



**Amélioration d'un procédé de recyclage de l'aluminium en mode écoresponsable :  
Optimisation de l'injection d'argon pour la protection de l'aluminium en fusion et prédiction  
du moment optimal de coulée**

Mémoire présenté

dans le cadre du programme de maîtrise en ingénierie

en vue de l'obtention du grade de maître ès sciences appliquées

PAR

© **NOURHEN JOUINI**

**Novembre 2025**

**Composition du jury :**

**Maxime Berger, président du jury, Université du Québec à Rimouski**

**Maha Bhourri, directrice de recherche, Université du Québec à Rimouski**

**Véronique Dassylva-Raymond, codirectrice de recherche, Université du Québec à Rimouski**

**Lukas Dion, examinateur externe, Université du Québec à Chicoutimi**

Dépôt initial le 26 juin 2025

Dépôt final le 04 novembre 2025

UNIVERSITÉ DU QUÉBEC À RIMOUSKI  
Service de la bibliothèque

Avertissement

La diffusion de ce mémoire ou de cette thèse se fait dans le respect des droits de son auteur, qui a signé le formulaire « *Autorisation de reproduire et de diffuser un rapport, un mémoire ou une thèse* ». En signant ce formulaire, l'auteur concède à l'Université du Québec à Rimouski une licence non exclusive d'utilisation et de publication de la totalité ou d'une partie importante de son travail de recherche pour des fins pédagogiques et non commerciales. Plus précisément, l'auteur autorise l'Université du Québec à Rimouski à reproduire, diffuser, prêter, distribuer ou vendre des copies de son travail de recherche à des fins non commerciales sur quelque support que ce soit, y compris Internet. Cette licence et cette autorisation n'entraînent pas une renonciation de la part de l'auteur à ses droits moraux ni à ses droits de propriété intellectuelle. Sauf entente contraire, l'auteur conserve la liberté de diffuser et de commercialiser ou non ce travail dont il possède un exemplaire.

Moi, Nourhen JOUINI, déclare que ce mémoire intitulé, « Amélioration d'un procédé de recyclage de l'aluminium en mode écoresponsable : Optimisation de l'injection d'argon pour la protection de l'aluminium en fusion et prédiction du moment optimal de coulée » et le travail qui y est présenté sont de ma propre rédaction. Je confirme que :

— Ce travail a été réalisé entièrement et principalement pendant ma candidature à un diplôme de recherche au sein de cette université.

— Lorsque toute partie de cette thèse a été précédemment soumise pour l'obtention d'un diplôme dans cette université, cela a été clairement indiqué.

— Lorsque j'ai consulté les travaux publiés par d'autres, cela est toujours clairement attribué.

— Lorsque j'ai cité la source est toujours indiquée. À l'exception de telles citations, cette thèse est entièrement le fruit de mon propre travail.

— J'ai reconnu toutes les principales sources d'aide.

— Lorsque le mémoire est basé sur un travail que j'ai réalisé en collaboration avec d'autres, j'ai clairement indiqué ce qui a été fait par les autres et ce à quoi j'ai contribué moi-même.

À ma mère, pour ses sacrifices silencieux,  
À mon père, pour ses efforts constants,  
À ma sœur et à mon frère, pour leurs encouragements inlassables,  
À ma tante, aujourd'hui disparue mais toujours vivante dans mon cœur, qui a  
toujours cru en moi et en mon avenir,  
À mon partenaire de vie, pour sa présence rassurante, son soutien  
indéfectible, ses encouragements dans les moments de doute,  
À mes amis, pour leur présence précieuse et leur soutien indéfectible tout au  
long de ce chemin,  
Aux enseignants qui ont guidé mes pas avec bienveillance,  
À tous ceux qui ont cru en moi, même lorsque moi-même j'en doutais

## REMERCIEMENTS

Je souhaite exprimer ma profonde gratitude à toutes les personnes qui ont contribué, de près ou de loin, à la réalisation de ce travail.

En premier lieu, je tiens à remercier chaleureusement ma directrice de recherche, **Pr. Maha Bhouri**, pour son suivi attentif, sa patience et ses précieux conseils tout au long de ce projet. Son expertise et son professionnalisme ont été essentiels pour structurer et enrichir chaque aspect de ce travail.

Je remercie également ma co-directrice de recherche, **Pr. Véronique Dassylva-Raymond** ainsi que le professeur **Jean Brousseau**, pour leur immense soutien, leur disponibilité et leurs encouragements constants. Leurs critiques constructives et leurs regards éclairés ont été d'une aide inestimable dans l'élaboration et la perfection des différentes sections de ce mémoire.

Ma reconnaissance va également à Mme **Joanne Lefebvre**, pour m'avoir offert l'opportunité de réaliser des stages au sein de **Lefebvre Industri-Al**. Je la remercie sincèrement pour sa confiance, ainsi que tous les collaborateurs de Lefebvre Industri-Al pour leur accompagnement et leur soutien tout au long de mon travail de recherche.

Je tiens également à exprimer mes remerciements à **Mitacs**, dont le soutien financier à travers la bourse m'a permis de mener à bien ce projet dans les meilleures conditions.

Mes sincères remerciements s'adressent aussi aux membres du jury pour l'honneur qu'ils me font en consacrant leur temps à évaluer ce travail. Leurs observations et leur expertise contribueront assurément à enrichir cette recherche.

Je tiens à exprimer ma reconnaissance infinie à mes parents : à ma mère, pour son amour inconditionnel et son soutien indéfectible, et à mon père, pour ses efforts constants tout au long de ma vie.

À ma sœur et à mon frère, je suis profondément reconnaissante pour leur affection, leur soutien et leurs encouragements, qui m'ont toujours poussée à aller de l'avant.

Je remercie également l'amour de ma vie, qui a été mon pilier et ma source de motivation tout au long de cette aventure.

Enfin, je dédie mes remerciements à mes amis, avec qui j'ai partagé les moments de joie comme les épreuves. Leur présence et leur amitié ont rendu mon expérience à l'étranger enrichissante et inoubliable, m'aidant à surmonter les défis et à m'intégrer dans ce nouveau monde.

## **AVANT-PROPOS**

Ce mémoire a été réalisé dans le cadre de mon projet de fin d'études au sein de l'entreprise Lefebvre Industri-Al. Il s'inscrit dans une démarche d'amélioration des performances du four à induction dédié au recyclage de l'aluminium. Ce travail a été pour moi une opportunité de mettre en œuvre les compétences acquises durant ma formation, tout en découvrant les réalités du milieu industriel.

### **Retour d'expérience**

Au cours de ma maîtrise en génie, j'ai eu l'opportunité d'élargir mes compétences en explorant de nouveaux domaines, notamment l'électricité et la mécanique, bien au-delà de ma formation initiale en tant qu'ingénieure en chimie industrielle. Cette transition m'a permis d'acquérir une vision pluridisciplinaire des systèmes industriels et de renforcer ma capacité d'adaptation face à des problématiques techniques variées.

Mon projet de recherche, en particulier, m'a permis de développer une réelle polyvalence. Il m'a initiée à la modélisation numérique, un champ totalement nouveau pour moi, enrichissant ainsi mon profil d'ingénieure par une dimension analytique et scientifique plus poussée. Ce travail m'a également permis de mieux comprendre et modéliser des phénomènes physiques complexes, tout en gardant une approche orientée vers l'application industrielle.

L'encadrement dont j'ai bénéficié tout au long de ce parcours a été à la fois stimulant et rassurant. Même face à certaines difficultés ou incertitudes, j'ai toujours pu compter sur des conseils éclairés et un accompagnement motivant, ce qui m'a aidée à surmonter les obstacles et à progresser avec confiance. Par ailleurs, les stages que j'ai réalisés au sein de l'industrie m'ont permis de découvrir concrètement l'environnement industriel, ses exigences, ses contraintes, mais aussi ses perspectives d'innovation.

