients de transfert convectif.

$$\lambda(T) \frac{\partial T(\vec{X}, t)}{\partial n} = h [T(\vec{X}, t) - T_a] \quad (3.11)$$

- C3 et C5 : Echange thermique par rayonnement contrôlé par l'équation (3.8),  $\varepsilon_1$  et  $\varepsilon_2$  sont respectivement les coefficients d'émissivité.

$$-nq = \varepsilon \sigma (T_a^4 - T^4) \quad (3.12)$$

Un maillage de type triangulaire est adopté et représenté sur la figure 3.5.

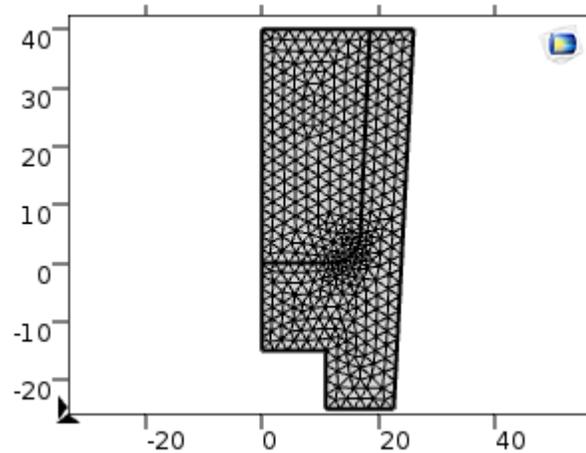


Figure 3.5 : Maillage triangulaire

La fraction solide en fonction de la température, la chaleur latente et les propriétés thermo-physiques identifiées auparavant ont été utilisées dans la simulation de la solidification.

### 3.2.2.2. Résultats de simulation

Les courbes de refroidissement expérimentales et numériques durant la solidification de la fonte sont illustrées sur la figure 3.7. La courbe de refroidissement (modèle numérique (1)) selon le modèle de solidification de la fonte EN-GJS-600 a les mêmes spécifications que la courbe expérimentale : Température de coulée, palier liquidus et palier de transformation eutectique. Cependant, la courbe de résidu, qui représente la différence entre la mesure expérimentale et le résultat du modèle numérique, n'est pas assez bon, il présente des fluctuations et c'est remarquable à  $t > 130s$ .

La figure 3.6 montre la variation de la température à la fin de refroidissement ( $t=201s$ ) dans le godet et la fonte.

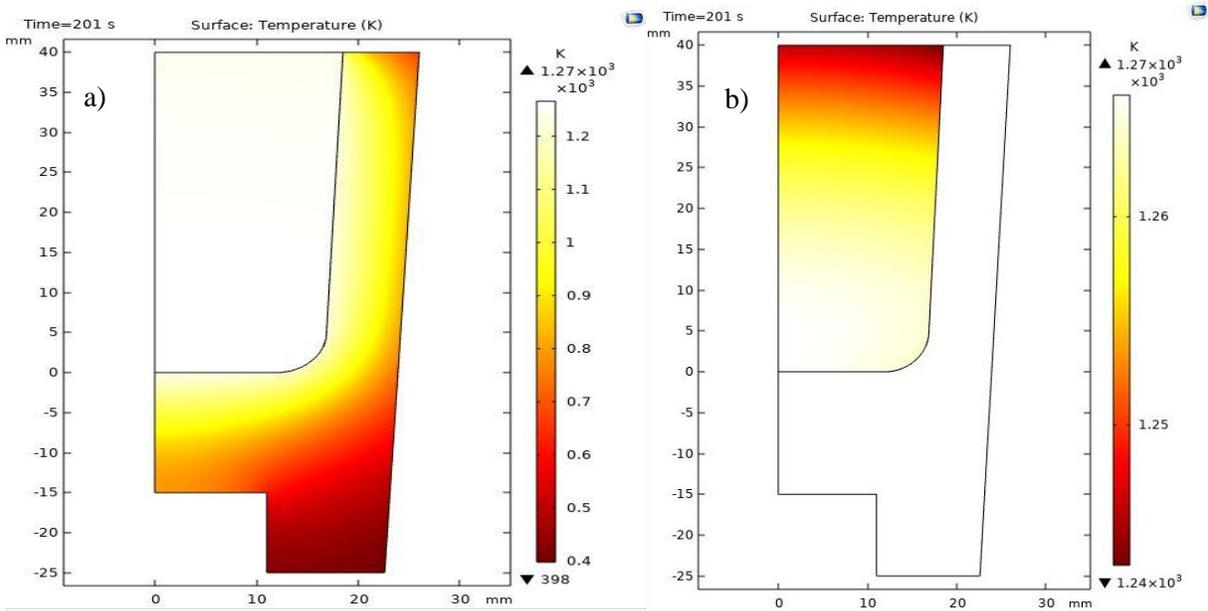


Figure 3.6: Distribution de la température durant la solidification de la fonte à  $t=201s$  : a) dans le godet, b) dans la fonte

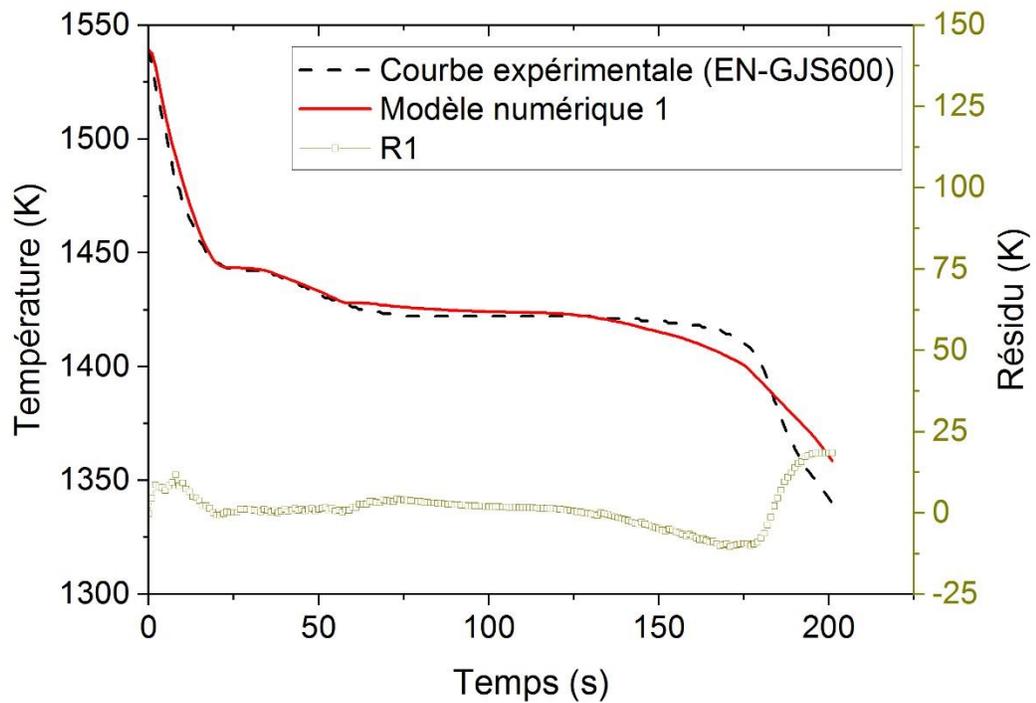


Figure 3.7 : Courbes expérimentale et numériques de la fonte EN-GJS600 et les résidus d'estimation

Pour vérifier si les propriétés métallurgiques identifiées sont spécifiques à la fonte de type EN GJS 600, et pour montrer l'importance de ces propriétés sur les résultats du modèle numérique, nous avons pris d'autres valeurs de  $L$  et  $f_s$  associées à un autre type de fonte et nous les avons injectés

dans le modèle numérique. La réponse du modèle 2 ainsi que la courbe expérimentale et les résidus sont représentés sur la figure 3.8. Évidemment, la courbe de refroidissement du modèle numérique (2) et la courbe de refroidissement expérimentale de la fonte EN-GJS 600 ne sont pas comparables. La différence est remarquable sur le palier liquidus et les résidus d'estimation  $R_2$  confirment aussi ce constat.

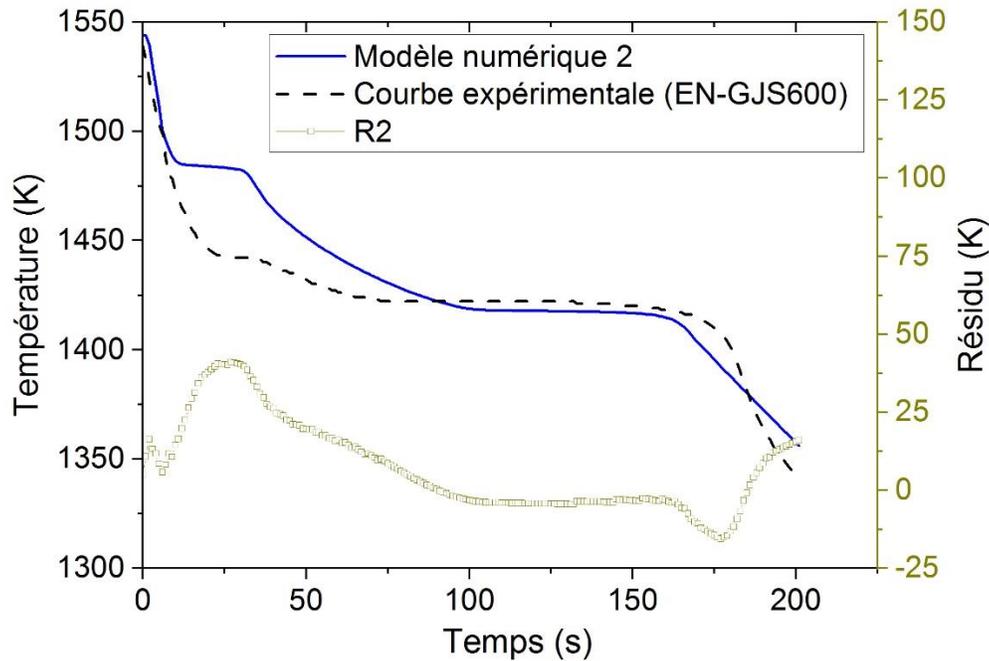


Figure 3.8 : Courbes expérimentale de la fonte EN-GJS600, la réponse du modèle numérique 2 et les résidus d'estimation

### 3.2.3. Méthode inverse utilisée pour l'identification des coefficients de transfert de chaleur par convection et rayonnement

L'objectif de cette partie est de réduire l'écart entre les deux courbes numérique et expérimentale de la fonte EN-GJS600 en déterminant les paramètres les plus influents sur la variation de la température et d'établir une méthode inverse pour les identifier.

#### 3.2.3.1. Analyse de sensibilité

Une étude de sensibilité a été menée pour choisir le ou les paramètres les plus influents sur la réponse du modèle. Le vecteur de paramètre  $\beta$  inconnu dans notre cas est :  $\beta = (h_1, h_2, h_3, \varepsilon_1, \varepsilon_2)$ . Où  $h_i$  est le coefficient de transfert de chaleur par convection (relatif à la surface extérieure du

godet et de la fonte  $i = \{1,3\}$ ,  $i=2$  pour l'interface godet fonte) et  $\varepsilon_j$  le coefficient d'émissivité (relatif à la surface extérieure du godet et de la fonte  $j = \{1,2\}$  ).

La figure 3.9 illustre l'évolution de la sensibilité de la température ( $\bar{X}_j = \beta_j \cdot \frac{\partial T}{\partial \beta}$ ,  $j = 1 \dots 5$ ) aux cinq paramètres.

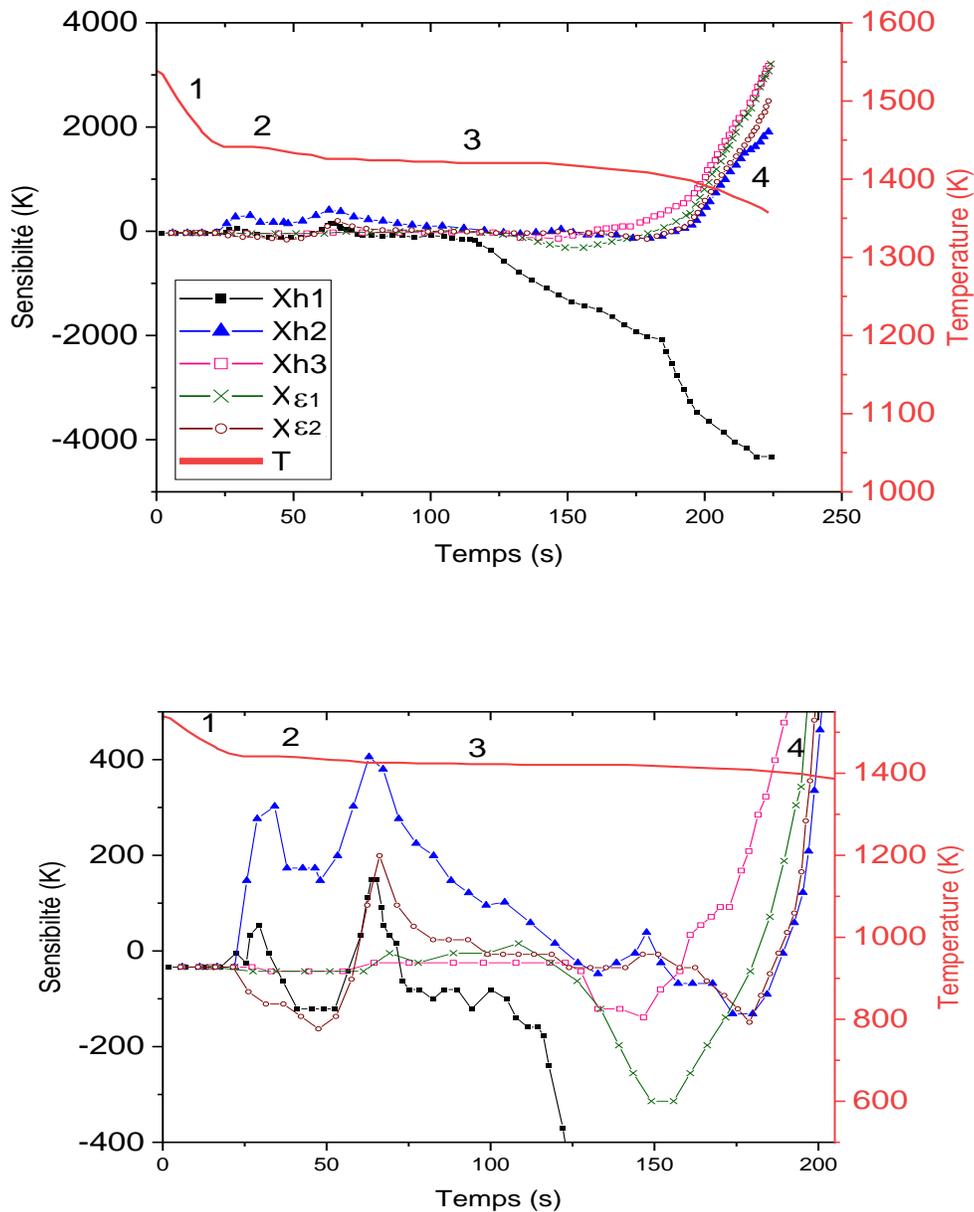


Figure 3.9: Sensibilité réduite de la température de refroidissement aux paramètres :  $h_1$ ,  $h_2$ ,  $h_3$ ,  $\varepsilon_1$ ,  $\varepsilon_2$

Il est observé dans la figure 3.9 que la courbe de refroidissement présente quatre stades distincts : Pendant le stade initial (1), pratiquement aucune transformation de phase ne se produit. Cette partie de la courbe n'est pas influencée par ces paramètres. La sensibilité est faible et très proche de zéro. Dans le deuxième stade (2) et à partir de la température du liquidus, la variation de la sensibilité est notable pour  $h_1$  et  $h_2$ . La sensibilité varie jusqu'à atteindre un pic à  $T=T_E$ . Ensuite, elle diminue dans le stade (3) de la courbe jusqu'à la fin du palier eutectique pour  $h_2$ ,  $h_3$  et  $\epsilon_1$ . La sensibilité de la température à  $h_1$  baisse rapidement à partir de la moitié du palier eutectique. Dans la dernière partie (4), les sensibilités à la température aux paramètres  $h_2$ ,  $h_3$ ,  $\epsilon_1$  et  $\epsilon_2$  augmentent considérablement pour atteindre des valeurs maximales. Cependant, la sensibilité à la température de  $h_1$  diminue brusquement jusqu'à -4324 K. Les différents paramètres ne sont pas corrélés au début de solidification mais leurs sensibilités sont trop faibles pour  $t = [0s-20s]$ , cela signifie que ces paramètres n'ont que peu d'influence sur le début de la courbe de solidification. Nous remarquons également que  $h_2$ ,  $h_3$ ,  $\epsilon_1$  et  $\epsilon_2$  sont corrélés en fin de solidification pour  $t > 175s$ . L'identification de ces paramètres est donc délicate lorsqu'on utilise des algorithmes d'identification classiques.

### **3.2.3.2. Identification des paramètres**

Une méthode inverse a été mise en œuvre pour l'identification des coefficients de transfert de chaleur et d'émissivité. Le modèle numérique a été associé à un algorithme d'identification qui minimise la somme quadratique des différences entre les mesures expérimentales et numériques afin d'identifier les coefficients de transfert de chaleur et d'émissivité.

L'identification de ces paramètres a été établie à l'aide de l'algorithme de Monte Carlo (MC) qui a de bonnes performances lorsqu'il s'agit de paramètres présentant certaines corrélations. Dans le Tableau 3.2, les paramètres identifiés sont présentés pour différents essais. Le tableau contient la valeur initiale des paramètres souhaités, les paramètres identifiés, leurs incertitudes associées, le nombre d'itérations (itn) et la fonction objective finale (J).

Tableau 3.2 : Résultat d'identification

		$h_1$ [W·m <sup>-2</sup> ·K]	$h_2$ [W·m <sup>-2</sup> ·K]	$h_3$ [W·m <sup>-2</sup> ·K]	$\epsilon_1$	$\epsilon_2$	itn	J
<b>Valeur initiale</b>		<b>750</b>	<b>200</b>	<b>60</b>	<b>0.5</b>	<b>0.6</b>		
<b>Essais de MC</b>	1	976.43± 0.6·10 <sup>-4</sup>	244.35± 0.50·10 <sup>-4</sup>	35.54± 3.30·10 <sup>-4</sup>	0.43± 4.59·10 <sup>-4</sup>	0.49± 0.6·10 <sup>-4</sup>	1500	2168.54
	2	992.49± 2,58·10 <sup>-4</sup>	286.92±0	37.81± 0.15	0.96± 0.15	0.57± 2,58·10 <sup>-4</sup>	1500	1252.45
	3	928.83± 0.55·10 <sup>-4</sup>	295.8 ± 0.56·10 <sup>-4</sup>	41.85± 0.44·10 <sup>-4</sup>	0.78± 0.58·10 <sup>-4</sup>	0.53± 0.44·10 <sup>-4</sup>	1500	755.71

Ainsi, l'erreur est calculée afin de choisir les paramètres identifiés avec une faible erreur. La fonction objective pour les différents essais varie entre 755.71 et 2168.54. La figure 3.10 montre les erreurs d'estimation des paramètres (égale à la moitié de l'intervalle de confiance). Nous pouvons tirer comme résultat que les erreurs d'estimation sont plus petites pour la plus faible fonction objective (J=755.71).

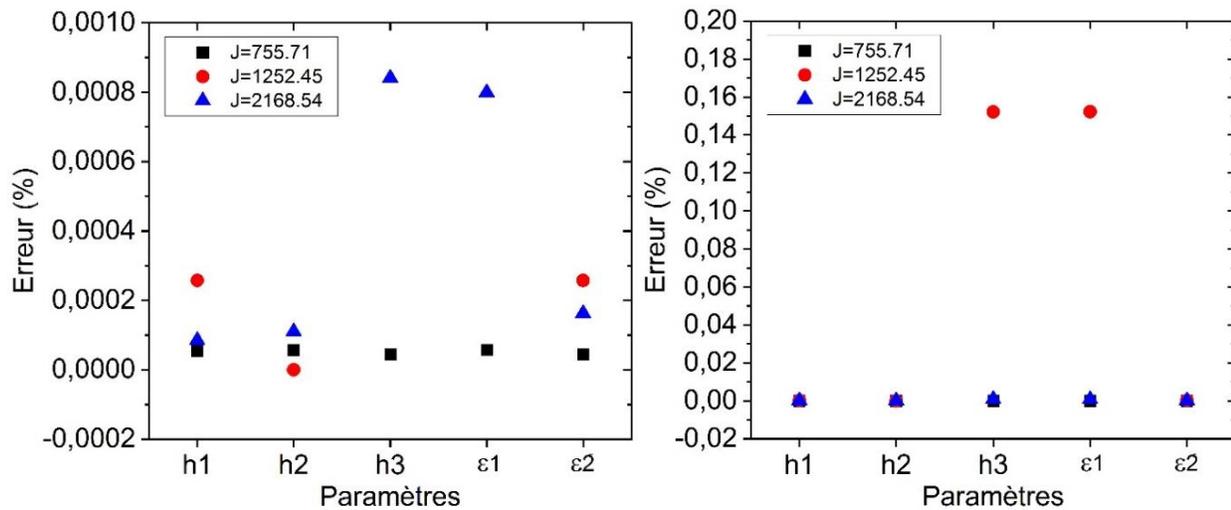


Figure 3.10: Erreurs d'estimation des différents paramètres

En analysant les résultats, on remarque que l'algorithme MC atteint la convergence même lorsque la corrélation entre les différents paramètres rend le problème difficile à résoudre. Selon les résultats des expériences numériques, on peut conclure que la méthode MC a de bonnes performances pour le problème de transfert de chaleur inverse.