Cette immersion m'a donné une meilleure compréhension du lien entre recherche appliquée et réalité du terrain, et a renforcé mon intérêt pour les problématiques liées à

l'optimisation des procédés et à l'amélioration continue. En somme, cette expérience globale m'a permis de développer des compétences techniques, analytiques et humaines qui me seront précieuses dans la suite de mon parcours professionnel.

## RÉSUMÉ

Ce mémoire s'inscrit dans le contexte du recyclage de l'aluminium, tel que mis en œuvre par l'entreprise Lefebvre Industri-Al à travers son procédé industriel de Recyclage d'Aluminium en Mode Écoresponsable R.A.M.E. L'objectif est d'optimiser à la fois la qualité et la quantité d'aluminium recyclé dans le four à induction de notre partenaire industriel, en réduisant les pertes par oxydation et en améliorant le contrôle du processus de fusion.

Pour ce faire, deux volets complémentaires ont été développés. Le premier vise à réduire l'oxydation du bain de fusion par l'injection d'un gaz inerte. Dans ce cadre, une modélisation numérique 3D du procédé d'injection d'argon a été réalisée à l'aide de COMSOL Multiphysics®, en considérant des mélanges binaires air-argon dans des conditions industrielles. Le modèle simule le four à induction, initialement rempli d'air chaud. Il intègre le modèle de turbulence k-ε, le transfert thermique des fluides et le transport des espèces concentrées. L'objectif est d'évaluer la répartition de l'argon dans le four et d'identifier les paramètres influençant l'efficacité de l'inertage.

Les résultats montrent que la position d'injecteur a peu d'effet sur la répartition du gaz, alors que le débit d'injection influence fortement la concentration en argon obtenue. Par exemple, après une heure d'injection, une fraction massique de 83 % est atteinte avec un débit de 40 L/min, contre 60 % à 20 L/min. Le niveau de remplissage du four joue également un rôle clé : un four plus rempli contient moins d'air à remplacer, ce qui permet une inertisation plus rapide, même à débit plus modéré. Suite aux simulations réalisées, des recommandations pratiques ont été formulées pour adapter le procédé aux différentes conditions de fonctionnement. Lors d'un remplissage partiel du four (tiers ou moitié), un débit d'injection de 40 L/min est recommandé afin d'assurer une substitution rapide de l'air par l'argon. En revanche, lorsque le four est entièrement rempli, le volume d'air à remplacer étant réduit, un débit plus modéré de 20 L/min permet d'atteindre une bonne inertisation sans surconsommation de gaz. Par ailleurs, l'utilisation de trois ou quatre injecteurs, avec un débit total constant réparti équitablement entre eux, améliore la répartition de l'argon dans le four et assure une meilleure couverture de la surface du bain, notamment dans les zones critiques exposées à l'oxydation. Malgré certaines hypothèses simplificatrices (sortie entièrement ouverte, fréquence d'ouverture non prise en compte), les résultats constituent une base solide pour une future application industrielle.

Le second volet s'appuie sur le développement d'un modèle statistique prédictif, réalisé à l'aide du logiciel Minitab®, visant à estimer la température du bain de fusion dans un contexte où la mesure en continu n'est pas possible en conditions industrielles. Le modèle a été élaboré à partir de trois années de données collectées en environnement de production. Un travail de validation, de nettoyage et de structuration des données a été effectué en amont pour garantir leur fiabilité. L'approche utilisée repose sur le principe que la température atteinte par le bain est directement influencée par l'énergie électrique consommée lors de la

refonte, en lien avec des paramètres clés présentant une forte corrélation avec cette consommation. Après avoir identifié ces variables et testé plusieurs configurations, le modèle retenu présente une erreur moyenne de 3,7 %, jugée satisfaisante dans le contexte de notre application industrielle. Ce modèle établit une relation entre l'énergie électrique consommée et la composition massique du bain de fusion, en particulier les masses d'aluminium, d'oxydes et de cryolithe. Ces paramètres étant mesurables en continu et en temps réel, le modèle permet de suivre l'évolution de la température du bain de manière fiable tout au long du processus. Il constitue ainsi un outil concret d'aide à la décision, permettant aux opérateurs d'anticiper avec précision le moment optimal pour procéder à la coulée de l'aluminium, lorsque la température cible de 750 °C est atteinte.

Mots clés : Aluminium recyclé, four à induction, injection d'argon, mélange binaire air-argon, COMSOL Multiphysics®, Modèle statistique, Minitab®.

## ABSTRACT

This thesis falls within the context of aluminum recycling, as implemented by the company Lefebvre Industri-Al through its industrial process known as the Eco-Responsible Aluminum Recycling Method R.A.M.E. The objective is to optimize both the quality and quantity of recycled aluminum produced in the induction furnace of our industrial partner, by reducing oxidation losses and improving control over the melting process.

To achieve this, two complementary approaches were developed. The first focuses on reducing oxidation in the molten bath through the injection of inert gas. In this context, a 3D numerical model of the argon injection process was developed using COMSOL Multiphysics<sup>®</sup>, considering binary air–argon mixtures under industrial conditions. The model simulates an induction furnace initially filled with hot air and incorporates the k- $\epsilon$  turbulence model, thermal fluid transfer, and concentrated species transport. The goal was to evaluate the distribution of argon within the furnace and to identify the key parameters influencing the effectiveness of inerting.

Results show that the position of the injectors has little effect on gas distribution, whereas the injection flow rate strongly influences the resulting argon concentration. For example, after one hour of injection, a mass fraction of 83% is achieved at a flow rate of 40 L/min, compared to 60% at 20 L/min. The furnace filling level also plays a critical role: a more fully filled furnace contains less air to be replaced, allowing for faster inerting even at a lower flow rate. Based on the simulation results, practical recommendations were proposed to adapt the process to different operational conditions. For partial fillings (one-third or half full), an injection flow rate of 40 L/min is recommended to ensure rapid air substitution. In contrast, for a fully filled furnace, a reduced flow rate of 20 L/min is sufficient to achieve proper inerting without excessive gas consumption. Furthermore, using three or four injectors with the total flow rate evenly distributed among them improves argon dispersion in the furnace and ensures better surface coverage of the molten bath, particularly in oxidation-prone zones. Despite some simplifying assumptions (such as a fully open outlet and the absence of modeled lid opening frequency), the results provide a solid basis for future industrial application.

The second approach involves the development of a predictive statistical model using Minitab<sup>®</sup> to estimate the bath temperature, addressing the limitation of continuous temperature measurement under industrial conditions. The model was built using three years of data collected from the production environment. A rigorous process of data validation, cleaning, and structuring was carried out beforehand to ensure data quality. The approach is based on the principle that the bath temperature is directly influenced by the electrical energy consumed during melting, in relation to key process parameters that show strong correlation with energy input. After identifying the relevant variables and testing multiple configurations, the selected model achieved an average error of 3,7%, which is considered satisfactory for industrial use. The model establishes a relationship between electrical energy

consumption and the mass composition of the molten bath specifically the masses of aluminum, oxides, and cryolite. Since these variables are measurable continuously and in real time during production, the model enables reliable temperature tracking throughout the melting process. It serves as a practical decision-support tool, allowing operators to accurately anticipate the optimal moment to initiate aluminum casting when the target temperature of 750 °C is reached.

Keywords: Recycled aluminum, induction furnace, argon injection, binary air–argon mixture, COMSOL Multiphysics<sup>®</sup>, statistical model, Minitab<sup>®</sup>.

## TABLE DES MATIÈRES

REMERCIEMENTS.....	v
AVANT-PROPOS.....	vii
RÉSUMÉ.....	ix
ABSTRACT.....	xi
LISTE DES ABRÉVIATIONS .....	xx
INTRODUCTION GÉNÉRALE .....	1
RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....	9
CHAPITRE 1 PRINCIPES FONDAMENTAUX DE LA PRODUCTION DE L'ALUMINIUM ET TECHNIQUES DE VALORISATION.....	10
1.1 INTRODUCTION .....	10
1.2 L'ALUMINIUM .....	10
1.2.1 Les caractéristiques de l'aluminium.....	10
1.2.2 Contribution du Québec dans la production mondiale .....	11
1.2.3 Processus de la production primaire d'aluminium .....	12
1.2.4 Répercussions environnementales des alumineries.....	13
1.3 RECYCLAGE DES RÉSIDUS D'ALUMINERIES .....	13
1.3.1 Catégories des déchets d'aluminium issus de la première fusion .....	13
1.3.2 Contribution économique et environnementale du processus de récupération .....	14
1.3.3 Les technologies de recyclage d'aluminium .....	16
1.4 L'OXYDATION D'ALUMINIUM.....	19
1.4.1 Le phénomène d'oxydation .....	19
1.4.2 Les facteurs influençant l'oxydation d'aluminium.....	21
1.4.3 Les techniques de prévention et de contrôle d'oxydation .....	21
RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....	23

CHAPITRE 2 RÉDUCTION DE L'OXYDATION DANS LE PROCÉDÉ R.A.M.E. : AMÉLIORATION DU PROCESSUS D'INJECTION D'ARGON .....	26
2.1 INTRODUCTION .....	26
2.2 REVUE DE LITTÉRATURE .....	27
2.2.1 Objectifs .....	27
2.2.2 Pertinences de modélisations des mélanges gazeux .....	27
2.2.3 Revue des travaux antérieurs .....	28
2.2.4 Synthèse de la revue .....	30
2.3 DÉVELOPPEMENT ET MISE EN ŒUVRE DU MODÈLE CFD .....	31
2.3.1 Introduction .....	31
2.3.2 Géométrie et paramètres opérationnels .....	33
2.3.3 Présentation du modèle mathématique .....	38
2.3.4 Résolution numérique de modèle mathématique .....	46
2.4 RÉSULTATS ET DISCUSSIONS .....	56
2.4.1 Étude préliminaire : injection d'air froid dans un four rempli d'air chaud.....	57
2.4.2 La transition vers l'étude de mélange binaire .....	66
2.4.3 Étude du mélange binaire air-argon .....	67
2.5 PERSPECTIVES .....	83
2.6 CONCLUSION.....	84
RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....	85
CHAPITRE 3 DÉVELOPPEMENT DU MODÈLE STATISTIQUE POUR LA PRÉDICTION DU MOMENT OPTIMAL DE COULÉE .....	88
3.1 INTRODUCTION .....	88
3.2 LA MODÉLISATION STATISTIQUE.....	89
3.2.1 Limites des modèles théoriques pour les applications industrielles .....	89
3.2.2 Modèles empiriques .....	90
3.2.3 Bases de l'analyse de régression .....	91
3.3 MÉTHODOLOGIE DE DÉVELOPPEMENT DES MODÈLES EMPIRIQUES .....	96
3.3.1 Collecte des données .....	97
3.3.2 Validation des données.....	99
3.3.3 Extraction des données .....	103

3.3.4	Méthodologie adoptée pour l'élaboration de modèle.....	104
3.4	ANALYSE ET DISCUSSION DES RÉSULTATS.....	107
3.4.1	Sélection des paramètres influents .....	107
3.4.2	Étude itérative et optimisation des régressions .....	110
3.4.3	Amélioration du modèle prédictif développé.....	111
3.4.4	Comparaison entre le modèle développé et le modèle actuel adopté par l'industrie.....	114
3.5	SYNTHÈSE DES RÉSULTATS .....	117
3.6	CONCLUSION.....	118
	RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....	119
	CONCLUSION GÉNÉRALE.....	121
	ANNEXE A Schéma technique en coupe du four LIA .....	124
	ANNEXE B Configuration des modules COMSOL® .....	125
	ANNEXE C Coupes représentatives des maillages testés.....	132
	ANNEXE D Rapport de coulée .....	133
	ANNEXE E Algorithme python d'extraction des données .....	134

## LISTE DES TABLEAUX

Tableau 1. Classes des déchets d'aluminium. ....	14
Tableau 2. Propriétés thermophysiques de l'air et de l'argon en fonction à 750 °C et 1 atm [10]. ....	32
Tableau 3. Dimensions géométriques des composants du four. ....	35
Tableau 4. Propriétés thermophysiques d'air et d'argon à 1 atm à T= 46 °C.....	38
Tableau 5. Les conditions initiales et les conditions aux limites pour modéliser l'écoulement non isotherme de l'air. ....	45
Tableau 6. Conditions initiales et conditions aux limites pour le modèle considérant le transport des espèces. ....	46
Tableau 7. Les différents maillages testés. ....	52
Tableau 8. Écart de température en pourcentage après 1500 s. ....	55
Tableau 9. Diamètres d'injection testés. ....	58
Tableau 10. Diamètres choisis pour modéliser les trois débits d'injection. ....	72
Tableau 11. Vitesses choisies pour modéliser les trois débits d'injection. ....	74
Tableau 12. Types des données collectées.....	98
Tableau 13. Tableau illustrant les proportions massiques (%) de chaque élément chimique constitutif d'un échantillon de sous-produit d'aluminium récupéré par le procédé LIA (AILIA). ....	101
Tableau 14. Composition massique des constituants de l'échantillon.....	103
Tableau 15. Analyse de l'influence des paramètres sur la consommation d'énergie. ....	108
Tableau 16. Paramètres sélectionnés pour l'étude itérative. ....	109
Tableau 17. Modèles de prédiction de l'énergie consommée en fonction des saisons. ....	113
Tableau 18. Intervalle de validation de modèle actuel. ....	115
Tableau 19. Intervalle de validation de nouveau modèle. ....	115
Tableau 20. Récapitulation des différences entre le modèle actuel et le nouveau modèle. ....	116

## LISTE DES FIGURES

Figure 1. Les avantages de recyclage des déchets d'aluminerie primaire [16].	15
Figure 2. Évolution de l'oxyde d'aluminium pur [23].	20
Figure 3. Synthèse des simulations réalisées.	33
Figure 4. Bec pour la récupération du métal fondu.	34
Figure 5. Couvercle du four et injecteur d'argon.	34
Figure 6. Creuset du four.	34
Figure 7. Plan de symétrie du four (xz)	36
Figure 8. Coupe du four selon le plan de symétrie (xz).	36
Figure 9. Emplacement du débitmètre dans le système d'approvisionnement en argon.	37
Figure 10. Maillage tétraédrique appliqué aux différentes zones du four : (a) creuset, (b) injecteur et (c) bec.	51
Figure 11. Points de collecte de la température utilisés pour l'étude de convergence du maillage : (a) sur la ligne d'injection, (b) proche de la sortie, (c) côté opposé de la sortie.	53
Figure 12. Variation de la température au point 2 pour différents types de maillage.	54
Figure 13. Variation de la température au point 5 pour différents types de maillage.	54
Figure 14. Variation de la température au point 12 pour différents types de maillage.	54
Figure 15. Hauteurs des surfaces et domaines de la sortie analysés au niveau du four.	56
Figure 16. Domaine de la sortie du four analysé.	57
Figure 17. Position de l'injecteur dans le four industriel.	58
Figure 18. Profils de vitesse (en m/s) pour : (a) le cas 1, (b) le cas 2 et (c) le cas 3.	59
Figure 19. Évolution de la température moyenne au niveau 1 pour différents diamètres d'injection.	60
Figure 20. Différentes positions testées pour l'évaluation de la température moyenne.	61
Figure 21. Évolution de la température moyenne au niveau 1 pour différentes positions.	62