En utilisant les paramètres identifiés, la courbe de refroidissement numérique est représentée sur la Figure 3.11 avec la courbe de refroidissement expérimental et les résidus d'estimation. Sur la Figure 3.12, nous avons représenté les deux courbes de résidus d'estimation avant et après l'identification. Nous remarquons d'après cette figure, que les résidus ( $R_2$  ( $J=755.71$ )) sont plus faibles qu'avant l'identification ( $R_1$ ).

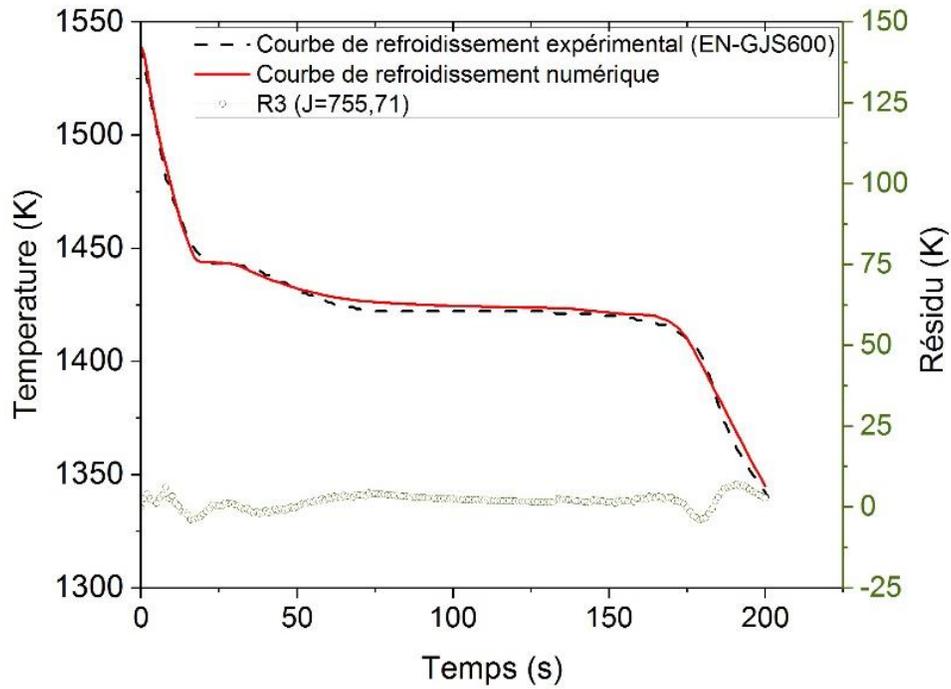


Figure 3.11: Courbe de refroidissement numérique avec les paramètres identifiés,  $J=755.71$  et les résidus d'estimation

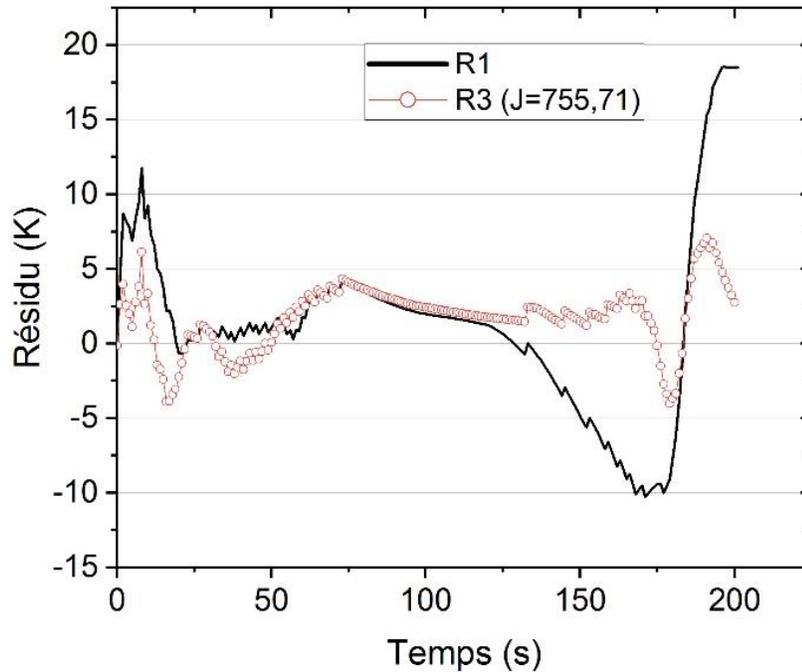


Figure 3.12 : Résidus d'estimation avant et après l'identification

### 3.3. Conception optimale des expériences pour l'identification du coefficient de transfert de chaleur à l'interface moule/métal

Le coefficient de transfert thermique à l'interface moule/métal (IHTC) est l'un des principaux paramètres d'entrée des logiciels de simulation de coulée qui joue un rôle important dans la modélisation précise du processus de solidification. Cependant, sa valeur n'est pas facilement déterminée par des méthodes expérimentales, qui nécessitent des mesures de température pendant le processus de solidification. Toutes les études existantes dans la littérature sont focalisées sur les différentes méthodes d'identification de l'IHTC sans étudier l'influence de l'épaisseur de la pièce moulée et de la distance entre l'interface moule/métal et le thermocouple de mesure [79–81, 90–92]. Par conséquent, une conception optimale des expériences sera présentée dans cette étude pour choisir la position optimale de mesure de température et l'épaisseur optimale de la pièce rectangulaire en fonte pour l'identification de l'IHTC. Ce paramètre sera identifié par une méthode inverse, associé à un modèle numérique de la solidification de la fonte dans un moule en sable, en utilisant deux algorithmes : Levenberg Marquard (LM) et Monte Carlo (MC). Les résultats obtenus par ces deux algorithmes seront ensuite évalués et comparés pour deux valeurs initiales de l'IHTC.

### 3.3.1. Modèle numérique

#### 3.3.1.1. Méthodologie de la simulation numérique

Le logiciel COMSOL a été utilisé pour simuler la solidification d'une fonte dans un moule en sable vert. La procédure suivante a été adoptée pour la simulation :

-Une plaque de forme parallélépipédique rectangulaire de dimensions  $40 \times 400 \times 550 \text{ mm}^3$  est coulée dans un moule en sable à vert. Dans ce travail, le modèle géométrique présente 3 plans de symétrie. Le modèle est donc simplifié en 2D symétrique. La section est celle qui appartient au plan (x, z) illustré à la figure 1, et présente deux parties différentes : (a) le métal et (b) le moule en sable. Ces deux parties sont conjointes par un contact thermique. (C) est la position des mesures de température :  $d=0 \text{ mm}$  (interface moule/métal),  $30 \text{ mm}$ ,  $60 \text{ mm}$  et  $90 \text{ mm}$  (figure 3.13).

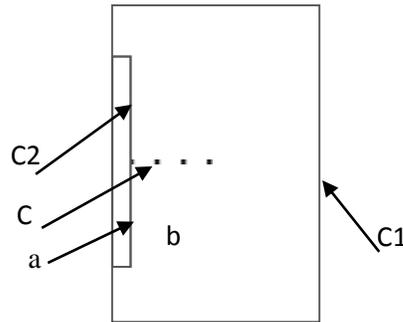


Figure 3.13: Modèle numérique

Le matériau utilisé pour le moule est le sable à vert. Ses propriétés sont tirées de la base de données de COMSOL. Le métal fondu est la fonte EN GJS 600 et ses propriétés sont tirées de la première partie de ce chapitre.

Le transfert de chaleur dans la fonte est décrit par l'équation (3.8) et dans le sable par l'équation (1.9).

Les conditions initiales : à  $t=0s$ , la température du moule égale à  $300K$ , et la température du métal égale à celle du coulée :  $T_p = 1475K$

Les conditions aux limites sont :

C1: flux thermique convectif, décrit par l'équation (3.11),  $h_1=11,45 \text{ W m}^{-2} \text{ K}^{-1}$ [95].

C2 : contact thermique, décrit par l'équation (3.10),  $h_2$  est le coefficient de transfert de chaleur à l'interface moule/métal.

Le maillage optimal adopté dans la simulation est de type triangulaire (figure 3.14).

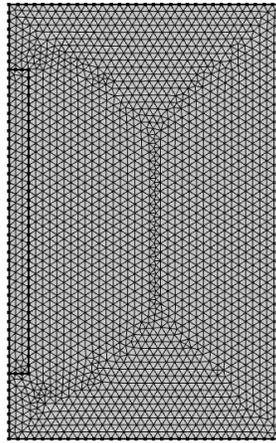


Figure 3.14 : Maillage de la géométrie de type triangulaire

### 3.3.1.2. Analyse de sensibilité

Une analyse de sensibilité a été menée pour quantifier l'influence de la variation de l'IHTC sur l'évolution de la température à différentes positions dans le moule en sable. Les coefficients de sensibilité sont calculés en nous référant à l'équation (2.45) :

La figure 3.15 montre l'évolution des sensibilités de la température mesurée par rapport au coefficient de transfert de chaleur à l'interface moule/métal.

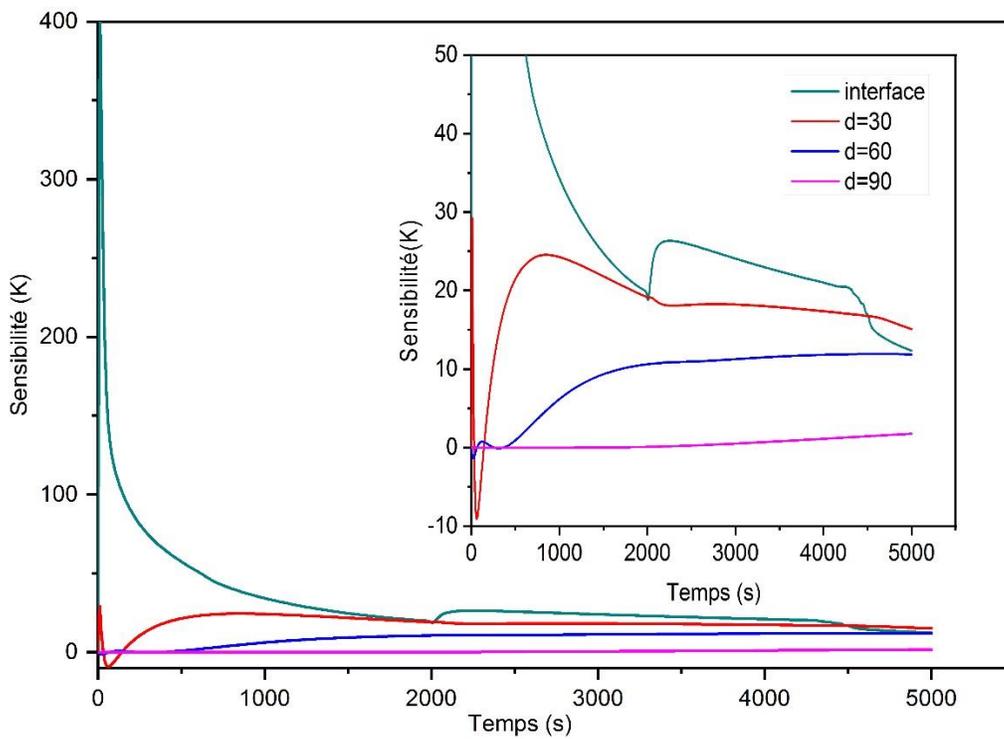


Figure 3.15 : Sensibilités en fonction du temps

Nous constatons que les coefficients de sensibilité dans les différentes positions atteignent les valeurs les plus élevées à l'interface ( $d=0$  mm) et près de l'interface ( $d=30$  mm). Plus que nous nous éloignons de l'interface, plus que la sensibilité de la température devient moins faible. Par conséquent, il est difficile d'estimer l'IHTC à  $d=90$  mm qui peut ne pas donner une estimation précise. D'après l'analyse de sensibilité, le thermocouple devrait être placé près de la condition à la limite inconnue (interface moule/métal) pour une meilleure estimation de l'IHTC.

### **3.3.1.3. Identification de l'IHTC**

Dans cette section, nous présentons une conception optimale des expériences pour l'identification de l'IHTC à différentes positions dans le moule en sable en utilisant deux algorithmes : Levenberg Marquard (LM) et Monte Carlo (MC).

Les mesures de température ont été simulées en utilisant deux valeurs différentes de l'IHTC :  $500 \text{ Wm}^{-2} \text{ K}^{-1}$  et  $1050 \text{ Wm}^{-2} \text{ K}^{-1}$  [83]. Ces simulations ont été ensuite utilisées comme des expériences numériques auxquelles le processus d'estimation décrit dans le paragraphe 2 a été appliqué. L'identification est exécutée pour différentes valeurs initiales, nous avons donc défini un coefficient  $\alpha$  représentant le rapport entre la valeur initiale et la valeur exacte ( $h_2$ ) de l'IHTC.

$$\alpha = \frac{h_{initial}}{h_2} \quad (3.13)$$

Nous calculons donc l'erreur d'estimation entre la valeur exacte et la valeur identifiée en nous référant à l'équation suivante :

$$e = \left| \frac{h_{id} - h_2}{h_2} \right| \times 100 \quad (3.14)$$

Les estimations ont été faites en utilisant des températures simulées pour confirmer les résultats de l'étude de sensibilité. Le tableau 3.3 montre les résultats de l'identification du coefficient recherché  $h_2$  obtenus pour les données d'entrée exactes [96]. Précisément, le tableau contient le coefficient  $\alpha$ , l'erreur d'estimation et le nombre d'itérations pour les deux algorithmes d'optimisation.

Tableau 3.3: Résultats de l'identification :  $L_1=40\text{mm}$ ,  $h_2=500\text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$

d [mm]	$\alpha$	LM		MC	
		e (%)	I <sub>tn</sub>	e (%)	I <sub>tn</sub>
0	0.1	7.28	9	0.64	288
	0.4	2.74	3	1.1	60
	0.8	1.31	3	2.73	22
	1.4	6.1	3	0.12	243
	2	8.85	5	10.11	10
	4	8.9	10	4.68	10
	8	701.62	7	1.96	53
	12	883.46	3	9.06	44
30	0.1	0.62	7	0.05	784
	0.4	1.61	8	0.95	889
	0.8	0.87	5	0.03	1159
	1.4	0.41	8	0.18	294
	2	0.97	5	0.03	4383
	4	1.26	6	0.66	1522
	8	743.2	3	0.25	38
	12	862.57	4	0.004	460
60	0.1	1561	6	1.56	114
	0.4	22.10	4	1.06	298
	0.8	24.03	7	1.88	997
	1.4	23.69	6	1.6	373
	2	86.78	3	0.002	3194
	4	24.06	7	1.6	173
	8	3968	3	6.11	70
	12	157.4	1	16	86
90	0.1	19.07	4	2.4	11
	0.4	18.02	4	2.53	2
	0.9	17.6	3	1.2	6
	1.4	17.70	5	2.82	20
	2	17.88	7	3.04	25
	4	17.94	8	6.39	25
	8	61.2	1	18.52	74
	12	880.02	1	0.59	76

Une comparaison des résultats obtenus par les deux algorithmes montre que l'erreur entre la valeur exacte et la valeur identifiée est plus faible pour l'algorithme MC que pour l'algorithme LM. Pour LM, l'erreur varie entre 0.41% et 1561% alors que pour MC l'erreur varie de 0.002% à 18.52%. Nous remarquons également que pour des valeurs initiales plus éloignées de la valeur exacte, par exemple

pour  $\alpha=12$  et  $d=30$ , l'erreur est de 0,004% pour l'algorithme MC alors que l'algorithme LM a montré des erreurs assez importantes (862,57%). Afin de trouver la position optimale pour l'identification de l'IHTC, nous avons choisi l'algorithme MC. La figure 3 représente l'erreur relative pour l'algorithme MC à différentes distances de l'interface métal-moule.

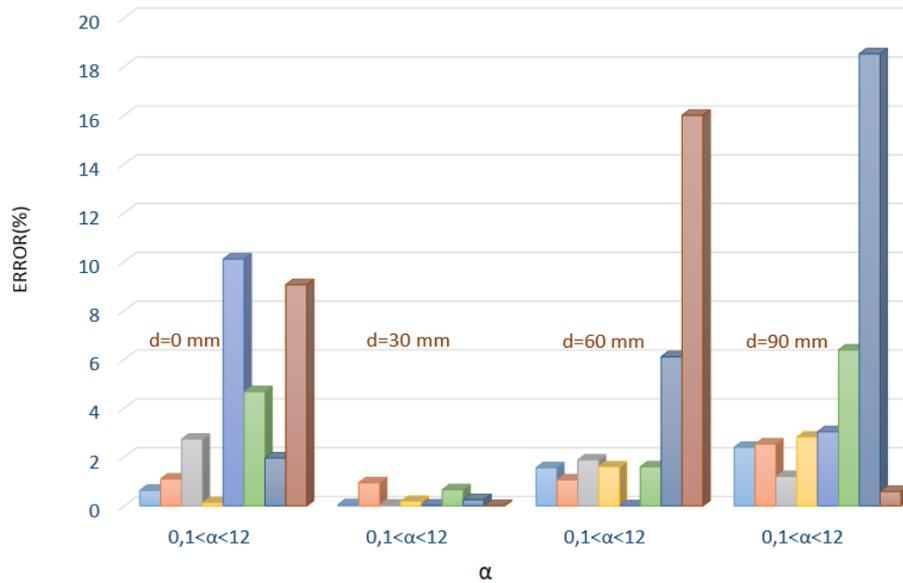


Figure 3.16 : Erreurs calculées pour l'algorithme MC

Il est clair que la meilleure identification de l'IHTC est à  $d=30$  mm, la position la plus proche de l'interface moule/métal, avec des erreurs insignifiantes (inférieur à 0,95% pour  $\alpha$  entre 0,1 et 12). Ce résultat indique que de grandes variations la valeur initiale du paramètre estimé, n'influent pas sur le résultat de l'identification pour l'algorithme MC.

Dans ce qui suit, la même approche a été suivie en faisant varier l'épaisseur  $L_1$  et la valeur exacte  $h_2$ . Le tableau 3.4 montre les erreurs des estimations obtenues pour deux différentes valeurs initiales de  $h_2$  :  $500 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$  et  $1050 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ .

Tableau 3.4: Résultat d'identification

$h_2$ ( $Wm^{-2}K^{-1}$ )	d	$\alpha$	erreur (%)						
			$L_1=40$ mm		$L_1=60$ mm		$L_1=80$ mm		
			LM	MC	LM	MC	LM	MC	
500	0	0.4	2.74	1.1	1.47	1.32	28.87	1.47	
		1.4	6.1	0.12	1.93	1.92	28.88	22.47	
	30	0.4	1.61	0.95	5.91	1.14	40.06	8.84	
		1.4	0.41	0.18	6.16	0.78	40.06	20.87	
	60	0.4	22.1	1.06	2.67	1.38	18.58	3.48	
		1.4	23.69	1.6	2.78	1.86	18.88	2.73	
	90	0.4	18.02	2.53	3.6	2.74	9.08	3.84	
		1.4	17.7	2.82	3.11	3.48	8.9	4.26	
	1050	0	0.4	61.9	4.65	2.74	3.63	7.21	6.8
			1.4	66.67	5.69	6.56	7.22	8.45	7.61
30		0.4	48.47	0.18	1.75	0.68	8.22	1.41	
		1.4	51.06	0.07	3.37	0.11	11.77	1.88	
60		0.4	48.1	3.05	43.96	3.51	25.29	4.41	
		1.4	50.6	3.41	53.68	3.85	26.49	4.23	
90		0.4	54.04	2.03	2.74	3.92	25.81	6.65	
		1.4	57.96	3.31	6.56	4.11	35.03	5.66	

En analysant les deux tableaux, nous constatons que les erreurs d'estimation avec l'algorithme MC sont encore plus faibles lorsque la valeur initiale de  $h_2$  est prise à 40% et 140%. Cela peut confirmer que l'algorithme MC utilisé pour estimer l'IHTC donne les meilleurs résultats. Par conséquent, afin de trouver la position et l'épaisseur optimales, la procédure d'identification dans la partie suivante a été réalisée en utilisant l'algorithme MC.

La figure 3.17 résume le plan optimal des expériences. Nous pouvons voir que pour les différentes valeurs de  $\alpha$ , l'erreur d'estimation est plus faible pour la plus petite épaisseur ( $L_1=40$  mm). La meilleure identification de l'IHTC est à  $d=30$  mm avec une erreur d'estimation égale à 0,95% pour  $\alpha=0,4\%$  et 0,18% pour  $\alpha=1,4$  pour  $h_2=500 Wm^{-2}K^{-1}$ . Pour  $h_2=1050 Wm^{-2}K^{-1}$ , l'erreur est égale à 0,18% pour  $\alpha=0,4$  et 0,07% pour  $\alpha=1,4$ .

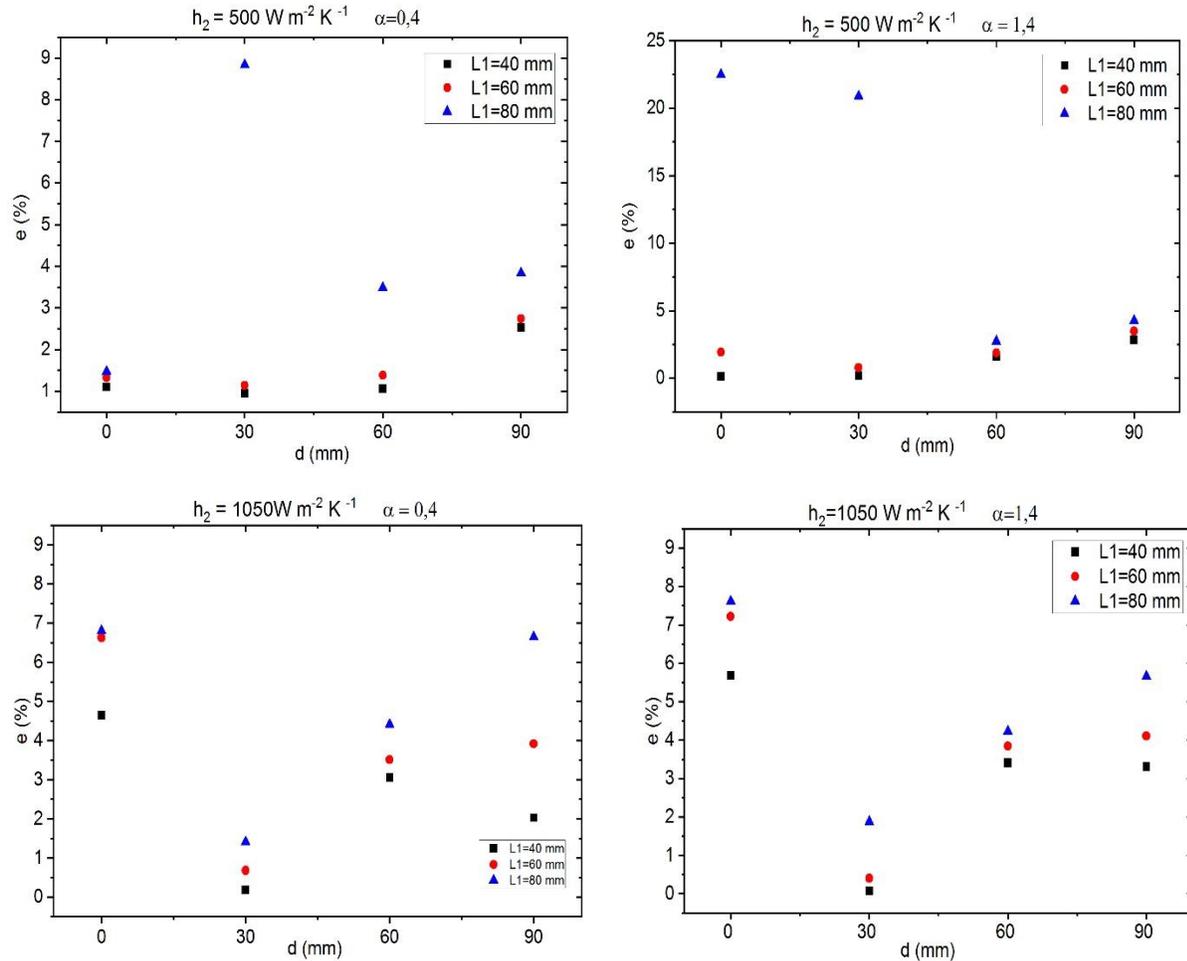


Figure 3.17 : Variation de l'erreur d'identification (a)  $\alpha=0.4$  et  $h_2=500 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ , (b)  $\alpha=1.4$  et  $h_2=500 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ , (c)  $\alpha=0.4$  et  $h_2=1050 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ , (d)  $\alpha=1.4$  et  $h_2=1050 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ .

Nous pouvons conclure qu'en utilisant l'algorithme MC, la position optimale pour l'identification de l'IHTC se situe à  $d=30$  mm, la position la plus proche de l'interface moule/métal, pour la plus faible épaisseur  $L_1=40$  mm.

### 3.4. Conclusion :

Ce chapitre est consacré à la modélisation numérique de la solidification de la fonte et l'identification des coefficients de transfert de chaleur.

La première partie regroupe des mesures expérimentales, une modélisation analytique et une simulation numérique afin de caractériser une fonte sphéroïdale de type ENGJS-600. Le premier objectif était l'identification de la chaleur latente et la fraction solide en fonction de la température durant la solidification de la fonte. Ainsi, les propriétés thermo-physiques de la fonte ont été

exprimées en fonction de la fraction solide pour  $T_E < T < T_S$ . Le deuxième objectif était l'utilisation de ces propriétés pour simuler par éléments finis le transfert de chaleur durant la solidification de la fonte dans un godet. Les paramètres inconnus de ce modèle, coefficients de transfert de chaleur, ont ensuite été identifiés par une méthode inverse basée sur l'algorithme MC. Une analyse de sensibilité a été réalisée avant l'étape d'identification. Pour les différents essais d'identification, la fonction objective varie entre 755.71 et 2168.54, les paramètres optimaux sont ceux ayant la fonction objective la plus faible (755.71) et les erreurs d'identification les plus faibles :  $h_1=928.86 \pm 0.55 \cdot 10^{-4} \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ ,  $h_2=295.8 \pm 0.56 \cdot 10^{-4} \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ ,  $h_3=41.85 \pm 0.44 \cdot 10^{-4} \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ ,  $\varepsilon_1=0.78 \pm 0.58 \cdot 10^{-4}$ ,  $\varepsilon_2=0.53 \pm 0.44 \cdot 10^{-4}$ .

La deuxième partie est consacrée à l'identification numérique du coefficient de transfert de chaleur à l'interface moule/fonte (IHTC) en utilisant deux algorithmes différents. Une conception optimale des expériences a été effectuée pour déterminer la position optimale de mesure de la température et l'épaisseur optimale de la pièce coulée en fonte.

Les résultats de l'identification sont divisés en deux parties :

Une étude comparative a été réalisée pour les deux algorithmes LM et MC en faisant varier la valeur initiale de l'IHTC et la distance  $d$  ( $d=0 \text{ mm}$ ,  $30 \text{ mm}$ ,  $60 \text{ mm}$ ,  $90 \text{ mm}$ ). Les résultats ont montré que l'erreur d'estimation entre la valeur exacte et la valeur identifiée est plus faible pour l'algorithme MC que pour l'algorithme LM. Cela indique que de grands changements de la valeur initiale du paramètre estimé n'influencent pas les résultats de l'identification pour l'algorithme MC. D'autre part, l'estimation a été basée sur l'algorithme MC en faisant varier la valeur initiale de l'IHTC, la distance  $d$  et l'épaisseur de la pièce moulée rectangulaire  $L_1$  ( $L_1=40 \text{ mm}$ ,  $60 \text{ mm}$  et  $80 \text{ mm}$ ) pour deux valeurs exactes de l'IHTC. En conséquence, la position optimale pour l'identification de l'IHTC est à  $d=30 \text{ mm}$ , la position la plus proche de l'interface moule/métal, pour la plus faible épaisseur  $L_1=40 \text{ mm}$ .

---

*Chapitre 4 : Etude des propriétés physiques et thermiques  
des sables de moulage*

---

## **4.1. Introduction**

Dans ce chapitre, nous nous intéressons à la caractérisation des sables de moulage. Dans la première partie, nous présentons une étude qui montre l'effet de la variation des caractéristiques du sable à vert sur la qualité des produits moulés. Une étude de cas portant sur le défaut d'abreuvage est illustrée afin d'étudier la gravité du défaut en fonction de l'aptitude au serrage du moule et de déterminer ainsi leur valeur optimale. La deuxième partie est consacrée à la détermination de la conductivité thermique du sable à vert à l'aide de la méthode THB ainsi que sa variation en fonction des caractéristiques du sable. Une attention particulière est projetée dans la troisième partie, sur la caractérisation thermique des sables de moulage à haute température en utilisant deux méthodes électrothermiques : la méthode de fil chaud parallèle et la méthode de la sonde à aiguille récemment développée.

## **4.2. Etude de l'effet de la variation des caractéristiques du sable à vert sur la qualité des produits moulés**

L'étude des sables de fonderie constitue l'une des principales sections de la technologie des fonderies et le contrôle des caractéristiques du sable à vert est devenu une partie essentielle du contrôle quotidien du fonctionnement des fonderies. Dans cette étude, nous allons traiter en premier lieu le cas de défaut de surface : abreuvage, en identifiant ses causes et l'influence de la variation des caractéristiques du sable à vert sur la gravité de ce défaut. Les essais, telles que l'aptitude au serrage, la résistance à la compression, la perméabilité et la granulométrie, ont été réalisés à la fonderie TuniCAST conformément aux instructions d'utilisation de l'équipement d'essai de sable de fonderie de Ridsdale et Dietert[1].

### **4.2.1. Etude de la qualité de l'article M2956/57**

Le défaut d'abreuvage désigne la pénétration du métal dans le sable, d'où une couche d'aspect spongieux, résultant d'un mélange intime de sable et de métal, adhère fortement à la pièce (figure 4.1). L'élimination de ce défaut de surface nécessite un travail de finition important, qui représente près de 20 % du coût final des pièces[97].



Figure 4.1 : Défaut d'abreuvement

Les causes de ce défaut sont liées principalement au sable du moule[98] :

- Un serrage du moule insuffisant, c'est-à-dire une aptitude au serrage élevée et par la suite une teneur en eau élevée,
- Un sable de trop forte granulométrie.
- Une température de coulée élevée.
- Un métal trop fluide par la présence du phosphore dans le bronze.

L'objectif de cette partie est l'amélioration de l'état de surface de la pièce M2956/57 « trompette »



Figure 4.2: trompette en fonte EN- GJL-300

En analysant les causes de ce défaut dans notre cas, nous avons constaté que :

- La température de coulée n'est pas trop élevée et sa diminution peut entraîner des défauts métallurgiques.

- La composition chimique de la fonte EN-GJL 300 est bien étudiée par les ingénieurs méthode à TUNICAST.
- L'essai de granulométrie du sable à vert est présenté ci-après :

L'essai de granulométrie a été réalisé sur 50 g du sable de moulage lavé et séché préalablement. Le refus de chaque tamis a été pesé et présenté dans le tableau 4.1. L'histogramme de refus en fonction de diamètre de l'ouverture de chaque tamis est illustré dans la figure 4.3.

Tableau 4.1: Résultat de l'analyse granulométrique

Tamis (mm)	1.4	1	0.71	0.5	0.355	0.25	0.18	0.125	0.09	0.063	Fond	<20 $\mu$ m
Coefficient	6	8	15	25	35	45	60	85	120	170	300	
Refus(g)	0	0	0.12	0.74	5.72	15.06	16.68	4.1	0.74	0.14	0.76	5.94

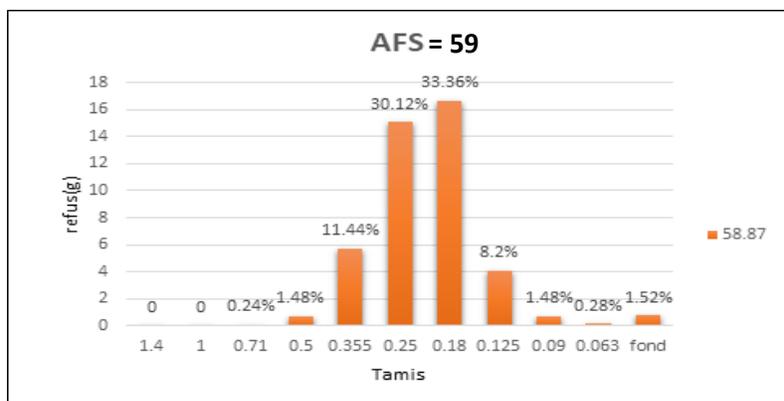


Figure 4.3: Répartition granulométrique de sable de silice

Nous constatons que 74.88% de sable est reparti sur les trois tamis de mailles 0.5, 0.355 et 0.25mm. L'indice de finesse est égal à 59 (entre 55 et 65) et est correspond aux exigences de sable de fonderie et spécialement le moulage de la fonte[59].

Donc la cause principale de ce défaut est liée à la qualité du sable.

#### 4.2.2. Problématique et démarche

La relation entre les caractéristiques du sable à vert et les paramètres d'entrée telles que la teneur en eau et en argile est de nature complexe. Le liant joue un rôle essentiel dans le moule en sable à vert pour améliorer ses propriétés. Des valeurs trop élevées ou trop faible influent directement sur la qualité des pièces. Afin de lutter contre le défaut d'abreuvement, nous avons étudié en premier lieu la variation des caractéristiques du sable en fonction des paramètres d'entrée. En deuxième lieu, nous avons suivi la production de la trompette moulée en fonte à graphite lamellaire EN-GJL-300

pendant trois journées, et nous avons noté l'aptitude au serrage du chaque moule et la température de la coulée.

### 4.2.3. Etude des caractéristiques du sable à vert en fonction de la teneur en eau et de l'argile active

Après séchage, le sable est mélangé et malaxé avec des quantités proportionnelles de bentonite et de l'eau selon la norme[1]. Nous avons utilisé un malaxeur de laboratoire spécifique à ces essais. Pour chaque combinaison de teneur en argile active (AA) et de teneur en eau (H), nous avons mesuré les caractéristiques du sable à vert : aptitude au serrage (AS), la résistance à la compression (Rc) et la perméabilité (P). Les procédures expérimentales de ces essais sont expliquées dans le chapitre 2.

Les caractéristiques du sable à vert ont été mesurées en fonction de la teneur en eau et argile active comme illustrés dans le tableau 4.2. Ces résultats sont moyennés sur trois mesures indépendantes.

Tableau 4.2 Résultats de mesure des caractéristiques du sable

Argile active AA (%)	Teneur en eau H(%)	Aptitude au serrage AS(%)	Résistance à la compression Rc (N/cm <sup>2</sup> )	Perméabilité P (mmH <sub>2</sub> O)
<b>7.38%±0.03</b>	3.3	40.07±0.07	15.53±0.15	129±0.58
	3.4	42.00±0	15.13±0.03	128±0
	3.6	45.03±0.03	14.77±0.09	125.67±0.33
	3.7	51.90±0.06	14.30±0.0.17	124±0
	3.8	56.00±0.12	13.55±0.05	121.5±0.5
<b>8.07±0.02</b>	2.8	31.17±0.17	16.90±0.06	123.33±0.33
	3.250	36.6±0.1	18.00±0.17	119.5±0.5
	3.4	39.04±0.15	17.70±0.14	-
	3.677	42.233±0.15	17.17±0.07	118±0.577
	3.903	53.100±0.10	15.07±0.07	115±0
<b>8.98±0.0328</b>	3.2	30±00	18.10±0.21	114.33±0
	3.4	32.13±0.07	18.50±0.2	113±0
	3.622	36.500±0.17	18.20±0.2	112.67±0.33
	3.847	41.500±0.17	17.63±0.07	109±00
	4	44.13±0.07	16.93±0.07	105.33±0.33
	4.318	51.07±0.07	16.5±0	101.67±0.33
<b>10.03±0.01</b>	3.6	28.17±0.12	19.35±0.15	109±0
	3.829	34.07±0.060.077	19.47±0.033	106.33±0.33

	4	37.47±0.03	18.5±0	101.67±0.33
	4.156	42±0	17.93±0.12	99.17±0.17
	4.325	47.17±0.17	17.05±0.05	97.67±0.33
<b>10.89±0.02</b>	3.6	21.2±0.12	21.13±0.13	105±0
	3.835	30.07±0.07	21.6±0.1	99.67±0.17
	4.2	39.13±0.13	20.5±0.06	91.67±0.33
	4.340	43.07±0.07	19.77±00.12	88.33±0.33

- L'aptitude au serrage (compactibilité)

La variation de l'aptitude au serrage en fonction de la teneur en eau est reportée sur la figure 4.4. Il est clair que cette propriété diminue avec l'augmentation de la teneur en argile active. D'autre part, à une teneur en AA fixe, l'aptitude au serrage augmente rapidement avec la teneur en eau. Ces résultats sont en accord avec les travaux de R.R. Kundu[7]. En présence à la fois de la bentonite et de l'eau, la liaison démarre. Les grains de sable adhèrent entre eux, générant des vides entre les grains de sable enrobés par la bentonite, appelés vides inter-agrégats (figure 4.5). Lorsque la force de compactage n'est pas appliquée, mais la liaison a commencé à développer, le vide total est grand en raison de la grande taille des vides inter-agrégats ; sous compactage cependant, le vide total se réduit. Ainsi, une augmentation de la liaison aide à atteindre plus de compactibilité.

Cependant, l'excès de bentonite, occupe les pores entre les grains qui ne contribuent pas à l'adhérence et, par conséquent, la compactibilité diminue. Les variations sont importantes pour les pourcentages plus élevés de bentonite, la compactibilité étant très faible par rapport à la combinaison d'une bentonite élevée et d'eau faible. Ceci est raisonnable pour la présence excessive de fines de bentonite libres.

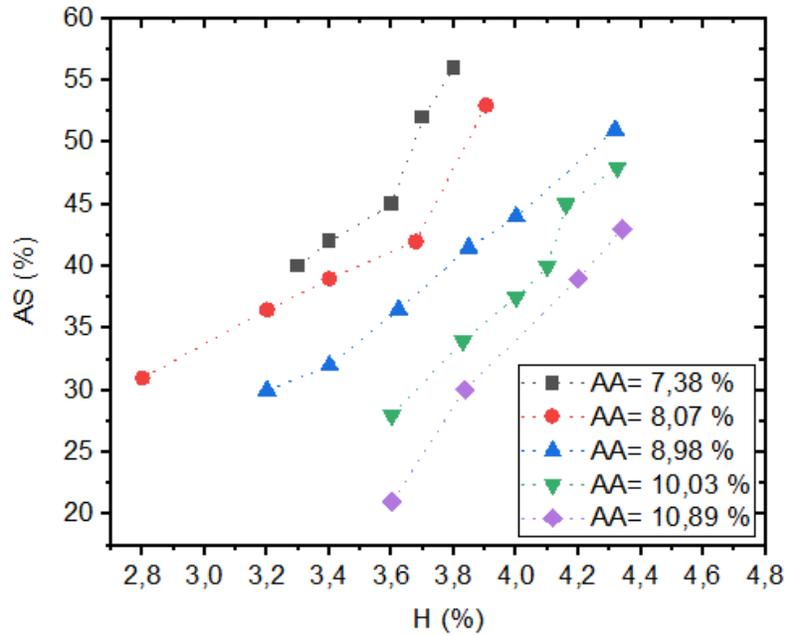


Figure 4.4: Variation de l'AS en fonction de H et AA

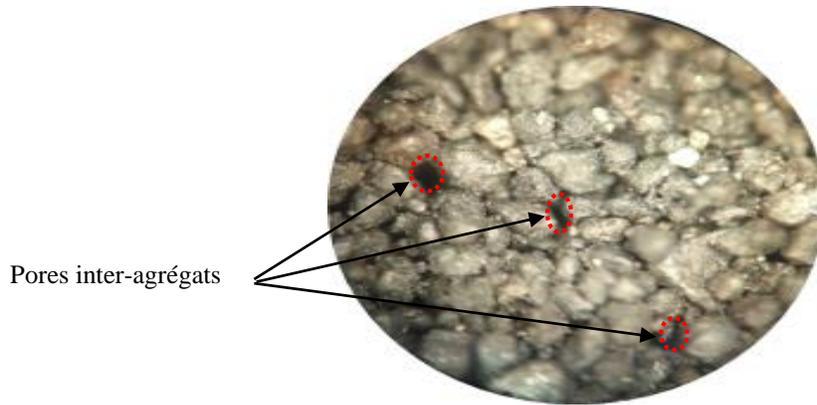


Figure 4.5: Photo réelle d'un échantillon de sable compacté(X45)

- La résistance à la compression

La variation de la résistance à la compression du sable à vert en fonction de la teneur en eau et en argile activé est illustrée dans la figure 4.6.

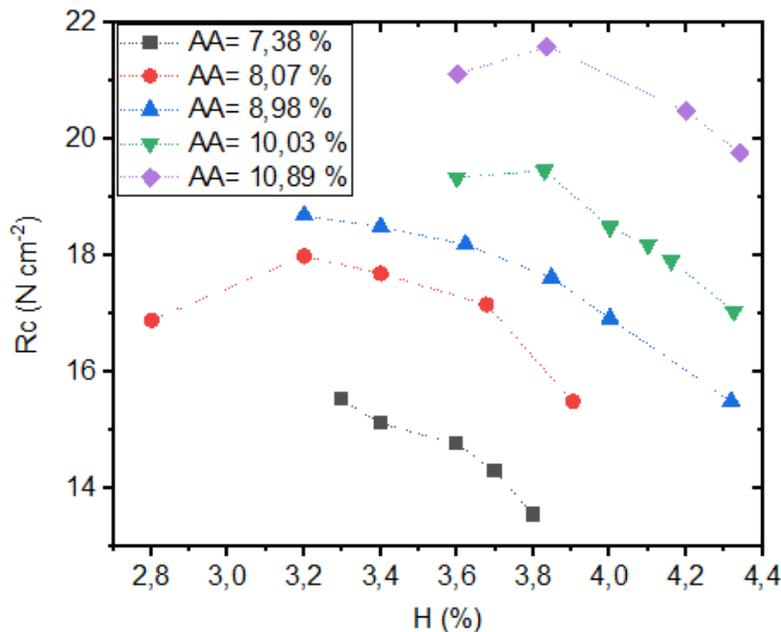


Figure 4.6: Variation de Rc en fonction de H et AA

A faible teneur en eau, la résistance à la compression augmente jusqu'à une valeur maximale. La teneur en eau correspondant à cette valeur maximale présente le bord inférieur du domaine d'application. C'est-à-dire à des teneurs en eau inférieures, les caractéristiques de sable sont hors norme[57]. Au-delà de cette valeur, la résistance à la compression diminue au fur et à mesure que la teneur en eau augmente lorsque la teneur en argile active est constante. Ce résultat correspond à celui des études antérieures [7][99]. On remarque aussi que la résistance à la compression est relativement élevée à des pourcentages d'eau plus faibles qu'à des pourcentages d'eau plus élevés [99]. D'autre part, la résistance à la compression à vert augmente avec la teneur en bentonite. Ce résultat correspond également à celui d'études antérieures [7][100].