Figure 22. Évolution de la température moyenne au niveau du bec pour différentes positions d'injecteur. ....	62
Figure 23. Évolution de la température moyenne au Niveau 1 pour deux différents débits. ....	63
Figure 24. Différentes configurations testées pour l'évaluation de la température moyenne. ....	64
Figure 25. Évolution de la température moyenne au niveau 1 pour différents nombres et positions d'injecteurs. ....	65
Figure 26. Évolution de la température moyenne au niveau du bec pour différents nombres et positions d'injecteurs. ....	66
Figure 27. Variation de la température moyenne au niveau 1 en fonction du temps pour les deux études. ....	67
Figure 28. Évolution des fractions massiques moyennes d'air et d'argon au niveau 1. ....	68
Figure 29. Plans de coupe pour l'analyse 2D de la fraction massique d'argon : (a) Vue de face dans le plan (x-z) et (b) Plan de coupe horizontale (x-y) au niveau 1. ....	69
Figure 30. Graphique 2D de la répartition de la fraction massique d'argon selon le plan (x-z) pour différentes positions de l'injecteur après 15 minutes d'injection : (a) position 1, (b) position 2 et (c) position 3 illustrées dans la figure 16. ....	70
Figure 31. Graphique 2D de la répartition de la fraction massique d'argon au niveau 1 du four (Coupe dans le plan (x-y)) après 15 minutes d'injection d'argon pour différentes positions de l'injecteur : (a) position 1, (b) position 2 et (c) position 3. ....	70
Figure 32. Évolution de la fraction massique moyenne d'argon au niveau 1 pour différentes positions. ....	71
Figure 33. Graphique 2D de la répartition de la fraction massique locale d'argon au niveau 1 pour différents débits après 15 minutes : (a) débit 20 L/min, (b) débit 30 L/min et (c) débit 40 L/min. ....	73
Figure 34. Évolution de la fraction massique moyenne d'argon au niveau 1 pour différents débits d'injection. ....	74
Figure 35. Graphique 2D de la répartition de la fraction massique d'argon au niveau 1 pour différents débits après 15 minutes : (a) débit 20 L/min, (b) débit 30 L/min et (c) débit 40 L/min. ....	76

Figure 36. Évolution de la fraction massique moyenne d'argon au niveau 1 pour différents débits. ....	76
Figure 37. Graphique 2D de la répartition de la fraction massique d'argon au niveau 1 pour différentes configurations après 15 minutes : (a) un seul injecteur, (b) deux injecteurs, (c) trois injecteurs alignés, (d) trois injecteurs non alignés et (e) quatre injecteurs. ....	78
Figure 38. Évolution de la fraction massique moyenne d'argon au niveau 1 selon le nombre et la disposition des injecteurs. ....	79
Figure 39. Graphiques 2D de la répartition de la fraction massique d'argon selon le plan (x-z) pour différents niveaux de remplissage après 15 minutes : (a) un tiers du four rempli, (b) la moitié du four remplie et (c) la totalité du four remplie. ....	80
Figure 40. Graphique 2D de la répartition de la fraction massique d'argon selon le plan (x-y) et au niveau 1 pour différents niveaux de remplissage du four après 15 minutes : (a) un tiers du four rempli, (b) la moitié du four remplie et (c) la totalité du four remplie. ....	80
Figure 41. Évolution de la fraction massique moyenne d'argon à la surface du métal fondu en fonction du temps pour différents niveaux de remplissage du four. ....	81
Figure 42. Exemple d'échantillons analysés pour un sous-produit. ....	100
Figure 43. Algorithme conçu pour l'extraction ciblée de données. ....	104
Figure 44. Démarche adoptée pour développer les modèles statistiques. ....	105
Figure 45. Régression entre l'énergie consommée et prédite. ....	111
Figure 46. Variation moyenne de l'énergie consommée par unité de masse en fonction des saisons. ....	112

## LISTE DES ABRÉVIATIONS

<b>R.A.M.E</b>	Recyclage d'Aluminium en Mode Écoresponsable
<b>RSF</b>	Four à Sel Rotatif ( <i>Rotary Salt Furnace</i> )
<b>SFT</b>	Four Latérale avec Transfert ( <i>Sidewell Furnace with Transfer</i> )
<b>DROSCAR</b>	Traitement des Scories dans un Four à Arc Rotatif ( <i>Dross Treatment in a Rotary Arc Furnace</i> )
<b>ALUREC</b>	Recyclage d'Aluminium ( <i>Aluminum Recycling</i> )
<b>ECOCENT</b>	Procédé Économique de traitement des scories ( <i>Economic Slag Treatment Process</i> )
<b>Re</b>	Reynolds
<b>Gr</b>	Grashof
<b>CFD</b>	Dynamique des Fluides Computationnelle ( <i>Computational Fluid Dynamics</i> )
<b>FVM</b>	Méthode des Volumes Finis ( <i>Finite Volume Method</i> )
<b>FEM</b>	Méthode des Éléments Finis ( <i>Finite Element Method</i> )
<b>RANS</b>	Navier-Stokes Moyenné par Reynolds ( <i>Reynolds-Averaged Navier-Stokes</i> )
<b>SAF</b>	Four à Arc Submergé ( <i>Submerged Arc Furnace</i> )
<b>DO</b>	Coordonnées Discrètes ( <i>Discrete Ordinates</i> )
<b>Ri</b>	Richardson
<b>TCS</b>	Transport d'Espèces Concentrées ( <i>Transport of Concentrated Species</i> )
<b>SPF</b>	Écoulement Monophasique ( <i>Single-Phase Flow</i> )
<b>HT</b>	Transfert de Chaleur ( <i>Heat Transfer</i> )
<b>SST</b>	Transport par Contrainte de Cisaillement ( <i>Shear Stress Transport</i> )
<b>RMSE</b>	Erreur Quadratique Moyenne ( <i>Root Mean Square Error</i> )
<b>MAPE</b>	Erreur absolue moyenne en Pourcentage ( <i>Mean Absolute Percentage Error</i> )

<b>SPSS</b>	Logiciel Statistique pour les Sciences Sociales ( <i>Statistical Package for the Social Sciences</i> )
<b>SAS</b>	Système d'Analyse Statistique ( <i>Statistical Analysis System</i> )
<b>SIMCA</b>	Modélisation Indépendante Souple de l'Analogie de Classe ( <i>Soft Independent Modeling of Class Analogy</i> )
<b>NCSS</b>	Système Statistique d'Analyse Numérique ( <i>Number Cruncher Statistical System</i> )
<b>MEB</b>	Microscopie Électronique à Balayage
<b>EDS</b>	Spectroscopie à Dispersion d'Énergie par Rayons X ( <i>Energy Dispersive X-ray Spectroscopy</i> )
<b>LIA</b>	Lefebvre Industri-Al
<b>AILIA</b>	Aluminium Lefebvre Industri-Al
<b>ANOVA</b>	Analyse de la Variance ( <i>Analysis of Variance</i> )

# INTRODUCTION GÉNÉRALE

## Mise en contexte

L'aluminium est largement utilisé dans l'industrie moderne en raison de ses propriétés spécifiques telles que sa légèreté, sa résistance, sa conductivité thermique et électrique, ainsi que sa capacité de recyclage illimitée [1]. Ces caractéristiques en font un matériau essentiel dans divers domaines tels que l'industrie automobile, l'aéronautique et le secteur de la construction [2]. Devant la diminution graduelle des stocks mondiaux de bauxite, matière première essentielle à la fabrication de l'aluminium, le recyclage émerge comme une alternative essentielle, pour satisfaire la demande croissante tout en atténuant les conséquences environnementales associées à l'exploitation minière. Par conséquent, le recyclage de l'aluminium apparaît comme une alternative durable de l'exploitation minière. En réalité, le processus de recyclage de l'aluminium contribue à diminuer la nécessité d'utiliser des matières premières vierges, tout en réduisant les conséquences environnementales liées à leur extraction et leur traitement. Il englobe non seulement les déchets provenant des produits en fin de vie, mais également ceux produits tout au long des diverses étapes de la production primaire [3], [4].