Ces variations sont expliquées par le fait que les grains de sable sont liés entre eux en présence de bentonite. Donc, plus de bentonite signifie plus d'attachement. Le collage augmente la résistance à la compression. Pour un pourcentage d'eau constant, la résistance à la compression augmente avec l'augmentation de la bentonite.

On sait que la montmorillonite (la bentonite utilisée en fonderie) s'hydrate par étapes. La première couche d'eau qui adhère étroitement à la surface du grain de silice agit comme un canal vers l'eau supplémentaire (par l'action de la tension superficielle), et les ions libérés sur ces surfaces deviennent hydratés, laissant une charge négative. Les charges négatives des couches de silice adjacentes se repoussent les unes les autres, ce qui augmente l'espace entre elles et permet à plus

d'eau de gonfler l'argile. Ainsi, la résistance à la compression est relativement élevée à des pourcentages d'eau plus faibles qu'à des pourcentages plus élevés.

- La perméabilité

Des éprouvettes de mêmes dimensions que celles servis aux mesures de la résistance à la compression, ont été utilisées pour la mesure de la perméabilité. On a obtenu les résultats suivants.

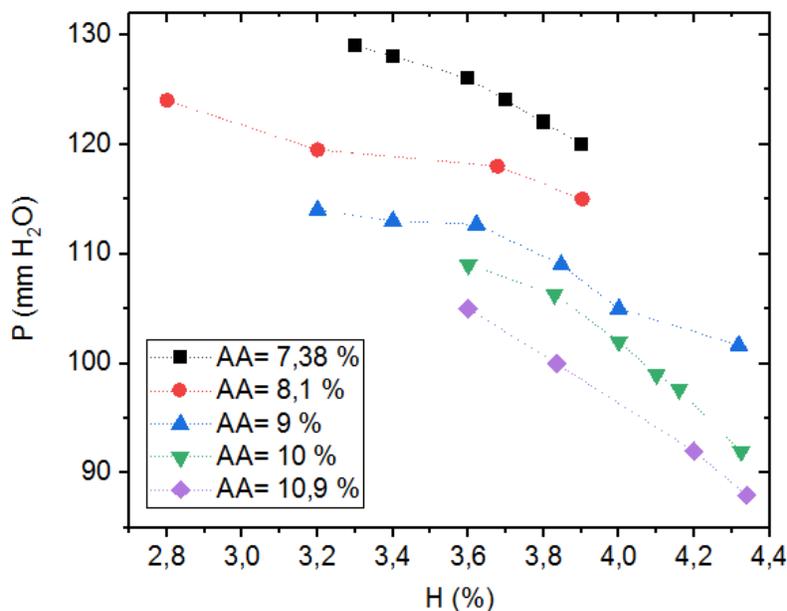


Figure 4.7: Variation de la perméabilité en fonction de H et AA

D'après la figure 4.7 la perméabilité varie en sens inverse que la teneur en eau et en argile active. En effet, plus la teneur en argile augmente, les particules d'argile plus fines occupent les vides entre les grains de sable, réduisant ainsi la perméabilité du mélange. Ce résultat concorde également avec les recherches antérieures (Kundu et Lahiri, 2008)[7].

Pour un pourcentage constant de bentonite, le pourcentage d'eau n'est pas suffisant pour lier la totalité de la bentonite. Lorsque le pourcentage d'eau augmente, la liaison augmente. Plus de liaison signifie que les grains se rapprochent les uns des autres et que les vides inter-agrégats sont réduits. Ainsi, la surface d'échappement des gaz est réduite et la perméabilité diminue[97].

Pour une teneur en eau constante, si le pourcentage de bentonite augmente, l'adhérence augmente, il en va de même pour par un excès de fines. Ces deux phénomènes augmentent la résistance et réduisent le chemin de circulation des gaz. Ainsi, la perméabilité décroît [101].

#### 4.2.4. Résultat de suivi de la production de l'article M2956/57

Afin de lutter contre ce défaut, nous avons suivi la production de la trompette moulée en fonte à graphite lamellaire EN-GJL-300 pendant trois journées. Dans la sablerie, le pupitre affiche la valeur de l'aptitude au serrage relatif à chaque malaxé envoyé vers la machine à mouler. En effet, chaque demi-heure, des essais de l'aptitude au serrage ont été réalisés au laboratoire de sable pour vérifier sa conformité avec celle affichée par le pupitre. Donc il est facile de noter l'aptitude au serrage de chaque moule.

Pour contrôler l'état de surface des pièces moulées, nous avons élaboré une grille de 6 niveaux notés de 0 à 5 caractérisés par une surface et une épaisseur d'abreuvement (Annexe). Les pièces ont été contrôlées après l'opération de grenaillage.

Les résultats de ce suivi sont résumés dans la figure 4.9. Nous avons tracé l'aptitude au serrage relatif à chaque moule ainsi que le niveau d'abreuvement dans le même graphe. La teneur en argile active était égale à  $8\% \pm 0.2\%$ . Dans notre cas le moule contient deux empreintes donc pour un seul moule, nous avons deux pièces nommées Mod 1 et Mod 2 (figure 4.8).

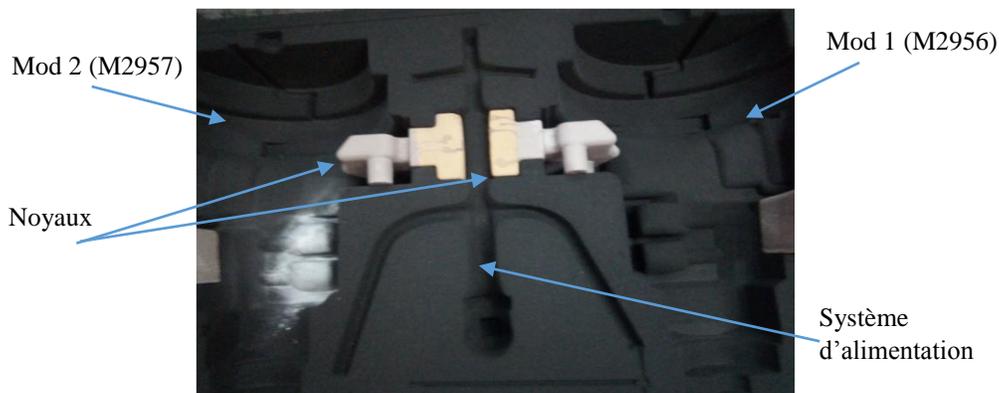


Figure 4.8: Demi-moule de l'article M2956/57

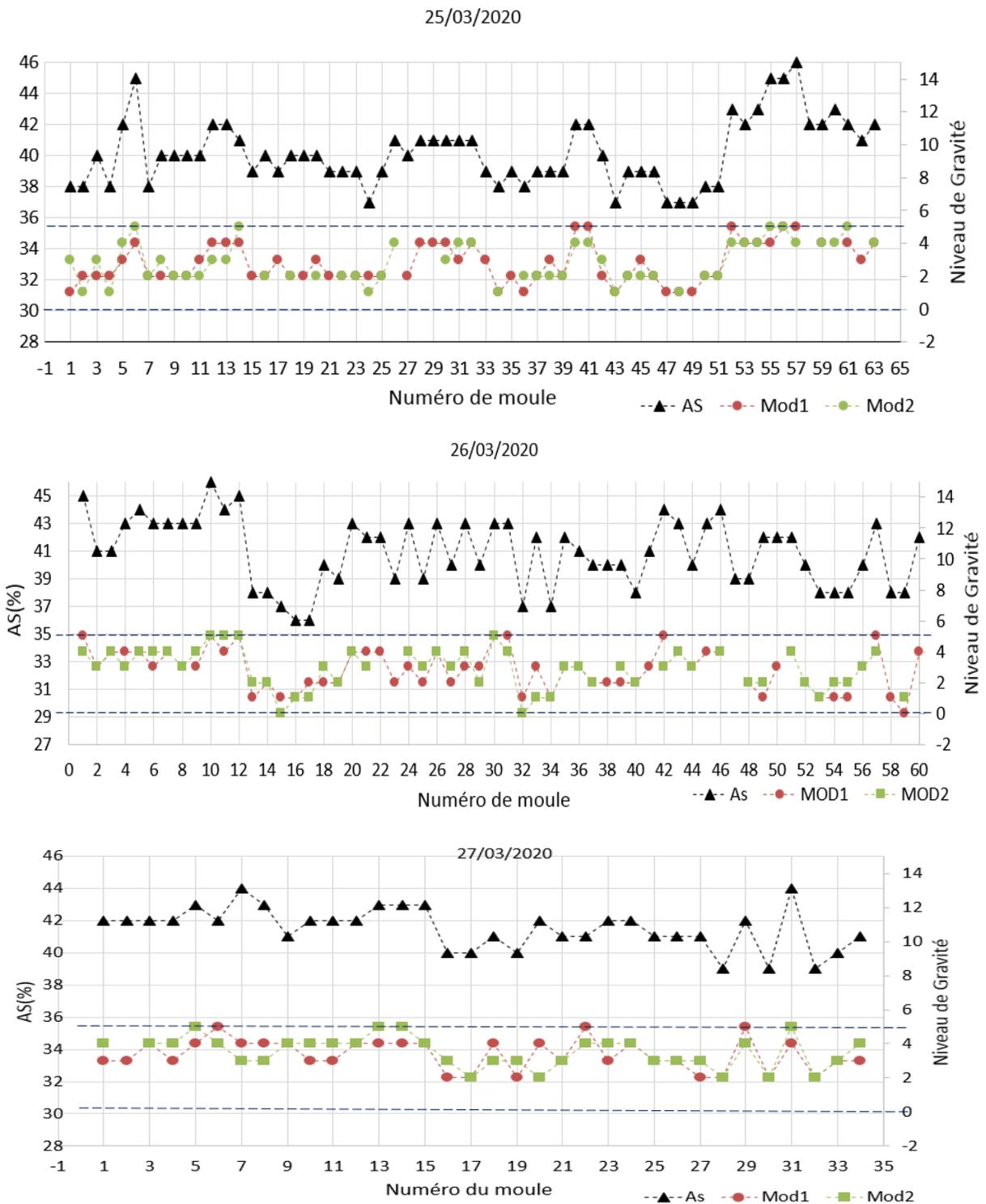


Figure 4.9 : variation de l'aptitude au serrage des moules durant les trois journées et le niveau de gravité de défaut des pièces associées à chaque moule.

En analysant ces résultats, nous constatons qu'une aptitude au serrage élevée (supérieure à 40) a causé des niveaux élevés de gravité d'abreuvement. Pour une aptitude au serrage entre 36 et 40, la

gravité de défaut est faible (généralement entre 0 et 2) et le défaut peut être éliminé par une simple opération d'ébarbage. Une aptitude au serrage entre 36% et 40% correspond à une teneur en eau comprise environ entre 3.16% et 3.5%, une résistance à la compression maximale entre 18 Ncm<sup>-2</sup> et 17.5 Ncm<sup>-2</sup> et une perméabilité maximale entre 120 mmH<sub>2</sub>O et 118.5mmH<sub>2</sub>O selon le paragraphe 4.2.3.

En cas de gravité d'abreuvement supérieur ou égale à 3 (AS>40%), les pièces défectueuses passent par l'opération d'ébarbage puis une autre opération de grenailage sera nécessaire. Comme nous avons déjà montré dans le paragraphe 4.2.2, l'aptitude au serrage dépend fortement de la teneur en eau. Lorsque la teneur en eau est trop élevée, les particules de sable ne se lient pas, ce qui entraînera des défauts dans les pièces moulées produites à partir de ce sable. Une teneur en eau optimale est donc essentielle pour un bon sable de moulage. Une teneur adéquate en argile avec une teneur en eau appropriée dans le sable de moulage est importante pour une résistance et une qualité de coulée optimales.

Pour valider ces résultats, nous avons réalisé un essai sur chantier, nous avons contrôlé la quantité d'eau ajoutée lors de la préparation du sable et nous avons imposé une aptitude au serrage entre 37 et 38 pour une teneur argile active de 8% pour 12 pièces de la même catégorie de trompètes. Les pièces obtenues étaient de bon état de surface avec une gravité de défaut varie entre 0 et 1 (figure 4.10).



Figure 4.10: Etat de surface des pièces

En associant les résultats de contrôle de ce défaut avec les essais de contrôles de caractéristiques du sable obtenues dans le paragraphe 4.2.3, nous avons élaboré un diagramme aptitude au serrage-teneur en eau (figure 4.11) pour définir la zone d'utilisation du sable.

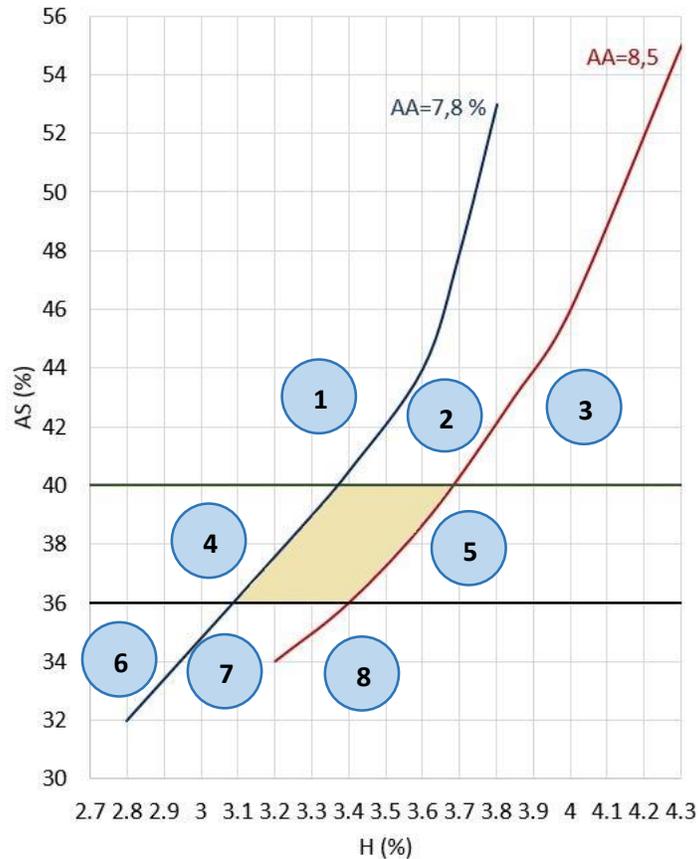


Figure 4.11 : Diagramme aptitude au serrage-teneur en eau : Action correctrice visant faire entrer un sable dans la plage de conformité

Les deux droites horizontales matérialisent la fourchette d'aptitude au serrage qui a été fixée pour obtenir une bonne qualité de moulage et les deux courbes représentent, quant à elles, l'écart de teneur en argile (7.8% et 8.5%) toléré par le sable pour lui conférer les caractéristiques mécaniques désirées. Tout point représentatif du sable se trouvant dans la zone colorée en jaune sera réputé conforme aux caractéristiques souhaitées.

Les points situés dans les autres zones reflètent l'appréciation de la teneur en argile dans le sable et de la teneur en eau du sable par rapport au taux d'argile existant :

- Zone 1 : manque d'argile, excès d'eau
- Zone 2 : argile conforme, excès d'eau
- Zone 3 : excès d'argile, excès d'eau
- Zone 4 : manque d'argile, teneur en eau conforme
- Zone 5 : excès d'argile, teneur en eau conforme
- Zone 6 : manque d'argile, manque d'eau

- Zone 7 : argile conforme, manque d'eau
- Zone 8 : excès d'argile, manque d'eau

Ce diagramme est un outil nécessaire pour chaque fonderie de sable pour savoir dans quel sens évolue le sable (manque ou excès d'argile ou d'eau) et pour corriger éventuellement les ajouts de bentonite et de l'eau.

Les propriétés du moule, c'est-à-dire la perméabilité, la compactibilité, la résistance à la compression, etc. peuvent être réglées sur des valeurs prédéfinies qui peuvent être déterminées à partir de connaissances préalables de la coulée des métaux.

### 4.3. Etude des propriétés thermiques du sable à vert en fonction ses caractéristiques physiques

La méthode THB est basée sur un capteur thermoélectrique placé entre deux échantillons identiques et connecté à une source de courant constant ELC AL 936N, comme présentée sur la figure 4.12. Un courant électrique provoque une différence de température entre le centre et le bord de l'échantillon, ce qui déséquilibre le pont. Ainsi, un signal de sortie est fourni et mesuré à l'aide d'une carte d'acquisition Agilent 34970A, reliée à un micro-ordinateur muni du logiciel Benchlink Data Logger. Un calcul analytique se fait par la suite permettant de déterminer la conductivité et la diffusivité thermique de l'échantillon.

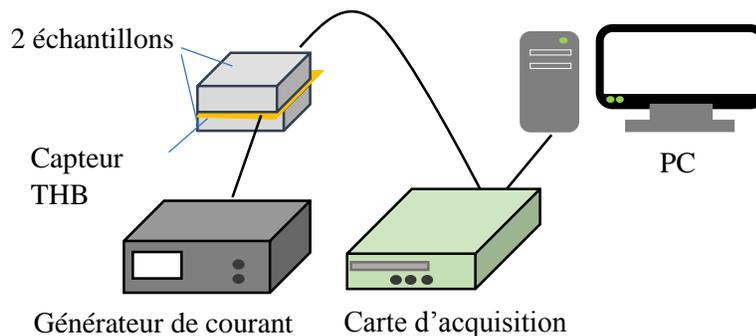


Figure 4.12: Dispositif expérimental de la méthode THB

#### 4.3.1. Préparation des échantillons

Le mélange du sable déjà préparé pour les essais de contrôle des caractéristiques du sable à vert a été déjà utilisé aussi pour les essais de caractérisation thermo physique. Nous avons choisi trois teneurs en argile active : 8.1%, 8.98% et 10.03%. Un moule en bois a été fabriqué pour la préparation des échantillons de dimensions  $120 \times 60 \times 20 \text{ mm}^3$ . Les échantillons ont été

fabriqués à l'aide du damoir existant au laboratoire de sable à TuniCAST (figure 4.13). La procédure de mesure est expliquée dans le chapitre 2.



Figure 4.13: Fabrication des éprouvettes de caractérisation par THB.

### 4.3.2. Résultats et discussions

Les résultats de caractérisation sont illustrés dans le tableau 4.3. Dans la figure 4.15, la conductivité thermique est tracée en fonction des caractéristiques du sable. Nous constatons que : la conductivité augmente avec la teneur en eau pour les différents teneurs en argile active (figure 4.14a) [4]. D'autre part, la conductivité thermique décroît lorsque de la teneur en argile active augmente. Le même sens de variation est observé en fonction de l'aptitude au serrage (figure 4.14b). La variation de la conductivité en fonction de la perméabilité est très importante (figure 4.14c). En effet, pour AA= 8.1% la conductivité augmente d'une façon significative de  $0.625 (\pm 0.001)$  à  $0.75 (\pm 0.002)$  pour une faible diminution de la perméabilité de 3.76%.

Tableau 4.3: Résultats de caractérisation

Argile active%	Teneur en eau H(%)	Aptitude au serrage(%)	Perméabilité (mmH <sub>2</sub> O)	Conductivité (Wm <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup> )
<b>8.07±0.02</b>	3.250±0.033	36.6±0.1	119.5±0.5	0.700±0.003
	3.677±0.014	42.233±0.15	118±0.577	0.740±0.004
	3.903±0.011	53.100±0.10	115±0	0.800±0.003
<b>8.98±0.03</b>	3.622±0.003	36.500±0.17	112.67±0.33	0.694±0.006
	3.847±0.022	41.500±0.17	109±0	0.727±0.001
	4.318±0.002	51.07±0.07	101.67±0.333	0.783±0.002
<b>10.03±0.01</b>	3.829±0.025	34.070±0.07	106.33±0.333	0.625±0.001
	4.156±0.022	42.000±0	99.17±0.17	0.707±0.006
	4.325±0.003	47.167±0.167	97.67±0.33	0.75±0.002

En tenant compte de ces mesures et en revenant vers l'abaque de sable (paragraphe 4.3.2), la conductivité thermique du sable à vert est égale à  $0.700 \pm 0.003 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$  dans la zone de conformité de sable.

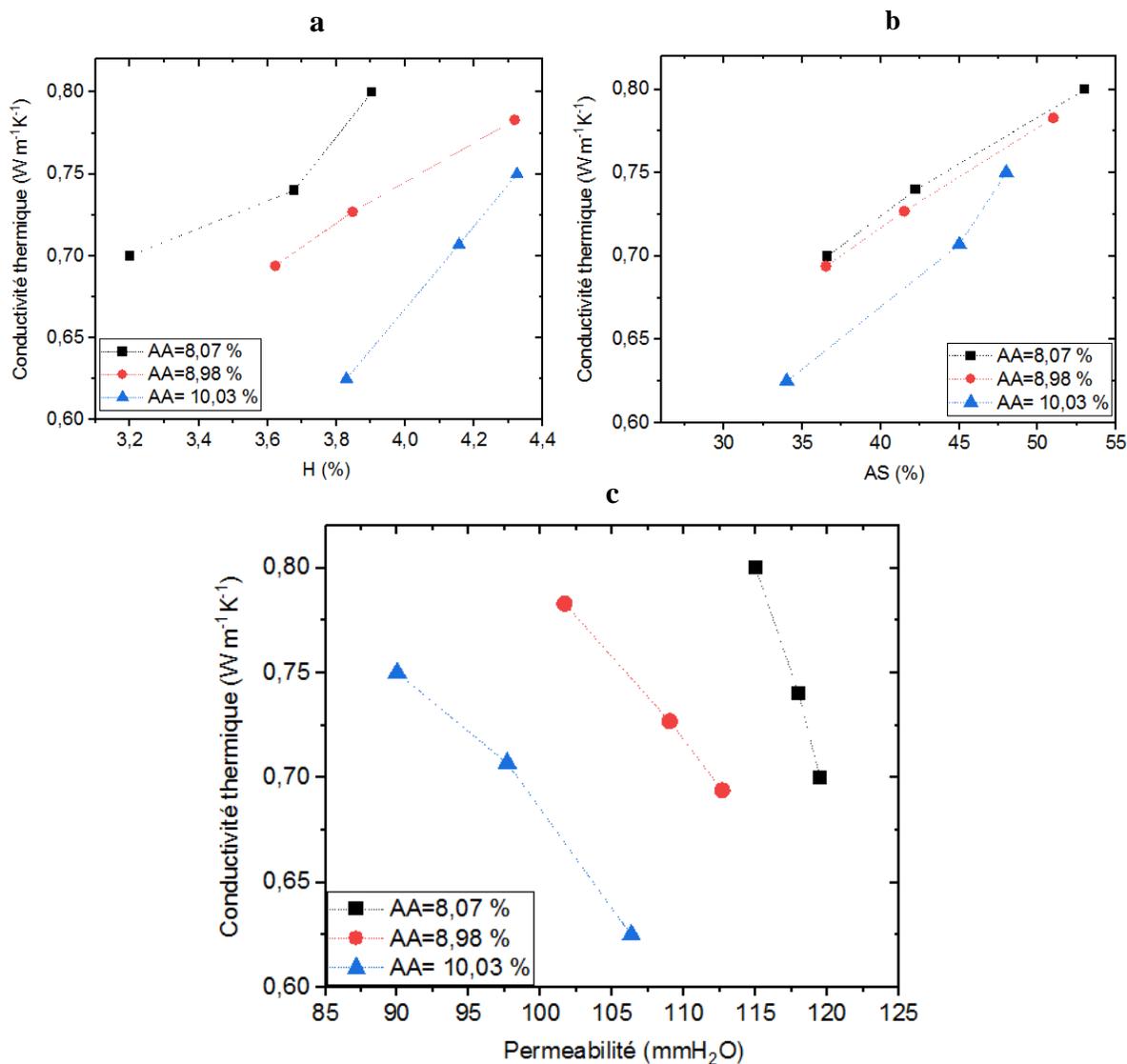


Figure 4.14 : Variation de la conductivité thermique en fonction des caractéristiques de sable : a) en fonction de H, b) en fonction de l'AS, c) en fonction de p.

Le transfert de chaleur dans le moule se fait principalement par l'intermédiaire de contact entre les particules solides, tandis que l'ajout d'eau augmente le contact entre les grains de sable [102] et l'aptitude au serrage et provoque aussi la diminution de la perméabilité comme nous l'avons vu dans la partie 1. L'eau entre les particules se présente principalement sous la forme d'un pont. Lorsque la teneur en eau augmente, suite à la présence de la bentonite, l'adhérence du pont d'eau

aux particules due à l'action de la tension superficielle, provoque l'agrégation des particules. Le contact inter-agrégat dans l'échantillon est renforcé par la formation de ménisques d'eau, ce qui aurait pour effet de renforcer la conduction thermique entre les grains [103]. De plus, la propriété de gonflement de la bentonite peut l'amener à absorber plus d'eau facilement, qui se transforme en une pâte collante remplissant les pores entourant les grains de sable [104].

En raison de la présence de trois types de pores dans les mélanges sable-bentonite : les pores inter-agrégats, les pores intra-agrégats et les pores inter laminaires, comme le montre la figure 4.15[105]. Lorsque le mélange (sable + bentonite +additifs) est malaxé avec l'eau, l'eau remplit d'abord les pores intra-agrégés et provoque l'hydratation et le gonflement des particules de bentonite en raison de sa forte absorption d'eau, et par la suite les grains de bentonite évoluent en un gel remplissant les pores inter-agrégés. Cette étape est dominée par l'aspiration régulatrice intra-agrégat. Cependant, avec l'augmentation de l'eau, les pores inter-agrégats sont progressivement remplis d'eau et les pores intra-agrégats jouent un rôle dominant dans l'aspiration, ce qui augmente la conductivité thermique et la vitesse de l'évacuation de la chaleur. La conductivité thermique du sable de moulage influe sur la vitesse de refroidissement d'une pièce moulée. Outre d'autres facteurs (par exemple le dégazage et la technique d'alimentation), la vitesse de refroidissement a une grande influence sur la microstructure obtenue. En général, des vitesses de refroidissement plus élevées génèrent des grains fins, de petits bras de dendrite secondaires dans la microstructure, et donc améliorés, ce qui à son tour cause des propriétés mécaniques supérieures.

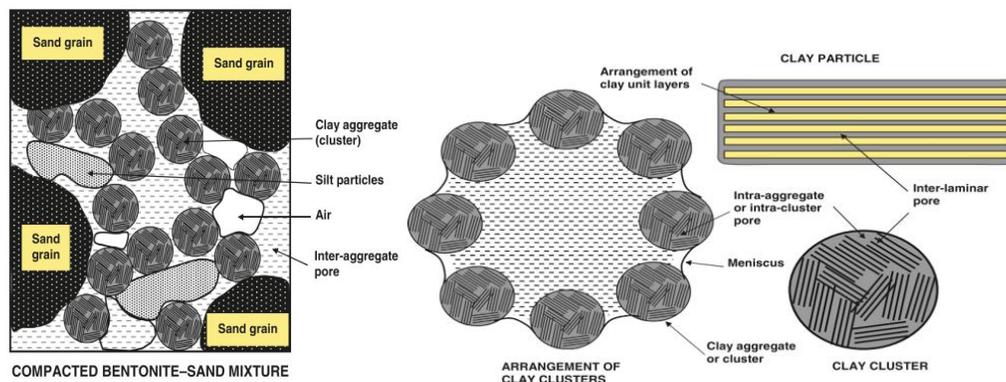


Figure 4.15 : Représentation schématique d'un mélange insaturé de bentonite et de sable[105]

#### 4.4. Caractérisation thermique des sables de moulage en fonction de la température

Dans cette partie nous présentons les méthodes et les résultats de mesure des propriétés thermiques des sables de moulage à haute températures en utilisant deux méthodes : PHW et NP. Ces mesures

ont été réalisées au Laboratoire d'Energétique et de Mécanique Théorique et Appliquée (LEMETA) de l'Université de Lorraine.

#### 4.4.1. Préparation des échantillons

Deux types de sable ont été caractérisés : Le sable à vert (sable du moule) et le sable à prise chimique (sable du noyau). Les compositions de deux types de sable sont détaillées dans le tableau 4.4.

Tableau 4.4: Composition des sables

Sable de moulage	Composition			Masse volumique
	Sable de silice	Additives		
Sable de résine	98.8%	Résine: 1.2%		1740 (kg m <sup>-3</sup> )
Sable à vert	83.55%	Argile active: 8.11%	Additifs carbonés: 5.04%	Eau:3.3% 1650 (kg m <sup>-3</sup> )

Un moule en bois (figure 4.16) a été fabriqué pour la préparation des échantillons de dimensions  $230 \times 120 \times 60 \text{ mm}^3$

- Sable à prise chimique :

Le sable est mélangé avec la résine puis damé manuellement dans le moule en bois afin d'obtenir une hauteur finale de 60 mm, le catalyseur est ensuite injecté dans le sable pour activer la résine et assurer le durcissement du sable. Deux échantillons identiques ont été fabriqués à TuniCAST.

- Sable à vert

La fabrication des échantillons du sable à vert a été réalisée à l'aide d'une presse hydraulique manuelle existante dans l'atelier mécanique au LEMETA. Le moule rempli de sable est placé sur la table de la presse puis une pression de 3.2 bars est exercée sur le sable. Les échantillons sont présentés sur la figure 4.17.



Figure 4.16: moule en bois



Figure 4.17: Echantillons de sable à vert

#### 4.4.2. Dispositif de mesure

Un dispositif combinant les deux méthodes du fil chaud parallèle (PHW) et de la sonde à aiguille (NP) est présenté à la figure 4.18. Le dispositif de la sonde à aiguille, composé d'un fil chaud résistant et un thermocouple de type K insérés dans une gaine en alumine, est inséré dans une rainure réalisée à la surface de l'échantillon inférieur. Un autre thermocouple est placé dans une autre rainure à une distance  $d=12\text{mm}$  de la gaine. Le dispositif du fil chaud parallèle est constitué de l'ensemble de la gaine et un second thermocouple. Un deuxième échantillon de mêmes dimensions que l'échantillon inférieur est ensuite placé au-dessus. L'ensemble est inséré dans une boîte parallélépipédique en acier inoxydable afin d'éviter l'écoulement du sable lorsque le liant se dégrade thermiquement et il sera ensuite placé dans un four (figure 4.21). Les fils sont connectés à une source de courant Tektronix PWS2185 et un voltmètre Tektronik DMM4040 pour mesurer la tension électrique  $U$ .

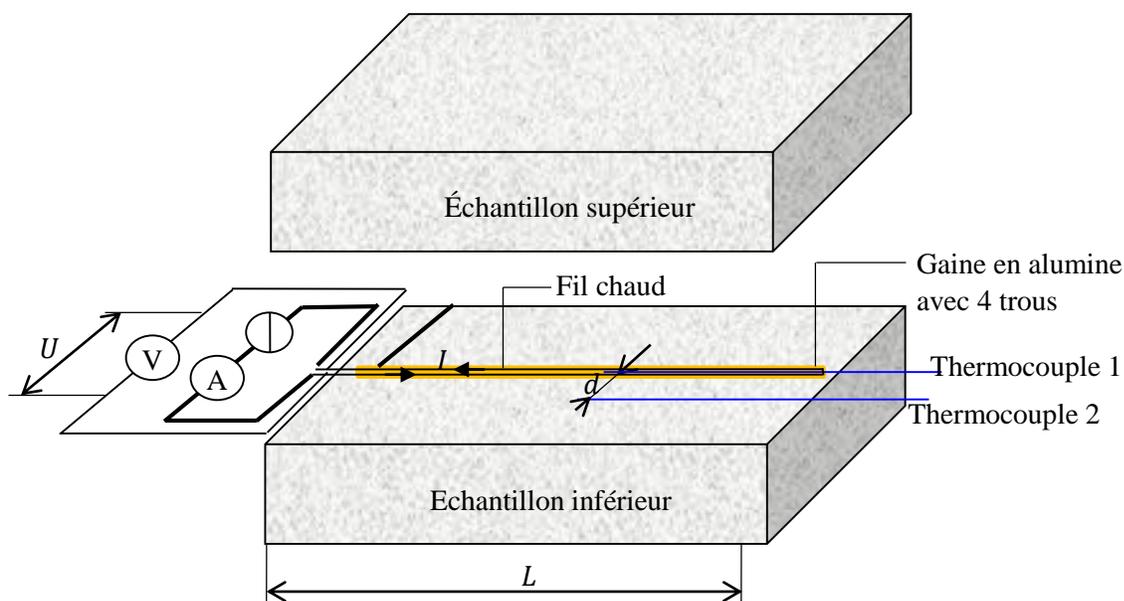


Figure 4.18: Représentation schématique du dispositif

Nous avons réalisé deux rainures sur la surface de l'échantillon (figure 4.19) : une rainure de dimensions  $2.8*2.8*230\text{ mm}^3$  au centre la face supérieure de l'échantillon pour la sonde, et une deuxième rainure de dimensions  $0.5*0.5*115\text{ mm}^3$  pour le deuxième thermocouple. La sonde et le thermocouple sont ensuite placés dans leurs emplacements sur la face de l'échantillon inférieur. Le deuxième échantillon est placé par la suite au-dessus du premier (figure 4.20)

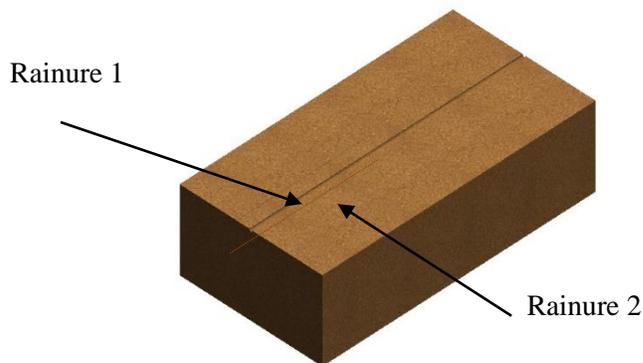


Figure 4.19: Echantillons de sable à prise chimique avec des rainures



Figure 4.20 : Echantillons assemblés avec la sonde et le thermocouple



Figure 4.21: Echantillons dans le four

Pour le sable à prise chimique, nous avons réalisé des mesures de 200 à 1000°C durant les cycles de chauffage et de refroidissement. Pour le sable à vert nous avons réalisé les mesures durant le cycle de chauffage. Pour chaque température, trois mesures ont été réalisées pour chaque type de sable. La démarche de calcul ainsi que les modèles analytiques sont présentés dans le chapitre 2.

#### 4.5. Méthode d'estimation

Un modèle numérique du système combiné de deux méthodes (PHW et NP) a été créé sur COMSOL. Des simulations numériques en 2D (figure 4.22) ont été réalisées et traitées comme des expériences numériques pour évaluer la précision des différents modèles. Grâce à COMSOL, la géométrie exacte de la sonde a été simulée avec plus de précision. L'importance de la simulation numérique réside en effet dans deux points :

- Les gradients de température dans la gaine, dans le fil chauffant et le thermocouple sont pris en compte alors qu'ils sont négligés dans le modèle analytique.

- La géométrie réelle, c'est-à-dire un fil cylindrique dans une rainure parallélépipédique, est pris en compte puisque le modèle analytique considère une résistance de contact thermique uniforme autour du fil.

Ainsi, l'utilisation de COMSOL nous permet de valider les approximations des modèles analytiques concernant ces deux points. Les paramètres utilisés dans la simulation sont présentés dans le tableau 4.5. Les valeurs de référence pour le sable à vert sont extraites de la base de données du COMSOL. Les propriétés de nichrome sont celles de la sonde et des thermocouples.

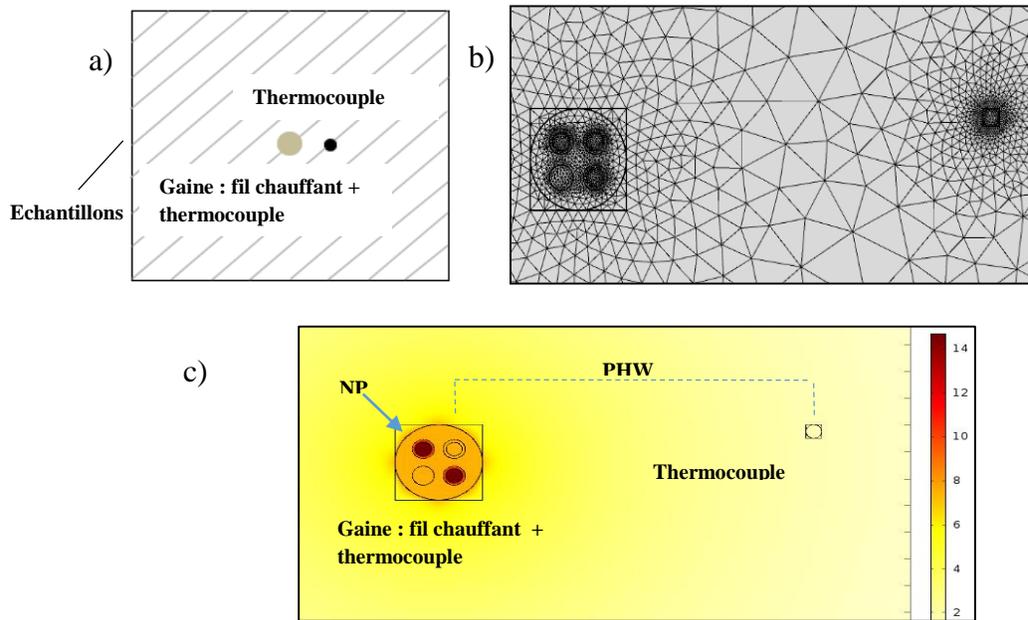


Figure 4.22: a) Modèle géométrique, b) Maillage de la géométrie, c) Exemple de champ de température calculé avec COMSOL

Tableau 4.5 Paramètres utilisés dans les simulations

$T$ (°C)	Gaine en alumine [106]		Air[107]		Nichrome [108]	
	$\lambda$ (W m <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup> )	$\rho c$ (J m <sup>-3</sup> K <sup>-1</sup> )	$\lambda$ (W m <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup> )	$\rho c$ (J m <sup>-3</sup> K <sup>-1</sup> )	$\lambda$ (W m <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup> )	$\rho c$ (J m <sup>-3</sup> K <sup>-1</sup> )
<b>200</b>	23.3	$3.9 \times 10^6$	0.0383	759.9	15	
<b>400</b>	14.7	$4.29 \times 10^6$	0.0502	558.6	18	
<b>600</b>	10.3	$4.52 \times 10^6$	0.0611	450.8	22.5	$3.69 \times 10^6$
<b>800</b>	7.97	$4.71 \times 10^6$	0.0714	379.6	26	
<b>1000</b>	6.77	$4.87 \times 10^6$	0.0811	328.6	30	

La figure 4.23 présente l'évolution de la température simulée pour les deux modèles quadripolaires NP1 et PHW1, les courbes simulées avec les paramètres estimés ainsi que les résidus d'estimation multipliés par 10 pour T=1000 °C. Nous constatons que les deux modèles permettent une bonne

représentation de l'évolution de la température et que les résidus sont plats et centrés autour de zéro.

Le tableau 4.6 résume les résultats d'identification obtenus par les expériences numériques.

Quatre modèles d'estimation ont été utilisés :

PHW1 : Modèle quadripolaire de la méthode du fil chaud parallèle.

PHW2 : Modèle de la norme de la méthode du fil chaud parallèle.

NP1 : Modèle quadripolaire de la méthode de la sonde à aiguille.

NP2 : Modèle de la pente de la méthode de la sonde à aiguille.

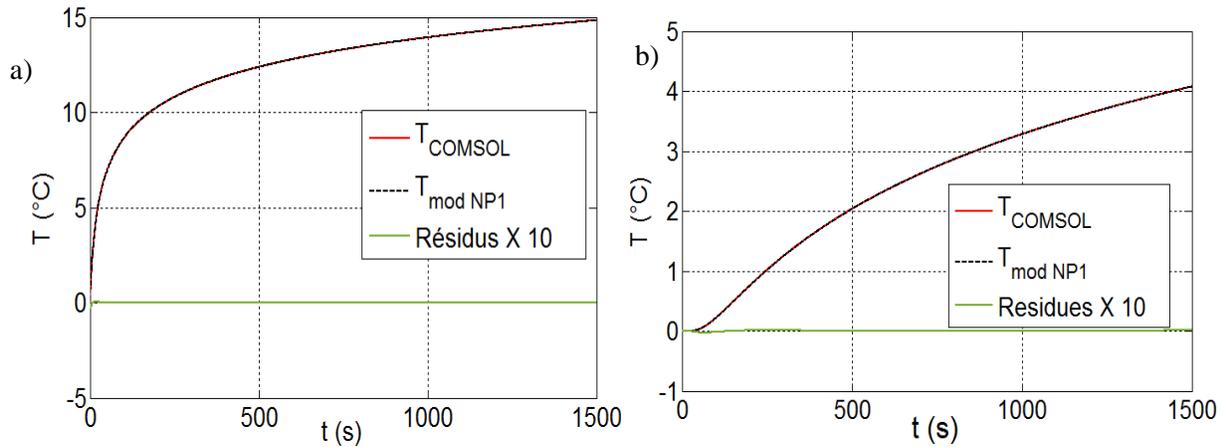


Figure 4.23: Evolution de la température simulée sur COMSOL par les modèles quadripolaires (NP1 (a), PHW1 (b)) et les résidus  $\times 10$  à  $T=1000$  °C

Tableau 4.6 Résultat des expériences numériques

	$\lambda$ $\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$	$\frac{(\lambda - \lambda_{ref})}{\lambda_{ref}}$	$\lambda$ $\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$	$\frac{(\lambda - \lambda_{ref})}{\lambda_{ref}}$	$\rho c$ $10^{-3} \text{J m}^{-3} \text{K}^{-1}$	$\frac{(\rho c - (\rho c)_{ref})}{(\rho c)_{ref}}$	$\rho c$ $10^{-3} \text{J m}^{-3} \text{K}^{-1}$	$\frac{(\rho c - (\rho c)_r)}{(\rho c)_{ref}}$
T (°C)	200		1000		200		1000	
<b>Référence</b>	0.7		0.5		1666		1914	-
<b>PHW1</b>	0.704	-0.70 %	0.504	-0.94 %	1688	1.29 %	1929	0.75 %
<b>PHW2</b>	0.69	1.43 %	0.494	1.2 %	-	-	-	-
<b>NP1</b>	0.702	-0.31 %	0.503	-0.64 %	-	-	-	-
<b>NP2</b>	0.688	1.66 %	0.492	1.65 %	-	-	-	-

Il est clair que les valeurs de la conductivité estimées par les 4 modèles sont très proches de celle de la référence utilisée pour les simulations avec COMSOL avec un écart inférieur à 0.94% pour PHW1, 0.64% pour NP1, 1.43% pour PHW2 et 1.66% pour NP2. Il est à noter aussi que l'écart

d'estimation de la capacité thermique volumique est inférieur à 1,29% pour PHW1. Nous pouvons déduire donc que les deux méthodes donnent de bons résultats.