Dans ce contexte, ce mémoire s'inscrit dans une collaboration étroite avec un partenaire industriel, Lefebvre Industri-Al, une entreprise polyvalente fondée en 2019, spécialisée dans la gestion des éléments d'alliage et le recyclage de résidus issus de la production d'aluminium située à Baie-Comeau. L'entreprise utilise un four à induction pour le Recyclage de l'Aluminium en Mode Écoresponsable (R.A.M.E.) qui permet de réduire l'impact environnemental tout en valorisant les déchets industriels. Ce procédé se distingue par l'absence d'utilisation de sels, la récupération efficace des résidus d'aluminium sans

enfouissement et l'absence d'émissions de gaz à effet de serre. Ce projet vise à optimiser certains aspects essentiels de ce processus de recyclage, en offrant une référence technique et directement applicable dans le contexte industriel, allant au-delà d'un simple travail académique. Ce travail vise à renforcer les pratiques durables de l'entreprise tout en améliorant l'efficacité et la performance de son procédé de recyclage.

## **Problématiques**

Le processus actuellement utilisé par l'industrie est confronté à deux défis majeurs, tous deux associés à la réduction de l'oxydation de l'aluminium pendant la phase de refonte. Le premier défi porte sur l'interaction de l'aluminium fondu avec l'atmosphère environnante lors de l'opération de fusion, une interaction favorisée par les contraintes du procédé actuel. Malgré l'utilisation par Lefebvre Industri-Al de la technologie R.A.M.E. qui implique l'emploi d'un couvert d'argon pour préserver le métal fondu, il demeure possible que l'oxygène présent dans l'environnement entre en contact avec l'aluminium, en particulier lors de l'ouverture du couvercle du four ou lors de l'introduction manuelle d'argon. Ce contact provoque l'oxydation de l'aluminium, ce qui conduit à la formation de scories métallurgiques (ou laitiers métallurgiques) à la surface du métal liquide [5]. Ces résidus, constitués essentiellement d'oxydes tels que  $\text{Al}_2\text{O}_3$ ,  $\text{SiO}_2$ ,  $\text{CaO}$ ,  $\text{FeO}$  et  $\text{MgO}$ , proviennent des alliages d'aluminium requièrent un processus de seconde électrolyse afin d'être convertis en aluminium exploitable [6]. Refaire le processus d'électrolyse pour les convertir en aluminium exploitable s'avère très énergivore, consommant 95 % plus d'énergie que le recyclage, ce qui entraîne une hausse des coûts de production et une empreinte environnementale accrue.

Le deuxième défi concerne la régulation de la température de fusion. La fusion de l'aluminium nécessite une température précise de 750 °C pour garantir une qualité optimale du métal et maximiser le taux de récupération. La détection précise de cette température optimale est rendue complexe par l'impossibilité de mesurer en continu la température du bain de fusion, attribuable à l'utilisation d'un thermocouple manuel et à l'ajout des sous-produits à fondre tout au long du processus. Un excès de chaleur, dépassant la température

de fusion idéale, entraîne une augmentation de l'oxydation du métal en fusion ainsi que la création de scories, ce qui contribue à accroître les pertes de métal et d'énergie [7].

Ces deux problématiques, bien qu'ayant des manifestations distinctes, convergent vers le même axe d'amélioration : limiter le phénomène d'oxydation de l'aluminium afin d'optimiser le rendement, assurer la qualité du produit final et diminuer les coûts énergétiques associés.

## **Objectifs**

Dans le cadre de cette étude, deux objectifs principaux ont été établis, en relation directe avec les problèmes rencontrés dans le processus industriel. Le premier objectif a pour but d'améliorer la protection du bain de fusion afin de réduire l'oxydation de l'aluminium fondu, tandis que le second objectif se focalise sur l'amélioration du contrôle de la température de fusion pour assurer une efficacité énergétique maximale. Dans ce qui suit, les objectifs seront présentés plus en détail

### **Objectif général 1 : Réduire l'oxydation dans le procédé R.A.M.E. à travers l'amélioration de l'injection d'argon**

Ce premier objectif vise à minimiser l'oxydation de l'aluminium en fusion en améliorant la répartition et l'efficacité de l'injection d'argon dans le four industriel. Cela nécessite une meilleure compréhension des phénomènes thermofluides, incluant le transfert de chaleur, l'écoulement des fluides et le transport de masse ainsi qu'une optimisation des paramètres essentiels d'injection.

## **Objectifs spécifiques**

- Concevoir un modèle numérique 3D thermofluides du four industriel afin d'étudier les écoulements d'argon et leur influence sur le bain de fusion.
- Modéliser un mélange binaire air-argon pour analyser le comportement des gaz injectés dans les conditions réalistes d'un environnement chauffé contenant de l'air.

- Améliorer la couverture et la protection du bain par l'étude de l'effet de paramètres d'injection d'argon tels que la position d'injecteur, le débit d'injection et le nombre d'injecteurs.

## **Objectif général 2 : Prédire le moment optimal pour couler en fonction de la masse de matière et de l'énergie électrique fournie au four à induction**

Le deuxième objectif vise à mesurer et à estimer l'énergie nécessaire pour que la température du bain de fusion atteigne la température idéale de coulée afin de prévenir les risques de surchauffe de métal et de minimiser la consommation d'énergie lors du processus de refonte.

### **Objectifs spécifiques**

- Identifier les paramètres qui exercent une influence sur la consommation d'énergie électrique, le temps de fusion, l'ordre de fusion et la masse introduite dans le creuset.

- Développer un modèle statistique qui établit une corrélation entre la consommation d'énergie, les facteurs influents cette consommation et la température du bain de fusion, afin de prédire de manière précise le moment optimal pour réaliser la coulée.

- Intégrer le modèle statistique élaboré dans les systèmes de l'entreprise afin de permettre à l'équipe de production de disposer d'une source fiable et continue pour déterminer le moment optimal de la coulée.

### **Méthodologie de travail**

La méthodologie mise en œuvre dans cette étude a été conçue afin de répondre aux objectifs définis. Cette section présente de façon générale les étapes suivies, les outils utilisés, ainsi que les méthodes spécifiques appliquées. Elle décrit également les étapes d'élaboration d'un modèle numérique pour l'injection de gaz inerte et l'approche de développement d'un modèle statistique permettant de prédire de manière précise le moment optimal de la coulée. Ces deux approches complémentaires visent à proposer des solutions concrètes et adaptées aux besoins industriels identifiés.

## **La méthodologie adoptée pour le développement d'un modèle numérique d'injection d'argon dans le procédé R.A.M.E.**

La phase initiale de cette partie a été consacrée à la création d'un modèle tridimensionnel (3D) du four industriel, en se basant sur les dimensions réelles du four. Cette approche s'est appuyée sur une analyse bibliographique approfondie, menées dans le but d'identifier les modèles mathématiques pertinents à inclure dans les simulations. Cette analyse vise à choisir les équations qui décrivent les phénomènes thermofluides, en tenant compte des interactions complexes entre les gaz injectés et l'environnement chauffé du four. Afin de faciliter la modélisation, les hypothèses simplificatrices suivantes ont été adoptées : l'absence de croûtes de scories métallurgiques à la surface du bain, l'introduction des gaz à travers le couvercle du four, et le maintien de ce dernier fermé pendant toute la durée du processus.

Par la suite, des simulations exploratoires ont été réalisées pour déterminer les paramètres qui influent le plus sur l'efficacité de l'injection de gaz inerte. Ces simulations ont été initiées par une modélisation simplifiée décrivant l'introduction d'air froid dans un environnement d'air chaud. Cette démarche exploratoire a été considérée comme une étape préliminaire essentielle afin d'approfondir la compréhension des dynamiques gazeuses et de déterminer les paramètres essentiels qui impactent la répartition du gaz injecté dans un contexte réaliste, tel qu'un four industriel contenant du gaz chaud.