#### 4.6. Résultats et discussions

Les courbes expérimentales et simulées de l'évolution de la température obtenues avec les modèles quadripolaires pour deux températures de mesures 200 °C et 600°C sont illustrées sur la figure 4.24. L'évolution de la température  $T(K)$  désigne la différence entre la température mesurée et la température initiale. Les résidus obtenus sont plats et centrés autour de zéro.

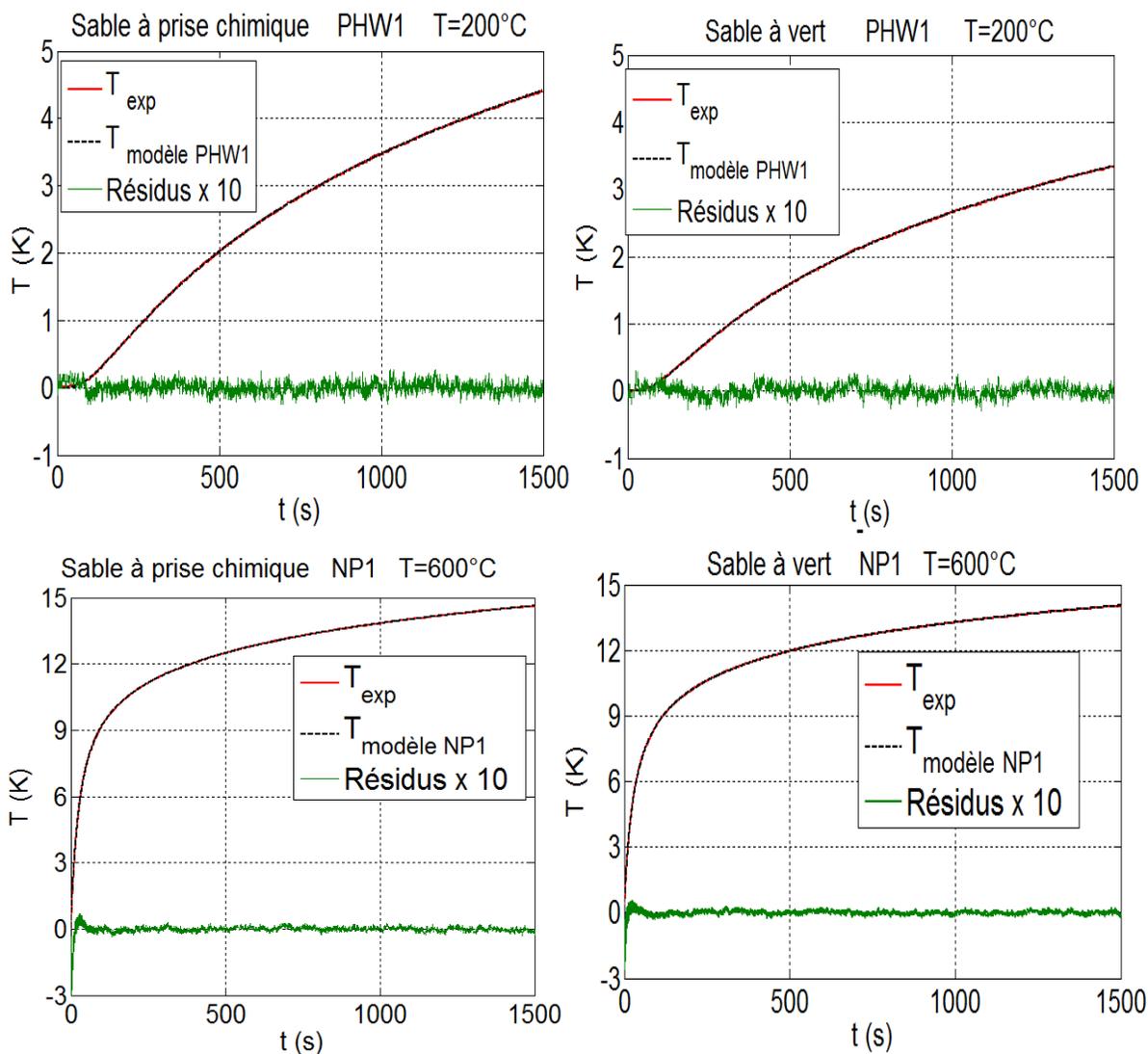


Figure 4.24: Courbes numériques et expérimentales de l'évolution de la température en fonction du temps avec les résidus d'estimation  $\times 10$

Les valeurs estimées de la capacité thermique volumique obtenues par le modèle PHW1 et la conductivité thermique par les 4 modèles : PHW1, NP1, NP2 et PHW2 du sable à prise chimique

sont reportés dans le tableau 4.7 et le tableau 4.8 respectivement pour le cycle de chauffage et de refroidissement. Le tableau 4.9 résume les résultats du sable à vert. Nous pouvons noter une bonne répétabilité des mesures. Pour tous les paramètres estimés à différentes températures, l'écart-type relatif ne dépasse pas 5 %. Les différences relatives entre les 4 méthodes sont inférieures à 5 % sauf une valeur de 8 % à  $T = 200$  °C entre le modèles NP2 et PHW1.

Tableau 4.7: Résultats de caractérisation du sable à prise chimique durant le cycle de chauffage

T	Méthode du fil chaud parallèle PHW			Méthode de la sonde à aiguille NP	
	PHW1		PHW2	NP1	NP2
	$\lambda_m$ (W m <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup> )	$\rho_m C_m$ (J m <sup>-3</sup> K <sup>-1</sup> )	$\lambda_m$ (W m <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup> )	$\lambda_m$ (W m <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup> )	$\lambda_m$ (W m <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup> )
200	0.824±0.004	1.539E+06±5.913E+04	0.817±0.007	0.813±0.019	0.752±0.004
400	0.387±0.004	1.838E+06±9.946E+03	0.382±0.004	0.384±0.004	0.379±0.001
500	0.411±0.01	1.977E+06±1.929E+04	0.411±0.005	0.411±0.009	0.410±0.004
600	0.439±0.008	2.318E+06±3.550E+04	0.433±0.016	0.431±0.012	0.443±0.008
700	0.502±0.01	1.919E+06±1.790E+04	0.49±0008	0.506±0.01	0.496±0.011
800	0.545±0.004	1.946E+06±1.439E+04	0.544±0.003	0.563±0.009	0.549±0.004
900	0.617±0.018	1.968E+06±3.195E+04	0.62±0	0.626±0.016	0.623±0.005
1000	0.694±0.007	2.016E+06±2.475E+04	0.692±0.007	0.708±0.011	0.701±0.005

Tableau 4.8: Résultats de caractérisation du sable à prise chimique durant le cycle de refroidissement

T	Méthode du fil chaud parallèle PHW			Méthode de la sonde à aiguille NP	
	PHW1		PHW2	NP1	NP2
	$\lambda_m$ (W m <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup> )	$\rho_m C_m$ (J m <sup>-3</sup> K <sup>-1</sup> )	$\lambda_m$ (W m <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup> )	$\lambda_m$ (W m <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup> )	$\lambda_m$ (W m <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup> )
200	0.326±0.005	1.595E+06±2.492E+03	0.316±0.004	0.331±0.002	0.319±0.001
400	0.398±0.002	1.833E+06±1.439E+04	0.386±0.001	0.401±0.003	0.383±0.001
600	0.452±0.008	2.262E+06±2.367E+03	0.444±0.018	0.459±0.001	0.445±0.008
700	0.524±0.001	1.872E+06±1.829E+04	0.521±0.001	0.520±0.006	0.513±0.003

Tableau 4.9: Résultats de caractérisation du sable à vert

T	Méthode du fil chaud parallèle PHW			Méthode de la sonde à aiguille NP	
	PHW1		PHW2	NP1	NP2
	$\lambda_m(\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1})$	$\rho_m C_m (\text{J m}^{-3} \text{K}^{-1})$	$\lambda_m(\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1})$	$\lambda_m(\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1})$	$\lambda_m(\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1})$
200	0.474±0.005	1.773E+06±2.477E+04	0.45±0	0.488±0.01	0.462±0.008
300	0.442±0.013	1.92E+06±1.303E+04	0.435±0.011	0.456±0.004	0.436±0.007
400	0.435±0.005	1.958E+06±1.184E+04	0.453±0.004	0.442±0.005	0.435±0.005
500	0.458±0.007	2.044E+06±3.781E+04	0.447±0.005	0.458±0.002	0.451±0.009
600	0.497±0.01	2.059+06±1.348E+05	0.495±0.007	0.489±0.007	0.476±0.008
700	0.514±0.004	1.886E+06±4.113E+03	0.505±0.004	0.510±0.008	0.499±0.007
800	0.552±0.004	1.908E+06±1.064E+04	0.55±0	0.548±0.004	0.543±0.011
900	0.618±0.006	1.901E+06±1.936E+04	0.615±0.004	0.607±0.006	0.608±0.003

Dans le cas de ces deux types de sables de moulage, les modèles complets et simplifiés donnent les mêmes résultats. Les résultats pourraient être différents avec des matériaux plus légers, comme déjà montré dans les références [71, 73].

La figure 4.25 représente la conductivité thermique du sable à prise chimique pendant les deux cycles : chauffage et refroidissement pour les deux modèles PHW1 et NP1. La figure 4.27a représente la conductivité thermique du sable à vert en utilisant les mêmes modèles quadripolaires. On peut noter que les deux modèles conduisent à une bonne estimation de la conductivité thermique avec un écart inférieure à 3.3 %.

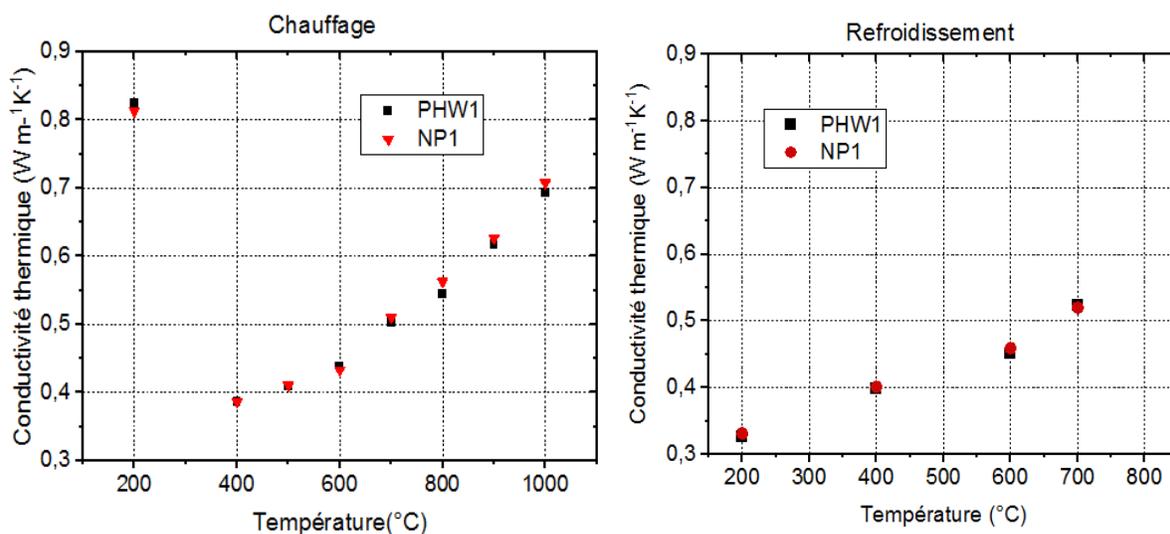


Figure 4.25: Conductivité thermique du sable à prise chimique : a) chauffage, b) refroidissement

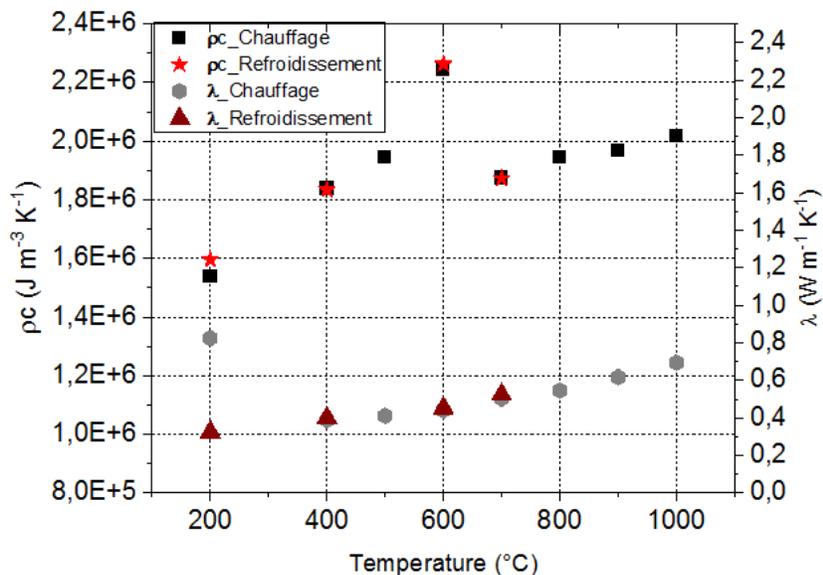


Figure 4.26: Propriétés thermique du sable à prise chimique exprimé par PHWI pour les deux cycles

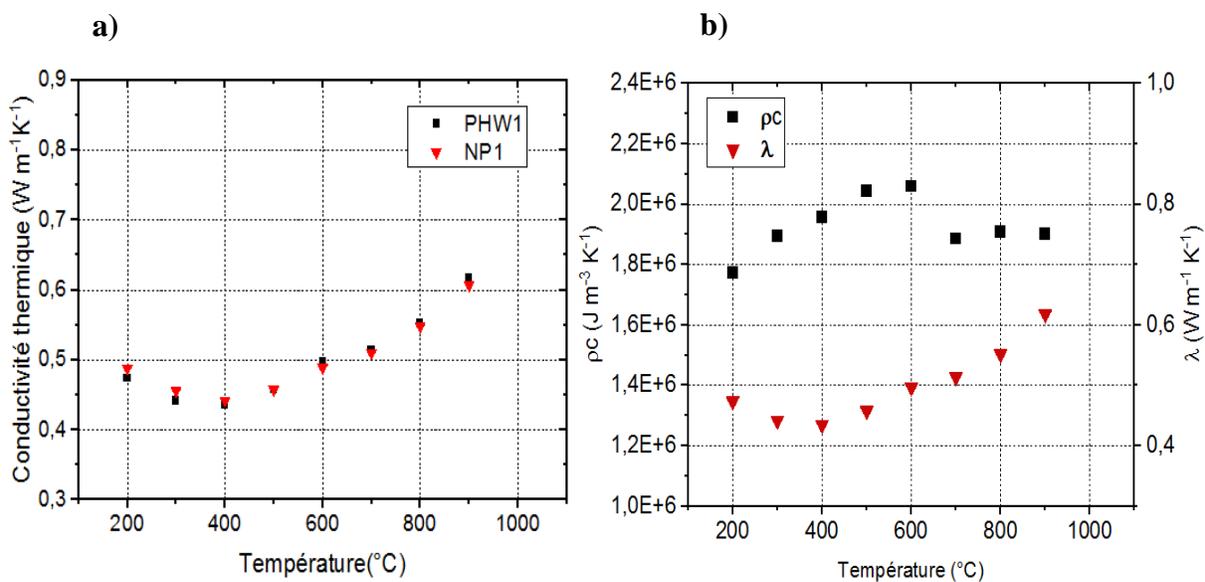


Figure 4.27: a) Conductivité thermique du sable à vert, b) propriétés thermique du sable à vert exprimé par PHWI

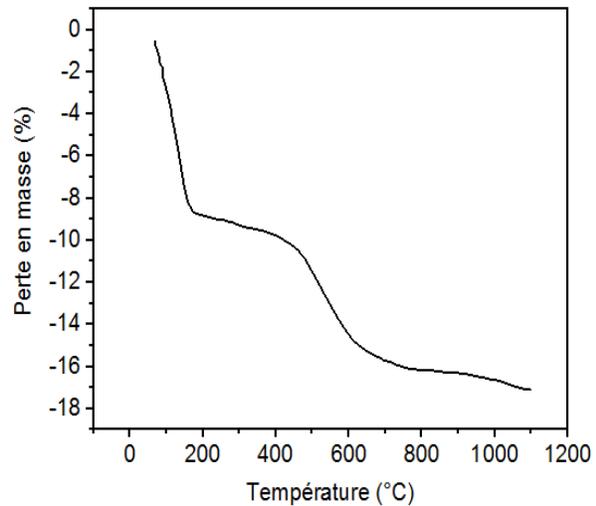
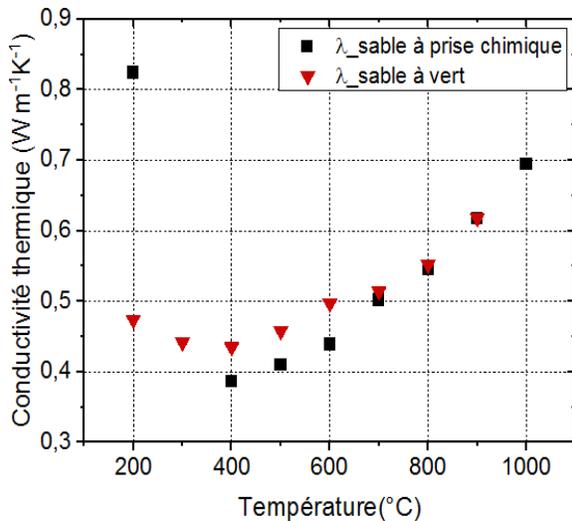


Figure 4.28: Conductivité thermique des sables de moulage Figure 4.29: Perte en masse du bentonite [1]

Les figures 4.26 et 4.27b illustrent les courbes de variation de la capacité thermique volumique et la conductivité thermique en fonction de la température respectivement pour le sable à prise chimique et le sable à vert.

Comme observé sur la figure 1.13 (chapitre 1), jusqu'à la température 1000 °C, la silice subit deux transformations. Le quartz est la forme stable de la silice de la température ambiante jusqu'à 870 °C. Il se présente sous deux variétés cristallographiques : le quartz  $\alpha$  jusqu'à environ 573 °C et le quartz  $\beta$ . À 870 °C, le quartz se transforme en tridymite ( $\alpha + \beta$ ).

La courbe de la variation de la conductivité thermique ou de la capacité thermique volumique est donc divisée en 3 zones selon la forme de la silice : Zone I de 200 °C à 600 °C : Quartz  $\alpha$ , Zone II de 600°C à 870 °C : Quartz  $\beta$  et Zone III de 870 °C à 1000 °C : tridymite ( $\alpha + \beta$ ).

Entre 200 °C et 400 °C : pour le sable à prise chimique : il est clairement visible que la conductivité thermique a diminué considérablement. Pour expliquer ce résultat, la perte en masse de sable a été mesurée à 400 °C et est égale à 1% sachant que le pourcentage de résine est égal à 1,2%. Ainsi, 83,33% de la résine a été décomposée. La diminution de la conductivité thermique s'explique alors par le fait que le liant joue un rôle d'un pont qui contribue de manière importante à la transmission de chaleur entre les grains de sable. La capacité thermique volumique a augmenté de 19,42%.

Entre 400 °C et 600 °C : toujours dans la zone I, la conductivité augmente de 20,3% et  $\rho_m c_m$  continue d'augmenter progressivement jusqu'à atteindre un pic égale à  $2.5 \times 10^6 \text{ J m}^{-3} \text{ K}^{-1}$  à 600 °C.

Entre 600 °C et 873 °C : passage du quartz  $\alpha$  au quartz  $\beta$  qui se traduit par une expansion soudaine de près de 1,5% en volume [1]. Pendant cette transition, nous remarquons que  $\rho_m c_m$  diminue de 14,47 % entre 600 °C et 700 °C en raison du changement de structure du sable, puis augmente linéairement, mais avec une pente plus faible que pour la phase  $\alpha$ . La conductivité augmente également de façon exponentielle avec la température.

Entre 873 °C et 1000 °C : Transition vers la tridymite : au cours de cette phase, aucune variation remarquable à  $\rho_m c_m$ . Cette propriété continue d'augmenter linéairement avec une faible pente alors que la conductivité augmente exponentiellement en raison de la présence du rayonnement.

Nous constatons que la conductivité thermique  $T = 200$  °C est plus élevée dans le cycle de chauffage que le cycle de refroidissement. Et ceci est par ailleurs lié à la présence de la résine qui agit comme un pont conducteur entre les grains de sable. Si nous mettons cette information en relation avec le processus de moulage après la coulée, nous pouvons en déduire qu'à partir de la température ambiante jusqu'à environ 400 °C, la conductivité thermique est considérablement plus élevée avec l'augmentation de la température qu'au refroidissement.

Pour le sable à vert : la conductivité thermique a légèrement diminué de 6,75% entre 200°C et 400°C. Cette diminution s'explique par le début de la dégradation des additifs dans le sable. Ensuite, elle commence à augmenter progressivement jusqu'à atteindre une valeur de  $0.618 \pm 0.006 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$  à  $T = 900$  °C. En comparant les deux courbes de la conductivité thermique des deux types de sable (figure 4.28), nous remarquons que durant la phase de Quartz  $\beta$ , la conductivité thermique est plus élevée pour le sable à vert, ainsi durant la phase tridymite, les mêmes valeurs ont été trouvées. Cette différence s'explique par le fait que 83.33% de liant du sable à prise chimique (résine) se décompose à 400 °C alors que le liant du sable à vert (bentonite) se décompose à 1200 °C. Durant la phase  $\beta$  du quartz, le liant du sable à vert et les additifs carbonés existent encore (perte de masse d'environ 18%) (Figure 4.29) et agissent comme un pont entre les grains de sable, ce qui explique la différence de conductivité entre les deux types de sable. Le passage du quartz  $\alpha$  au quartz  $\beta$  se traduit par une expansion brutale de près de 1,5 % en volume. De plus, la dilatation de silice lors du chauffage conduit à une diminution du vide entre les grains contribuant à l'augmentation de la pression à l'intérieur des pores [109] et il en résulte une augmentation de la conductivité thermique avec la température.