La méthodologie a par la suite été développée pour modéliser un mélange binaire air-argon, dans le but d'analyser le comportement de l'argon en présence d'air résiduel dans le four. Cette phase permet d'évaluer le mélange des deux gaz dans un environnement réaliste et chauffé, reproduisant fidèlement les conditions opérationnelles du four.

Après avoir effectué ces modèles, une étape visant à la détermination des paramètres d'injection les plus influençants a été initiée. Les variables examinées comprennent le débit d'injection, le calibre des injecteurs, leur emplacement dans le four, ainsi que le nombre d'injecteurs utilisés. Le but a été d'expérimenter diverses configurations et de déterminer celle

qui garantit pour un débit d'argon donné la meilleure couverture du bain de fusion. Cette configuration optimale aura pour effet de réduire au minimum le contact entre l'aluminium en fusion et l'air environnant, ce qui permettra de limiter l'oxydation et les pertes métalliques associées.

### **La méthodologie adoptée pour la prédiction du moment de coulée via l'évolution de la puissance du four à induction**

La démarche pour élaborer le modèle statistique débute par l'acquisition des données nécessaires, incluant celles recueillies sur site lors des stages effectués au sein de l'industrie, ainsi que celles provenant des documents détaillés par les opérateurs durant la phase de refonte. Ces données, qui intègrent à la fois des observations directes et des enregistrements opérationnels, servent à l'élaboration et à la validation du modèle statistique. Une étape essentielle du processus est la validation des données collectées pour garantir leur fiabilité. La validation des données collectées est une étape cruciale du processus visant à assurer leur fiabilité. Ceci englobe la surveillance directe des processus de mesure, tels que la prise de température de la coulée. De surcroît, une attention particulière est accordée à la vérification et au contrôle de qualité des données saisies par les opérateurs, dans le but de prévenir toute incohérence ou erreur présente dans les fichiers.

Une fois que les données ont été validées, elles sont utilisées et soumises à un prétraitement afin de les rendre conformes à la modélisation. Les données, provenant de fichiers Excel non normalisés, ont été extraites à l'aide d'un algorithme Python personnalisé conçu pour gérer de manière rapide et efficace de larges quantités d'informations. Le processus de prétraitement englobe également la détection et l'élimination des valeurs aberrantes pour garantir la cohérence et l'intégrité des données avant toute analyse statistique.

La dernière étape implique la réalisation d'une analyse itérative à l'aide du logiciel Minitab® afin de déterminer les facteurs ayant le plus d'influence sur le processus. Après avoir identifié ces facteurs, un modèle empirique est développé afin de mettre en évidence une corrélation précise entre la consommation d'énergie, les facteurs influents, et la

température cible, laquelle constitue un indicateur clé pour déterminer le moment optimal de la coulée.

Après avoir choisi le modèle optimal, il est mis à l'épreuve en utilisant les fichiers opérationnels de l'industrie afin d'évaluer ses performances. Cette validation a eu pour objectif de s'assurer du bon fonctionnement du modèle dans des conditions réelles et de sa capacité à fournir aux opérateurs une indication fiable du moment optimal pour réaliser la coulée, ce qui permet d'assurer l'efficacité énergétique du processus.

### **Contribution du mémoire**

Ce mémoire a pour objectif de fournir une référence scientifique et technique afin d'assister Lefebvre Industri-Al dans ses démarches d'amélioration continue. Il propose des solutions pratiques pour améliorer le processus de recyclage de l'aluminium, en se basant sur deux contributions majeures. La première consiste en une modélisation de l'injection de gaz inerte dans un four à induction, un domaine encore peu exploré dans la recherche actuelle, visant à réduire l'oxydation et à optimiser l'efficacité du procédé. La deuxième contribution consiste en l'élaboration d'un modèle statistique permettant de contrôler avec précision la température, afin de compenser l'incapacité d'utiliser des instruments de mesure directs, tout en restant facilement exploitable par l'industrie. Ces travaux proposent des outils concrets et opérationnels visant à améliorer la performance et le contrôle du procédé.

### **Structure du mémoire**

Ce mémoire est divisé en trois chapitres principaux, chacun abordant un aspect essentiel du projet, et rédigé dans le but de devenir une référence technique pour l'industrie partenaire et permettant d'optimiser son processus de recyclage.

Le premier chapitre présente une vue d'ensemble de l'industrie de l'aluminium, en mettant l'accent notamment sur le contexte canadien et québécois. Il expose les techniques actuelles de recyclage de l'aluminium, ainsi que la méthode spécifique employée par notre partenaire industriel. Ce chapitre souligne également les défis rencontrés dans le processus

de recyclage de l'aluminium, en particulier ceux liés à l'oxydation du métal pendant la phase de fonte.

Le deuxième chapitre est dédié à l'étude du projet qui vise à minimiser l'oxydation de l'aluminium en fusion en améliorant le processus d'injection de gaz inerte. Ce chapitre débute par une analyse bibliographique approfondie afin d'identifier les équations mathématiques pertinentes à inclure dans le modèle élaboré. Ensuite, la conception et la mise en œuvre du modèle sont détaillées, suivies de l'analyse des résultats de simulation et des conclusions qui en découlent. Cette étude, qui peut être applicable au contexte industriel, offre des suggestions visant à améliorer l'efficacité du procédé R.A.M.E.

Le troisième chapitre détaille le développement d'un modèle statistique visant à prédire le moment idéal pour effectuer la coulée. Ce chapitre expose de manière complète la méthodologie employée pour la collecte et l'analyse des données, le développement des modèles statistiques, ainsi que leur évaluation en termes de performance.

En dernier lieu, le mémoire présente une synthèse des principaux résultats des deux volets du projet. Des suggestions pour des recherches ultérieures sont également proposées en vue d'approfondir et de finaliser les travaux menés.

## RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- [1] Mondolfo, L. F. (2013). *Aluminum alloys: structure and properties*. Elsevier.
- [2] Gökelma, M., Vallejo-Olivares, A., & Tranell, G. (2021). Characteristic properties and recyclability of the aluminium fraction of MSWI bottom ash. *Waste Management*, 130, 65-73
- [3] Liu, G., Bangs, C. E., & Müller, D. B. (2013). Stock dynamics and emission pathways of the global aluminium cycle. *Nature Climate Change*, 3(4), 338-342.
- [4] Kucharikova, L., Tillova, E., & Bokůvka, O. (2016). Recycling and properties of recycled aluminium alloys used in the transportation industry. *Transport problems*, 11(2), 117-122.
- [5] Jeurgens, L. P. H., Sloof, W. G., Tichelaar, F. D., & Mittemeijer, E. J. (2002). Growth kinetics and mechanisms of aluminum-oxide films formed by thermal oxidation of aluminum. *Journal of applied physics*, 92(3), 1649-1656.
- [6] Stojanovic, B., Bukvic, M., & Epler, I. (2018). Application of aluminum and aluminum alloys in engineering.
- [7] Trunov, M. A., Schoenitz, M., & Dreizin, E. L. (2006). Effect of polymorphic phase transformations in alumina layer on ignition of aluminium particles. *Combustion Theory and Modelling*, 10(4), 603-623.

# **CHAPITRE 1**

## **PRINCIPES FONDAMENTAUX DE LA PRODUCTION DE L'ALUMINIUM ET TECHNIQUES DE VALORISATION**

### **1.1 INTRODUCTION**

Ce chapitre présente un aperçu du secteur de l'aluminium au Québec, mettant en lumière sa contribution économique et environnementale significative. Il établit également les fondements nécessaires à la compréhension de l'importance de cette recherche, en soulignant les défis et les opportunités de développement durable propres aux alumineries secondaires qui se consacrent au recyclage des déchets d'aluminium.

### **1.2 L'ALUMINIUM**

#### **1.2.1 Les caractéristiques de l'aluminium**

On peut s'interroger sur les raisons pour lesquelles l'utilisation de l'aluminium devient de plus en plus importante, et la réponse est claire. L'aluminium (Al) est considéré comme un matériau exceptionnel grâce à ses nombreux avantages. Ce dernier possède une masse volumique ( $2,7 \text{ g/cm}^3$ ) d'environ le tiers de celle de l'acier non allié ( $7,86 \text{ g/cm}^3$ ). Cette légèreté présente une solution alternative pour réduire la masse des structures. Conséquemment, environ 36 % d'aluminium produit est utilisé dans le développement des systèmes de transport en Amérique du Nord [1]. Ainsi, certains alliages d'aluminium sont plus résistants et possèdent une limite d'élasticité plus grande que les aciers commerciaux. Néanmoins son module de Young est trois fois plus petit que celui l'acier. En outre, dans des conditions normales de température et d'air ambiant, l'aluminium forme naturellement une couche protectrice d'alumine ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ) de 5 à 10 nm d'épaisseur, limitant ainsi sa corrosion.

Cette stabilité chimique fait de l'aluminium un métal adéquat pour la construction (ex. : toiture, fenêtres, portes, etc.) et la formation des conservateurs d'aliments (ex. : canettes, boîtes, barquettes alimentaires, etc.). D'autres caractéristiques et fonctionnalités permettent aux produits en aluminium de répondre à des exigences plus spécifiques : sa conductivité électrique pour la fabrication des fils et des câbles conducteurs, sa conductivité thermique pour la conception des échangeurs de chaleurs, sa haute réflectivité pour les applications solaire ainsi que sa haute imperméabilité faisant de sorte que 22 % de la production de ce métal sert à la fabrication d'emballages [2].

En plus de toutes les caractéristiques physiques et chimiques illustrées dans le paragraphe ci-dessus, l'avantage majeur de ce métal est sa recyclabilité. En effet, le matériau peut être réutilisé entièrement et à l'infini, en n'utilisant seulement 5 % de l'énergie utilisée pour produire le métal primaire, ce qui diminue davantage l'émission des gaz à effet de serre (CO<sub>2</sub>) [3]. Selon des données récentes, environ 30 % de l'aluminium actuellement produit provient du recyclage, et près de 75 % de l'aluminium fabriqué depuis le début de la production industrielle en 1888 est encore en usage [3].

### **1.2.2 Contribution du Québec dans la production mondiale**

Le Canada occupe la 4<sup>ème</sup> place mondiale des producteurs d'aluminium, dont 90 % de la production est assurée par la province du Québec, avec des exportations de 7,4 milliards de dollars en 2020 [4]. La production d'aluminium est le deuxième secteur économique le plus important au Québec, avec 10 % des exportations provinciales et 5 % des produits manufacturés. Le territoire québécois abrite huit alumineries d'importance, dont celles d'Alcoa, Rio Tinto et Alouette. Ces trois entreprises figurent parmi les plus grandes entreprises mondiales de production d'aluminium. Ces alumineries constituent ensemble 60 % de la production d'aluminium en Amérique du Nord. Bien que massive, la production d'aluminium au Québec est reconnue comme l'une des plus respectueuses de l'environnement à l'échelle mondiale, grâce à une énergie électrique à 99 % issue de sources renouvelables, principalement hydroélectriques [5]. À titre comparatif, la production de

l'aluminium primaire du Québec produit 67 % à 76 % moins de gaz à effet de serre que celui produit au Moyen-Orient ou en Chine [6].

### 1.2.3 Processus de la production primaire d'aluminium

La première étape du procédé de fabrication de l'aluminium est l'extraction de la bauxite dans des mines à ciel ouvert. Il s'agit d'une roche riche en alumine ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ) et en oxyde de fer ( $\text{Fe}_2\text{O}_3$ ). La bauxite broyée est raffinée en alumine par divers procédés chimiques, parmi lesquels le procédé Bayer est le plus largement adopté. Cette transformation s'effectue à travers les réactions chimiques suivantes [7] :



Ces réactions décrivent d'abord la formation de l'aluminate de sodium ( $\text{NaAlO}_2$ ) en solution aqueuse à partir de  $\text{Al}_2\text{O}_3$  et de l'hydroxyde de sodium ( $\text{NaOH}$ ), ensuite, par dilution et abaissement du pH, l'aluminate de sodium subit une hydrolyse, précipitant ainsi l'hydrate d'alumine ( $\text{Al}_2\text{O}_3 \cdot (\text{H}_2\text{O})_3$ ). Enfin, ce dernier est chauffé à  $150^\circ\text{C}$  pour être déshydraté et donner de l'alumine pure.

Par la suite, l'alumine est soumise à un processus d'électrolyse, qui constitue l'étape clé de la production de l'aluminium. Dans un électrolyte, l'alumine est dissoute et électrolysée par un courant continu à une température d'environ  $960^\circ\text{C}$ . La réaction globale simplifiée, qui illustre la résultante de l'ensemble des réactions électrochimiques complexes se produisant dans la cuve d'électrolyse, peut être représentée comme suit :



Ce procédé s'effectue au sein de récipients particuliers nommés cuves, contenant un mélange de cryolite  $\text{Na}_3(\text{AlF}_6)$ , de fluorure d'aluminium  $\text{AlF}_3$ , de fluorure de calcium  $\text{CaF}_2$  et d'alumine. Un courant électrique de forte intensité est utilisé pour induire la décomposition

de l'alumine en aluminium et en CO<sub>2</sub> [7], [8]. Le métal en fusion, à savoir l'aluminium liquide, s'accumule au fond du récipient, puis est extrait par pompage pour être acheminé vers d'autres installations où il sera transformé en lingots ou en billettes. Cette phase de production nécessite une quantité d'énergie électrique particulièrement importante, ce qui place la production d'aluminium parmi les industries les plus consommatrices d'énergie.

#### **1.2.4 Répercussions environnementales des alumineries**

Comme discuté auparavant, la fabrication de l'aluminium requiert une quantité considérable d'énergie, principalement au cours de l'étape de l'électrolyse de l'alumine, ce qui représente un défi environnemental majeur en raison des émissions significatives de gaz à effet de serre liées à l'utilisation d'électricité conventionnelle. En outre, tout au long du processus de production, de la purification de l'alumine à la création d'alliages et de produits semi-finis, une variété de déchets est générée. Parmi eux, les boues rouges issues du raffinage de la bauxite sont particulièrement toxiques et posent des risques pour l'écosystème [9]. D'autres déchets, provenant des processus d'électrolyse et de la fabrication des alliages, contiennent d'importantes quantités d'aluminium récupérable.

### **1.3 RECYCLAGE DES RÉSIDUS D'ALUMINERIES**

#### **1.3.1 Catégories des déchets d'aluminium issus de la première fusion**

En Amérique du Nord, la production de scories qui sont des résidus solides formés lors de la fusion d'aluminium, composés principalement d'oxydes et d'impuretés, représente actuellement 12 % de la production mondiale et est prévue de croître à un rythme annuel de 3 à 4 % [10]. La production et la composition des déchets industriels générés sont étroitement liées à la quantité de production annuelle de l'industrie ainsi qu'à la nature du produit final. Les déchets provenant de la production d'aluminium sont triés en fonction de leur concentration en aluminium. Trois principales catégories de contaminants sont identifiées : l'écume blanche, l'écume noire et les gâteaux de sel, comme illustré dans le tableau 1. Ces

impuretés sont issues à la fois de sources primaires, telles que les lingots d'aluminium, et de sources secondaires, telles que les alliages d'aluminium recyclés ou les ferrailles [11].