Pour le sable à prise chimique, le sable de silice utilisé est à l'état vierge tandis que le sable à vert est régénéré, c'est-à-dire sable récupéré et dégradé thermiquement. La régénération du sable consiste à ajouter 1 % de liant, 1 % à 3 % de sable vierge au sable de retour (déjà utilisé en production) et environ 2 % d'eau. Ainsi, environ 94 % du sable est déjà utilisé pendant le cycle de moulage et est soumis à des sollicitations thermiques. Dans le moulage en sable, la bentonite (le liant du sable à vert) en contact direct avec le métal est calcinée, donc cuite. Elle se fixe sur le grain sous la forme d'une couche fine et dure qui adhère fortement aux grains de sable. La plus grande partie de ce sable entre dans le circuit et est aggloméré par l'argile au niveau du malaxeur. Ainsi, le grain de sable peut être recouvert à plusieurs reprises de couches d'argile qui sont successivement calcinées. Il en résulte une structure concentrique d'argile cuite et par conséquent une réduction du phénomène de dilatation de la silice [1]. Cela explique pourquoi le pic à 600 °C est nettement plus élevé pour le sable à prise chimique que pour le sable à vert (figures 4.26 et 4.27b).

Pour expliquer l'augmentation de la conductivité thermique avec la température, le transfert thermique radiatif a été modélisé. Pour les milieux optiquement épais, la conductivité radiative peut être exprimée comme suit [75].

$$\lambda_r = \frac{4n^2\sigma}{K\beta} T^3 \quad (T \text{ in } K) \quad (30)$$

La figure 4.30 représente la conductivité thermique en fonction de  $T^3$ . La courbe peut être représentée par une ligne droite avec une pente  $\alpha$  égale à  $1.33 \times 10^{-10}$  pour le sable vert et  $1.77 \times 10^{-10}$  pour le sable à prise chimique.

Pour le sable vert :

$$\lambda = 1.33 \times 10^{-10} T^3 + 39.7 \quad \text{for } T > 673 \text{ K} \quad (31)$$

Pour le sable à prise chimique

$$\lambda = 1.77 \times 10^{-10} T^3 + 33.0 \quad \text{for } T > 673 \text{ K} \quad (32)$$

Donc :

$$\beta = \frac{4n^2\sigma}{K\alpha} \quad (33)$$

Nous pouvons donc dire que l'augmentation de la conductivité thermique avec la température au-dessus de 400 °C est principalement due au transfert de chaleur par rayonnement. Nous pouvons utiliser les pentes pour estimer le coefficient d'extinction  $\beta$  (en considérant  $n = 1$ ) :

$\beta_1=1708 \text{ m}^{-1}$  pour le sable lié à la résine et  $\beta_2=2273 \text{ m}^{-1}$  pour le sable à vert. Les épaisseurs optiques minimales :  $\beta_1 d_1 = 21$  et  $\beta_2 d_2=27$  sont supérieures à 10. L'hypothèse d'un milieu optique épais est donc satisfaite.

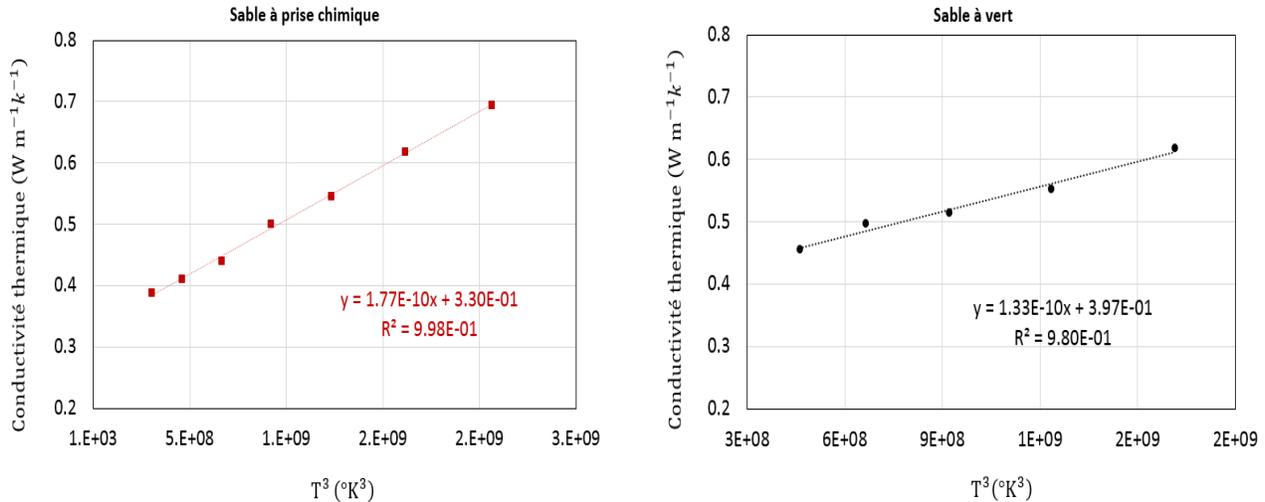


Figure 4.30: Conductivité thermique en fonction de  $T^3$ , a) pour le sable à prise chimique b) pour le sable à vert

## 4.7. Conclusion

Dans cette étude, nous avons étudié en premier lieu l'effet de la variation des caractéristiques du sable sur la gravité de défaut d'abreuvement sur une pièce moulée en fonte GJL-300. Nous avons commencé par l'analyse de la variation des caractéristiques du sable en fonction de la teneur en eau et l'argile active, nous avons constaté que :

- L'aptitude au serrage augmente avec la teneur en eau et décroît lorsque la teneur en argile active augmente. Ceci est expliqué par le fait que les grains de sable adhèrent entre eux, générant des vides inter-agrégats qui seront réduits lorsque la force de compactage est appliquée. Ainsi, une augmentation de la liaison aide à atteindre plus de compactibilité. En outre, l'excès de bentonite, occupe les pores entre les grains qui ne contribuent pas à l'adhérence et, par conséquent, la compactibilité diminue.
- La résistance à la compression augmente avec la teneur en eau jusqu'à une valeur maximale qui représente le bord inférieur du domaine d'application du sable. Puis, elle baisse au fur et à mesure que la teneur en eau augmente lorsque la teneur en argile active est constante. D'autre part, la résistance à la compression augmente au fur et à mesure que la teneur en bentonite augmente. Ces variations sont expliquées par le fait que les grains de sable sont

liés entre eux en présence de bentonite. Donc, plus de bentonite signifie plus d'attachement. Le collage augmente la résistance à la compression.

- La perméabilité varie en sens inverse que la teneur en eau et la teneur en argile active. En effet, plus la teneur en argile augmente, les particules d'argile plus fines occupent les vides entre les grains de sable, réduisant ainsi la perméabilité du mélange.

L'analyse de l'effet de l'aptitude au serrage sur la gravité du défaut d'abreuvage a montré qu'à des pourcentages élevés d'AS, la gravité de serrage est élevée et la correction de défaut sur la surface des pièces défectueuses devient difficile et coûte cher. Les valeurs acceptables sont entre 36% et 40%, c'est-à-dire une teneur en eau environ entre 3.16% et 3.15% et ont donné des bonnes pièces. Ainsi, un outil d'aide à la décision et de contrôle de sable sous forme d'abaque a été élaboré en tenant compte des essais de caractérisation de sable et l'étude de cas. Donc, cette étude peut aider les fonderies modernes à contrôler facilement l'entrée des matières premières pour obtenir les caractéristiques désirées.

Une deuxième partie de cette étude a été consacrée à la caractérisation thermique du sable à vert par la méthode du pont chaud (THB). Les résultats de mesure ont montré que la conductivité thermique augmente avec la teneur en eau et par contre, elle décroît lorsque la teneur en argile active augmente. Les mêmes variations ont été observées en fonction de l'aptitude au serrage. Par ailleurs, la conductivité décroît brusquement lorsqu'une faible augmentation de la perméabilité se produit. Ces variations sont dues aux vides inter-agrégats qui sont réduits par la présence de la force de serrage. La limite de cette méthode de caractérisation est qu'elle est valable seulement à température ambiante d'où vient l'idée de la partie 3 de ce chapitre.

Des mesures à hautes températures jusqu'à 1000 °C ont été réalisées par les méthodes de fil chaud parallèle (PHW) et de la sonde à aiguille (NP) sur le sable à vert et le sable à prise chimique. Pour le sable à prise chimique, les mesures ont été réalisées durant le cycle de chauffage et de refroidissement. Quatre modèles analytiques ont été utilisés : deux modèles quadripolaires pour chaque méthode, le modèle de la pente pour la méthode NP et le modèle de norme pour la méthode de PHW. Des simulations numériques ont été calculées et considérées comme une expérience numérique. Il a été démontré que ces méthodes conduisent à de faibles erreurs inférieures à 1,66 % entre les valeurs réelles et les valeurs estimées.

Comme résultat, les quatre modèles conduisent à des valeurs très proches avec une différence relative inférieure à 3 % sauf une valeur de 8 % pour  $T=200$  °C.

La capacité thermique volumique dépend de la forme du sable siliceux. Pendant la phase  $\alpha$  du quartz, elle augmente jusqu'à atteindre un pic de  $2.24106 \text{ J m}^{-3} \text{ K}^{-1}$  pour le sable lié à la résine et  $2.052106 \text{ J m}^{-3} \text{ K}^{-1}$  pour le sable vert. Pour la phase  $\beta$  du quartz, à  $T=700 \text{ }^\circ\text{C}$ , elle diminue pour les deux types de sables, puis elle continue à augmenter progressivement.

La conductivité thermique a baissé de 52 % pour le sable lié à la résine entre  $200 \text{ }^\circ\text{C}$  et  $400 \text{ }^\circ\text{C}$ . À  $400 \text{ }^\circ\text{C}$ , la résine a été décomposée. La diminution de la conductivité s'explique donc par le fait que les ponts de liant contribuent de manière importante à la conduction thermique entre les grains de sable. Ensuite, la conductivité augmente de façon exponentielle en raison de la présence du rayonnement. Nous avons également noté que la conductivité thermique est plus élevée en mode chauffage qu'en mode refroidissement pour  $T=200 \text{ }^\circ\text{C}$ , ceci est dû à la décomposition irréversible de la résine. Pour le sable vert, la conductivité thermique suit les mêmes variations que pour le sable de résine. Le transfert de chaleur par rayonnement a été modélisé pour expliquer l'augmentation de la conductivité thermique à haute température.

### *Conclusion générale*

Le moulage en sable est un processus très délicat du point de vue métallurgie, fusion, ingénierie et même, contrôle qualité. Pour cette raison, il est utile d'arriver sur tous les détails de la fonderie, notamment le matériau à fondre, la composition chimique, le matériau du moule, la température de coulée, le temps de coulée, les conditions aux limites telles que les valeurs des coefficients de transfert de chaleur, les courbes de refroidissement, les propriétés thermo-physiques des matériaux du moule et de métal, pour la prédiction des défauts de moulage.

L'objectif principal de cette thèse était l'identification des propriétés de la fonte et du moule durant le moulage en sable à vert en vue d'améliorer la qualité des pièces moulées. Pour atteindre cet objectif, notre étude a été divisée en 3 grandes parties.

Une première partie a regroupé des mesures expérimentales, une modélisation analytique et une simulation numérique pour caractériser la solidification de la fonte sphéroïdale de type EN-GJS-600. Après la détermination de la chaleur latente et la fraction solide de cette fonte durant un essai d'analyse thermique par une méthode analytique, Ces deux propriétés ont été injectées dans un modèle thermique direct de transfert de chaleur dans un godet associé à une méthode inverse pour l'identification des coefficients de transfert de chaleur et d'émissivité en utilisant l'algorithme de Monte Carlo.

Une deuxième partie a porté sur l'identification numérique du coefficient de transfert de chaleur à l'interface moule/métal durant la solidification d'une plaque en fonte. Des simulations numériques de la variation de température à différentes positions dans le moule ont été réalisées et considérées comme des expériences numériques. Sur le biais d'une conception optimale des expériences, l'objectif était l'identification de la position optimale de mesure de la température dans le sable et l'épaisseur optimale de la plaque rectangulaire en fonte. Les résultats ont montré que le thermocouple doit être placé près de l'interface moule/métal à la distance  $d = 30\text{mm}$ , pour la plus faible épaisseur  $L_1 = 40\text{ mm}$ . Ces modèles numériques nécessitent la connaissance des propriétés thermiques des sables de moulage. C'est ce qui a fait l'objet de la dernière partie de ce projet.

## Conclusion générale

---

La dernière partie de ce manuscrit a été consacrée à l'étude des propriétés thermiques des sables de moulage en fonction de leurs caractéristiques physiques d'une part et en fonction de la température d'autre part. Nous avons étudié l'effet de la variation des caractéristiques du sable à vert sur la qualité de la pièce M2956/57 présentant un défaut d'abreuvage. La relation entre les caractéristiques du sable et la gravité du défaut a montré qu'aux faibles valeurs de l'aptitude au serrage, qui correspond à des valeurs maximales de la résistance à la compression et de la perméabilité, la gravité de défaut est faible et la pièce peut être récupérée par une simple opération d'ébarbage. Un abaque, ainsi, a été élaboré qui définit la zone d'utilisation du sable de fonderie ainsi que les actions correctrices en terme de paramètres d'entrée (bentonite et eau) afin d'obtenir les caractéristiques désirées.

La caractérisation thermique des sables de moulage revêt une importance toute particulière en fonderie et il est bien connu que le processus de solidification dépend des propriétés thermiques du moule. C'est pourquoi une étude des propriétés thermiques du sable à vert a été menée par la méthode du pont chaud (THB). Cette étude a montré que la conductivité thermique est fortement influencée par les caractéristiques physiques du sable. La limite de cette méthode est son utilisation seulement à température ambiante. D'où la nécessité d'une caractérisation thermique en fonction de la température. Un dispositif combinant deux méthodes électrothermiques, le fil chaud parallèle (PHW) et la sonde à aiguille (NP), a été utilisé pour déterminer la conductivité thermique et la capacité thermique volumique du sable à vert et du sable à prise chimique à des températures allant jusqu'à 1000 °C. Quatre modèles analytiques ont été utilisés : deux modèles quadripolaires pour chaque méthode, associés à une méthode inverse, le modèle de la pente pour la méthode NP et le modèle de norme pour la méthode de PHW.

Comme résultat, les quatre modèles ont donné des valeurs très proches avec une différence relative inférieure à 3 % sauf pour une seule valeur de 8 %.

La capacité thermique volumique a montré une grande dépendance avec la forme du sable de silice pour les deux types de sable. La conductivité thermique a prouvé sa dépendance avec la présence du liant dans le sable. Cette dépendance s'explique par le fait que les ponts de liant contribuent de manière importante à la conduction thermique entre les grains du sable à prise chimique pour des

## Conclusion générale

---

températures variant de 200 °C à 400 °C. Ensuite, la conductivité augmente de façon exponentielle en raison de la présence du rayonnement. Nous avons également noté que la conductivité thermique est plus élevée en mode chauffage qu'en mode refroidissement pour  $T=200$  °C, ceci est dû à la décomposition irréversible de la résine. Pour le sable vert, la conductivité thermique suit les mêmes variations que pour le sable à prise chimique. Le transfert de chaleur par rayonnement a été modélisé pour expliquer l'augmentation de la conductivité thermique à haute température.

Ce travail laisse percevoir l'opportunité d'étendre l'objectif de cette étude à l'utilisation de toutes les propriétés identifiées de la fonte et des sables de moulage pour la création d'un modèle numérique plus complet simulant les processus de remplissage et de solidification en vue de prédire les défauts de fonderie en fonction de la composition de la fonte et des caractéristiques physiques du sable et de leurs variabilités durant la production.

## Références bibliographique

- [1] P. Beauvais, P. Bouvet, A. Colbaut, C. Gabon, and Bnif, “Manuel des sables à vert , de la mise en œuvre au recyclage.,” Editions Techniques des Industries de la fonderie, 2006.
- [2] P. Krajewski, G. Piwowarski, and J. Suchy, “Thermal Conductivity of the Green-Sand Mould Poured with Copper,”*Arch. Foundry Eng.*, vol. 14, no. 4, pp. 67–70, 2014.
- [3] P.K. Krajewski, G. Piwowarski, and W.K. Krajewski, “Determining temperature dependencies of sand mould thermal properties,”*Mater. Sci. Forum*, vol. 790–791, pp. 452–457, 2014.
- [4] H.F. Li, M.Q. Chen, B.A. Fu, and B. Liang, “Evaluation on the thermal and moisture diffusion behavior of sand/bentonite,”*Appl. Therm. Eng.*, pp. 55–65, 2019.
- [5] S. Guharaja, A. Noorul Haq, and K.M. Karuppanan, “Optimization of green sand casting process parameters by using Taguchi’s method,”*Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 30, no. 11–12, pp. 1040–1048, 2006.
- [6] H. Kim, I. Cho, J. Shin, S. Lee, and B. Moon, “Solidification Parameters Dependent on Interfacial Heat Transfer Coefficient between Aluminum Casting and Copper Mold,”*ISIJ Int.*, vol. 45, no. 2, pp. 192–198, 2005.
- [7] R.R. Kundu, and B.N. Lahiri, “Study and statistical modelling of Green Sand Mould properties using RSM,”*Int. J. Mater. Prod. Technol.*, vol. 31, no. 2–4, pp. 143–158, 2008.
- [8] “Properties of Moulding Sand | Materials | Casting | Metallurgy,”<https://www.engineeringenotes.com/metallurgy/casting/properties-of-moulding-sand-materials-casting-metallurgy/20877>. Accessed 24 Mar 2022
- [9] “Metal Casting: Principles And Practice - T V Ramana Rao.,” New Age International Publisher, New York, 1996.
- [10] J. Campbell, “Moulding,” *Complet. Cast. Handb.* pp 797–819, 2015.
- [11] Stephen D. Chastain, “Metal casting: A Sand Casting Manual for the Small Foundry, Vol. 1,” The Small. USA, 2004.
- [12] “Kerphalite KF – IFME – Imerys Refractory Minerals for Foundry Applications,”<https://imerys-irm-foundry.com/sand-casting/kerphalite-kf/>. Accessed 25 Mar 2022
- [13] Clem, A.G., Doehler, and R.W., “Industrial applications of Bentonite,”*Clays Clay Min.*, vol. 10, pp. 272–283, 1961.
- [14] P. Jasson, “Sables et matériaux de moulage de fonderie,” *Tech. l’Ingénieur.* pp 1–23, 1999.
- [15] M. Hattab, “Approche Multi-échelle et Multi-physique du comportement des argiles,” *Cours de Mastère, Université de Lorraine, Metz.*,
- [16] H.H. Murray, “Overview - clay mineral applications,”*Appl. Clay Sci.*, vol. 5, no. 5–6, pp. 379–395, 1991.
- [17] F-COEL, “Bentonites,”*CODEX ŒNOLOGIQUE Int.*, pp. 1–9, 2011.

- [18] F. Boylu, "Optimization of foundry sand characteristics of soda-activated calcium bentonite," *Appl. Clay Sci.*, vol. 52, no. 1–2, pp. 104–108, 2011.
- [19] Clem, A.G., Doehler, and R.W., "Industrial applications of Bentonite," *Clays Clay Min.*, vol. 10, pp. 272–283, 1961.
- [20] S. Zymankowska-Kumon, M. Holtzer, E. Olejnik, and A. Bobrowski, "Influence of the changes of the structure of foundry bentonites on their binding properties," *Medziagotyra*, vol. 18, no. 1, pp. 57–61, 2012.
- [21] M. Holtzer, A. Bobrowski, and S. Ymankowska-Kumon, "Temperature influence on structural changes of foundry bentonites," *J. Mol. Struct.*, vol. 1004, no. 1–3, pp. 102–108, 2011.
- [22] S. Żymankowska-Kumon, M. Holtzer, and G. Grabowski, "Thermal analysis of foundry bentonites," *Arch. Foundry Eng.*, vol. 11, no. 4, pp. 209–213, 2011.
- [23] D. Boenisch, and N. Ruhland, "Part II - New concept of Green Sand Technology," *Foundry Manag. Technol.*, pp. 21–27, 1988.
- [24] J.R. Brown, "Chapter 12 -Sands and green sand," Foseco Ferr. Foundryman's Handb. (Eleventh Ed. Butterworth-Heinemann, pp 146–166, 2000.
- [25] D. William, and Callister, "Materials Science and Engineering: An Introduction," 7th Editio. J Mater Sci. doi: 10.1007/BF01184995, 1940
- [26] P. Muenprasertdee, "Solidification Modeling of Iron Castings Using SOLIDCast," PhD Thesis, West Virginia University, Morgantown, West Virginia, 2007.
- [27] J.R. Brown, "Chapter 3 - Grey cast iron," *Foseco Ferr. Foundryman's Handb. (Eleventh Ed.*, pp. 30–39, 2000.
- [28] J.R. Brown, "Chapter 5 - Inoculation of grey cast iron," Foseco Ferr. Foundryman's Handb. (Eleventh Ed. Butterworth-Heinemann, pp 62–69, 2000.
- [29] J.R. Brown, "Chapter 6 - Ductile iron," Foseco Ferr. Foundryman's Handb. (Eleventh Ed. Butterworth-Heinemann, pp 70–89, 2000.
- [30] J.R. Brown, "Chapter 7 - Malleable cast iron," Foseco Ferr. Foundryman's Handb. (Eleventh Ed). Butterworth-Heinemann, pp 90–94, 2000.
- [31] D.M. Stefanescu, "Thermal analysis-theory and applications in metalcasting," *Int. J. Met.*, vol. 9, no. 1, pp. 7–22, 2015.
- [32] D.M. Stefanescu, R. Suarez, and S. Bin Kim, "90 Years of Thermal Analysis As a Control Tool in the Melting of Cast Iron," *China Foundry*, vol. 17, no. 2, pp. 69–84, 2020.
- [33] A. Jardy, S. Hans, and D. Ablitzer, "Determination of liquidus and solidus temperatures in titanium alloys by differential thermal analysis," *Metall. Res. Technol.*, pp. 1021–1028, 2000.
- [34] J. Hattel, and A. Dio, "Inverse thermal analysis method to study solidification in cast iron," *Int. J. Cast Met. Res.*, vol. 17, no. 5, pp. 311–319, 2004.
- [35] G. Regheere, "Maîtriser l'élaboration des fontes par l'analyse thermique - MetalBlog," <https://metalblog.ctif.com/2021/05/17/maitriser-lelaboration-des-fontes-par>

lanalyse-thermique/. Accessed 30 Mar 2022

- [36] G. Alonso, D.M. Stefanescu, R. Suarez, A. Loizaga, and G. Zarrabeitia, "Understanding graphite expansion during the eutectic solidification of cast iron through combined linear displacement and thermal analysis," Proc. 71st World Foundry Congr. Adv. Sustain. Foundry. Bilbao, Spain, pp 2–13, 2014.
- [37] V. Anjos, R. Deike, and C.S. Ribeiro, "The use of thermal analysis to predict the dendritic coherency point on nodular cast iron melts," *Cienc. e Tecnol. Dos Mater.*, vol. 29, no. 1, pp. e27–e33, 2017.
- [38] H. Ben Hamouda, "Modélisation et simulation de la structure de solidification dans les superalliages base-nickel : application AM1," PhD Thesis, MINES ParisTech, Sophia-Antipolis, France, 2012.
- [39] V.E.A. dos Anjos, "Use of Thermal Analysis to Control the Solidification Morphology of Nodular Cast Irons and Reduce Feeding Needs," PhD Thesis, University of Duisburg-Essen, 2015.
- [40] S.D.M. Chen I.G., "Computer-aided differential thermal analysis of spheroidal and compacted graphite cast irons," *AFS Trans.*, vol. 92, pp. 947–964, 1984.
- [41] T. Kanno, Y. Iwami, and I. Kang, "prediction of graphite nodule count and shrinkage tendency in ductile cast iron , with 1 cup thermal analysis," *Int. J. Met.*, vol. 11, no. 1, pp. 94–100, 2016.
- [42] D. Glover, C.E. Bates, and R. Monroe, "The relationships among carbon equivalent, microstructure and solidification characteristics and their effects on strength and chill in gray cast iron," *AFS Trans.*, vol. 90, pp. 745–757, 1992.
- [43] D.P. P, J. Sohan, L. Vishal, K. Rajat, G. Prasad, and K. Amol, "Use of Casting Simulation for Yield Improvement," *Int. Res. J. Eng. Technol.*, vol. 6, no. 3, pp. 7704–7707, 2019.
- [44] T.R. Vijayaram, S. Sulaiman, A.M.S. Hamouda, and M.H.M. Ahmad, "Numerical simulation of casting solidification in permanent metallic molds," *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 178, no. 1–3, pp. 29–33, 2006.
- [45] I. Vasková, D. Fecko, and L. Eperješi, "Comparison of simulation programs MAGMASOFT and NOVAFLOW & SOLID in terms of results accuracy," *Arch. Foundry Eng.*, vol. 11, no. 1, pp. 51–54, 2011.
- [46] D. Fecko, I. Vasková, L. Eperješi, and M. Závodný, "Usage of Connor Inlets to Eliminate Shrinkage," *Arch. Foundry Eng.*, vol. 12, no. 3, pp. 25–28, 2012.
- [47] B. Mochnacki, "Numerical Modeling of Solidification Process," *Comput. Simulations Appl.*, vol. 24, pp. 513–542, 2011.
- [48] G. Solenicki, I. Budić, and D. Ciglar, "Determination of thermal conductivity in foundry mould mixtures," *Metalurgija*, vol. 49, no. 1, pp. 3–7, 2010.
- [49] S.I. Bakhtiyarov, R.A. Overfelt, and D. Wang, "Thermophysical property measurements on mold materials: Thermal expansion and density," *Int. J. Thermophys.*, vol. 26, no. 1, pp. 141–149, 2005.

- [50] E. Majchrzak, and B. Mochnacki, “Identification of thermal properties of the system casting - Mould,” *Mater. Sci. Forum*, vol. 539–543, no. 3, pp. 2491–2496, 2007.
- [51] W.J. Cho, J.O. Lee, and S. Kwon, “An empirical model for the thermal conductivity of compacted bentonite and a bentonite-sand mixture,” *Heat Mass Transf. Und Stoffuebertragung*, vol. 47, no. 11, pp. 1385–1393, 2011.
- [52] H.S. Hasan, and M.J. Peet, “Heat transfer coefficient and latent heat of martensite in a medium-carbon steel,” *Int. Commun. Heat Mass Transf.*, vol. 39, no. 10, pp. 1519–1521, 2012.
- [53] D. Wang, C. Zhou, G. Xu, and A. Huaiyuan, “Heat transfer behavior of top side-pouring twin-roll casting,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 214, pp. 1275–1284, 2014.
- [54] L. Zhang, W. Tan, and H. Hu, “Determination of the heat transfer coefficient at the metal – sand mold interface of lost foam casting process,” *Heat Mass Transf.*, vol. 52, no. 6, pp. 1131–1138, 2016.
- [55] G. Palumbo, V. Pigionico, A. Piccininni, P. Guglielmi, D. Sorgente, and L. Tricarico, “Determination of interfacial heat transfer coefficients in a sand mould casting process using an optimised inverse analysis,” *Appl. Therm. Eng.*, vol. 78, pp. 682–694, 2015.
- [56] R. Rajaraman, L.A. Gowsalya, and R. Velraj, “Interfacial heat transfer coefficient estimation during solidification of rectangular aluminum alloy casting using two different inverse methods,” *Front. Heat Mass Transf.*, vol. 11, no. 23, pp. 1–8, 2018.
- [57] J.-L. Battaglia, A. Kusiak, and J.-R. Puiggali, “Introduction aux transferts thermiques : Cours et exercices corrigés,” Dunod, Paris, pp. 236, 2010.
- [58] J. Svidró, A. Diószegi, L. Tóth, and J.T. Svidró, “The Influence of Thermal Expansion of Unbonded Foundry Sands on the Deformation of Resin Bonded Cores,” *Arch. Metall. Mater.*, vol. 62, no. 2, pp. 795–798, 2017.
- [59] A. Prax, “Mémento substances utiles (matériaux de carrière) Sables siliceux industriels (applications verrerie et fonderie),” 1ère édit. BUREAU DE RECHERCHES GÉOLOGIQUES ET MINIÈRES, 1981.
- [60] C. Fontenille, “Les protocoles de caractérisation des sables à prise chimique,” CTIF MetalBlog, PP. 9, 2018.
- [61] R. Coquard, D. Baillis, and D. Quenard, “Experimental and theoretical study of the hot-wire method applied to low-density thermal insulators,” *Int. J. Heat Mass Transf.*, vol. 49, no. 23–24, pp. 4511–4524, 2006.
- [62] C. Kang, Y.H. Park, J.T. Van Lew, A. Ying, M. Abdou, and S. Cho, “Transient hot-wire experimental system for measuring the effective thermal conductivity of a ceramic breeder pebble bed,” *Fusion Sci. Technol.*, vol. 72, no. 3, pp. 263–270, 2017.
- [63] S.E. Gustafsson, E. Karawacki, and M.N. Khan, “Transient hot-strip method for simultaneously measuring thermal conductivity and thermal diffusivity of solids and fluids,” *J. Phys. D. Appl. Phys.*, vol. 12, no. 9, pp. 1411–1421, 1979.
- [64] T. Log, “Transient Hot-Strip ( THS ) Method for Measuring Thermal Conductivity of Thermally Insulating Materials,” *FIRE Mater.*, vol. 17, pp. 131–138, 1993.

- [65] U. Hammerschmidt, and V. Meier, “New transient hot-bridge sensor to measure thermal conductivity, thermal diffusivity, and volumetric specific heat,” *Int. J. Thermophys.*, vol. 27, no. 3, pp. 840–865, 2006.
- [66] F. Mzali, and V. Meier, “Measurement of temperature-dependent thermal conductivity of moist bricks using the Transient Hot-Bridge sensor,” *Spec. Top. Rev. Porous Media*, pp. 87–94, 2010.
- [67] S. Nagihara, M. Hedlund, K. Zacny, and P.T. Taylor, “Improved data reduction algorithm for the needle probe method applied to in-situ thermal conductivity measurements of lunar and planetary regoliths,” *Planet. Space Sci.*, vol. 92, no. 2014, pp. 49–56, 2014.
- [68] D. Kurz, M. Alfaro, and J. Graham, “Thermal conductivities of frozen and unfrozen soils at three project sites in northern Manitoba,” *Cold Reg. Sci. Technol.*, vol. 140, pp. 30–38, 2017.
- [69] D. Kim, and S. Oh, “Measurement and comparison of thermal conductivity of porous materials using box, dual-needle, and single-needle probe methods-A case study,” *Int. Commun. Heat Mass Transf.*, vol. 118, pp. 104815, 2020.
- [70] C. Hollar, A. Fleming, K. Davis, R. Budwig, C. Jensen, and D. Estrada, “A parametric study for in-pile use of the thermal conductivity needle probe using a transient, multilayered analytical model,” *Int. J. Therm. Sci.*, vol. 145, pp. 106028, 2019.
- [71] Y. Jannot, D. Khalifa, L. Penazzi, and A. Degiovanni, “Thermal conductivity measurement of insulating materials up to 1000 °C with a needle probe,” *Rev. Sci. Instrum.*, vol 92, no. 6, 2021.
- [72] D. Khalifa, Y. Jannot, A. Degiovanni, and F. Mzali, “Thermophysical characterization of mould materials using parallel hot wire and needle probe methods at high temperatures,” *Int. J. Therm. Sci.*, vol 179, 2022
- [73] Y. Jannot, and A. Degiovanni, “An improved model for the parallel hot wire: Application to thermal conductivity measurement of low density insulating materials at high temperature,” *Int. J. Therm. Sci.*, vol. 142, pp. 379–391, 2019.
- [74] D.R. Poirier, and G.H. Geiger, “Conduction of heat in solids,” SFPE Handb. Fire Prot. Eng. Oxford University Press, London, pp 25–52, 1959.
- [75] Y. Jannot, and A. Degiovanni, “Thermal properties measurement of materials.,” ISTE Ltd John Wiley & Sons, France, pp. 334, 2018.
- [76] F.R. de Hoog, J.H. Knight, and A.N. Stokes, “An Improved Method for Numerical Inversion of Laplace Transforms,” *SIAM J. Sci. Stat. Comput.*, vol. 3, no. 3, pp. 357–366, 1982.
- [77] D.W. Marquardt, “An Algorithm for Least-Squares Estimation of Nonlinear Parameters,” *J. Soc. Ind. Appl. Math.*, vol. 11, no. 2, pp. 431–441, 1963.
- [78] J. V. Beck, and K. Arnold, “Parameter Estimation in Engineering and Science.,” *J R Stat Soc Ser A.*, vol. 141, 2007.
- [79] L. Chen, Y. Wang, L. Peng, P. Fu, and H. Jiang, “Study on the interfacial heat transfer coefficient between AZ91D magnesium alloy and silica sand,” *Exp. Therm. Fluid Sci.*, vol. 54, pp. 196–203, 2014.
- [80] T. Chang, C.M. Zou, H.W. Wang, Z.J. Wei, and X.J. Zhang, “Optimization of the interface heat

transfer coefficient model based on the dynamic thermo-physical parameters in the pressure-temperature coupled field,"*Int. Commun. Heat Mass Transf.*, vol. 110, pp. 104435, 2020.

- [81] R. Velraj, and R. Rajaraman, "Comparison of interfacial heat transfer coefficient estimated by two different techniques during solidification of cylindrical aluminum alloy casting,"*Heat Mass Transf.*, vol. 44, pp. 1025–1034, 2008.
- [82] B. Farhanieh, and M.M. Heydari, "An inverse problem method for overall heat transfer coefficient estimation in a partially filled rotating cylinder,"*Heat Transf. Eng.*, vol. 29, no. 3, pp. 272–283, 2008.
- [83] N. Coone, D.J. Browne, M. Hussey, and D. O'Mahoney, "Thermal Boundary Conditions For Computer Simulation Of Grey Cast Iron Solidification In Sand Moulds,"*Mater. Sci. Technol. 2003 Meet.*, pp. 343–355, 2003.
- [84] G. Palumbo, V. Piglionico, A. Piccininni, P. Guglielmi, D. Sorgente, and L. Tricarico, "Determination of interfacial heat transfer coefficients in a sand mould casting process using an optimised inverse analysis,"*Appl. Therm. Eng.*, vol. 78, pp. 682–694, 2015.
- [85] W. Zhang, G. Xie, and D. Zhang, "Application of an optimization method and experiment in inverse determination of interfacial heat transfer coefficients in the blade casting process,"*Exp. Therm. Fluid Sci.*, vol. 34, no. 8, pp. 1068–1076, 2010.
- [86] S. Znaidia, F. Mzali, L. Sassi, A. Mhimid, A. Jemni, S. Ben Nasrallah, and D. Petit, "Inverse problem in a porous medium: Estimation of effective thermal properties,"*Inverse Probl. Sci. Eng.*, vol. 13, no. 6, pp. 581–593, 2005.
- [87] L. Zhang, and L. Li, "An inverse heat conduction model for determining the casting/chill interfacial heat transfer coefficient,"*Heat Transf. Res.*, vol. 46, no. 8, pp. 735–749, 2015.
- [88] H. Sun, and L. Chao, "Analysis of Interfacial Heat Transfer Coefficient of Green Sand Mold Casting for Aluminum and Tin-Lead,"*J. Heat Transf.*, vol. 129, pp. 595–600, 2013.
- [89] W. bo Yu, S. Liang, Y. you Cao, X. bo Li, Z. peng Guo, and S. mei Xiong, "Interfacial heat transfer behavior at metal/die in finger-plated casting during high pressure die casting process,"*China Foundry*, vol. 14, no. 4, pp. 258–264, 2017.
- [90] Y. Wang, X. Luo, Y. Yu, and Q. Yin, "Evaluation of heat transfer coefficients in continuous casting under large disturbance by weighted least squares Levenberg-Marquardt method,"*Appl. Therm. Eng.*, vol. 111, pp. 989–996, 2017.
- [91] A.S. Vaka, S. Ganguly, and P. Talukdar, "Novel inverse heat transfer methodology for estimation of unknown interfacial heat flux of a continuous casting mould : A complete three-dimensional thermal analysis of an industrial slab mould,"*Int. J. Therm. Sci.*, vol. 160, 2021.
- [92] G. de M. Stieven, D. dos R. Soares, E.P. Oliveira, and E.F. Lins, "Interfacial Heat Transfer Coefficient in Unidirectional Permanent Mold Casting: Modeling and Inverse Estimation,"*Int. J. Heat Mass Transf.*, vol. 166, pp. 120765, 2021.
- [93] A. Zielonka, E. Hetmaniok, and D. Słota, "Identification of the air gap thermal resistance in the model of binary alloy solidification including the macrosegregation and the material shrinkage phenomena,"*Inverse Probl. Sci. Eng.*, pp. 1–17, 2021.

- [94] J.C. Baez, C. Gonzalez, M.R. Chavez, M. Castro, and J. Juarez, “Fourier thermal analysis of the solidification kinetics in A356/SiC p cast composites,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 153–154, no. 1–3, pp. 531–536, 2004.
- [95] M.M. Pariona, and A.C. Mossi, “Numerical simulation of heat transfer during the solidification of pure iron in sand and mullite molds,” *J. Brazilian Soc. Mech. Sci. Eng.*, vol. 27, no. 4, pp. 399–406, 2005.
- [96] D. Khalifa, and F. Mzali, “Optimal Experiment Design for the Identification of the Interfacial Heat Transfer Coefficient in Sand Casting,” *Fluid Dyn. Mater. Procesing*, Vol 18, 2022.
- [97] Fabiola Addini, “L’abreuvage des pièces massives en fonte,” *Ctif MetalBlog*, 2019.
- [98] B. Ikram, and G. Isma, “Les Défauts De Fondrie.,” Rapport de projet, Ecole national Polytechnique, Algérie, 2019.
- [99] P.K. Krawjewski, and G. Piwowarski, “Range of thermal conductivity changes of wet green foundry sand during casting solidification,” *Arch. Metall. Mater.*, vol. 60, no. 3, pp. 5, 2015.
- [100] A. Steel, C. Limited, and N. a Ademoh, “Evaluation of the Foundry Properties of River Niger Sand Behind,” *Am. J. Sci. Res.*, vol. 3, no. 1, pp. 75–83, 2008.
- [101] T.S. Prasanna Kumar, “Casting Simulation Methods,” *Compr. Mater. Process*. Elsevier Ltd, pp 235–257, 2014.
- [102] T.S. Yun, and J.C. Santamarina, “Fundamental study of thermal conduction in dry soils,” *Granul. Matter*, vol. 10, no. 3, pp. 197–207, 2008.
- [103] N. Zhang, X. Yu, and A. Pradhan, “Application of a thermo-time domain reflectometry probe in sand-kaolin clay mixtures,” *Eng. Geol.*, vol. 216, pp. 98–107, 2017.
- [104] H. Wang, Y. Cui, and C. Qi, “Effects of sand-bentonite backfill materials on the thermal performance of borehole heat exchangers,” *Heat Transf. Eng.*, vol. 34, no. 1, pp. 37–44, 2013.
- [105] S.S. Agus, T. Schanz, and D.G. Fredlund, “Measurements of suction versus water content for bentonite-sand mixtures,” *Can. Geotech. J.*, vol. 47, no. 5, pp. 583–594, 2010.
- [106] Y.S. Touloukian, R.K. Kirby, R.E. Taylor, and T.Y.R. Lee, “Thermophysical Properties of Matter; Volume 13: Thermal Expansion; Nonmetallic Solids.,” IFI/Plenum, New York, 1984.
- [107] The Engineering ToolBox, “Dry Air Properties,” [https://www.engineeringtoolbox.com/dry-air-properties-d\\_973.html](https://www.engineeringtoolbox.com/dry-air-properties-d_973.html).
- [108] R.K. Shah, and D.P. Sekulic, “Fundamentals of Heat Exchanger Design.,” John Wiley & Sons, pp. 976, 2003.
- [109] R.N. Razafinjato, “Comportement à haute température des granulats naturels siliceux et calcaires et leur influence sur celui du béton,” *Rencontres Universitaires de Génie Civil*, Bayonne, France. hal-01167710, 2015.

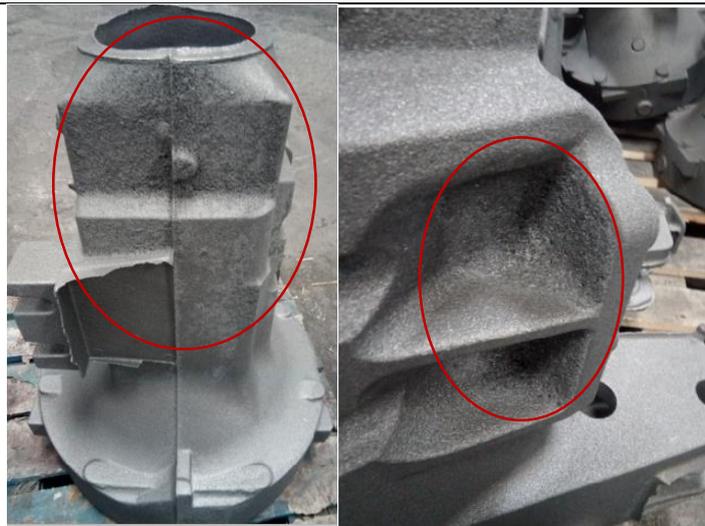
## Annexe

gravité de défaut	Photo
<b>Niveau 0</b> : Pièces sans défaut.	
<b>Niveau 1</b> : Le défaut est situé sur une seule face extérieure de la pièce et peut être éliminé par une simple opération d'ébarbage.	

**Niveau 2 :** Le défaut est situé sur plus qu'une face extérieure de la trompette et dans les zones creuses avec une faible épaisseur.  
L'élimination de défaut dans les zones creuses est un peu délicate



**Niveau 3 :** Le défaut est situé sur une ou deux faces extérieures de la trompette et dans les zones creuses avec une épaisseur plus grande que le niveau 2.  
La pièce subit une opération d'ébarbage puis elle sera renvoyée vers la grenailleuse puis vers l'ébarbage.



**Niveau 4 :** Le défaut est situé sur tous les faces extérieures de la trompette et dans les zones creuses avec une épaisseur plus grande que le niveau 3.

La pièce subit une opération d'ébarbage puis elle sera renvoyée vers la grenailleuse puis vers l'ébarbage.



Niveau 5 : Pièce rebut