Tableau 1

Classes des déchets d'aluminium

Déchets	Teneur en aluminium (%)
Écume blanche	50-70
Écume noire	30-50
Gâteaux de sel	5-10

### 1.3.2 Contribution économique et environnementale du processus de récupération

La récupération et la valorisation des déchets présentés dans le tableau 1 offrent plusieurs opportunités et avantages comme illustrés dans la figure 1. La récupération de l'aluminium permet de réduire la dépendance aux matières premières vierges et de minimiser l'impact environnemental de sa production. À titre indicatif, recycler seulement 1 kg de ces déchets permet d'économiser environ 4 kg de bauxite, 2 kg de produits chimiques, et 7,5 kWh d'électricité. Ces chiffres illustrent l'importance d'intégrer le recyclage pour une gestion plus durable et efficace des ressources [12] - [14].

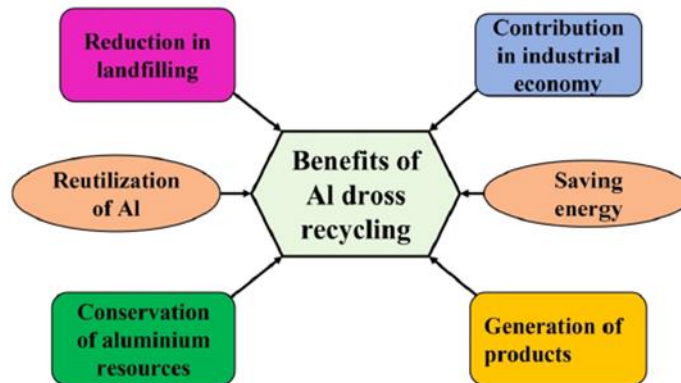


Figure 1. Les avantages de recyclage des déchets d'aluminerie primaire [16]

En Amérique du Nord, il faut environ 138 GJ pour produire une tonne d'aluminium primaire, dont plus de 50 % proviennent de sources d'énergie non renouvelables [15]. Le recyclage de l'aluminium, quant à lui, ne consomme que 5 % de l'énergie initiale. Le processus permet d'économiser 95 % de l'énergie nécessaire à la production primaire tout en réduisant les déchets et en préservant les ressources naturelles limitées. Ces avantages font du recyclage de l'aluminium un pilier important dans la transition vers une économie circulaire et durable.

À l'origine, les alumineries se contentaient de décharger les sous-produits de la production primaire, une pratique désormais considérée comme dangereuse compte tenu des exigences de durabilité. Consciente de ces préoccupations environnementales, l'industrie de la production d'aluminium s'oriente désormais vers le traitement et le recyclage de chaque sous-produit en développant des technologies adaptées aux caractéristiques spécifiques de ces déchets. L'évolution des normes environnementales et des objectifs de développement durable dans l'industrie de l'aluminium devrait favoriser des avancées technologiques dans la gestion des scories et des résidus.

### 1.3.3 Les technologies de recyclage d'aluminium

Le recyclage des déchets solides provenant des fonderies d'aluminium primaire a entraîné l'émergence de différentes technologies visant à gérer et à réutiliser de manière efficiente ces matériaux. Cette procédure, communément appelée production secondaire d'aluminium, peut être effectuée selon diverses méthodes. Les méthodes de recyclage pyrométallurgiques et hydrométallurgiques offrent toutes deux un taux de récupération élevé des matériaux. Cependant, les procédés pyrométallurgiques se distinguent par leur efficacité accrue dans la récupération des métaux. Lorsque la teneur en métaux dans les résidus est réduite, les techniques hydrométallurgiques et hydrothermales sont généralement préférées, car elles offrent la possibilité de convertir les déchets en produits précieux. Néanmoins, en raison de la variété des méthodes disponibles, cette partie se concentrera sur quelques procédés pyrométallurgiques particulières [17]. Il y a principalement deux méthodes de pyrométallurgies utilisées pour le recyclage des déchets d'aluminium : le four à sel rotatif (RSF) et la technologie sans sel (SFT).

#### 1.3.3.1 Four à Sel Rotatif (RSF)

Les fours rotatifs à sel opèrent en incorporant des fondants à base de sel, comme le chlorure de sodium (NaCl) et le chlorure de potassium (KCl), qui sont mélangés aux scories et aux déchets d'aluminium afin de favoriser l'extraction du métal [11]. Ces agents protecteurs sont utilisés pour prévenir l'oxydation du métal, favoriser l'agglomération métallique et, par conséquent, accroître le taux de récupération [17]. Néanmoins, l'incorporation de sel comporte des désavantages, tels qu'une augmentation des coûts et des répercussions environnementales défavorables liées aux ions comme les chlorures et les fluorures contenus dans les scories produites [18]. En outre, l'augmentation de la viscosité des scories peut entraîner la capture de particules fines d'aluminium, ce qui a pour conséquence de diminuer l'efficacité du processus [19]. En réponse à ces défis, des technologies exemptes de sel ont été mises au point afin de réduire la perte de métal et la formation de sous-produits, ce qui rend le processus plus économique et plus respectueux de l'environnement.

#### 1.3.3.2 Technologies sans sel

Les technologies contemporaines de traitement des résidus d'aluminium sans l'adjonction de sel, comme le procédé traitement des scories dans un four à arc rotatif DROSCAR d'Hydro-Québec, le procédé de recyclage d'aluminium ALUREC et le procédé économique de traitement des scories ECOCENT, ont été conçues dans le but d'optimiser le taux de récupération du métal tout en réduisant au maximum l'empreinte environnementale. Le processus DROSCAR repose sur l'utilisation d'un four rotatif chauffé par un arc électrique généré entre deux électrodes en graphite, ce qui favorise une récupération optimale du métal grâce à une haute température et à un mouvement de mélange mécanique [15]-[20]. Le procédé ALUREC, quant à lui, emploie un brûleur à oxymazout afin de chauffer rapidement le four, ce qui permet de minimiser l'oxydation de l'aluminium sans recourir à des flux de sel [15]-[20]. En dernier lieu, il convient de noter que le procédé ECOCENT se caractérise par le recours à la centrifugation afin d'opérer une séparation rapide de l'aluminium et des impuretés à la suite de la fusion, ce qui permet d'éviter les pertes de chaleur [20]. Ces technologies, malgré leur consommation énergétique plus élevée par rapport aux fours à sel rotatif (RSF), présentent des avantages notables tels qu'un taux élevé de récupération de métal, une diminution des émissions de gaz à effet de serre et la génération de coproduits non métalliques respectueux de l'environnement. Par conséquent, les technologies sans sel (SFT) sont nettement plus rentables que les technologies à résidu de sel (RSF).

#### 1.3.3.3 Le procédé de Recyclage d'Aluminium en Mode Écoresponsable (R.A.M.E.)

Dans le contexte du développement de technologies de recyclage efficaces et à faible impact environnemental, Lefebvre Industri-Al, une entreprise de Baie-Comeau spécialisée dans la récupération de sous-produits d'aluminium, a mis au point une nouvelle technologie appelée R.A.M.E. (Recyclage d'Aluminium en Mode Écoresponsable). Cette technologie innovante utilise un four à induction pour séparer l'aluminium des oxydes et autres impuretés, sans recourir à des combustibles fossiles et sans ajouter de sels contaminants au processus [21]. Contrairement à d'autres méthodes de récupération des sous-produits d'aluminium dans l'industrie, la technologie R.A.M.E. se distingue par son approche

écoresponsable, minimisant ainsi l'impact environnemental tout en maximisant l'efficacité de la récupération [21].

*a. DESCRIPTION DU PROCÉDÉ*

La gestion des déchets d'alliages et d'aluminerie primaire chez Lefebvre Industri-Al par le procédé R.A.M.E. est organisée en trois étapes consécutives. La phase initiale, dédiée à la sélection, classe les matériaux en fonction de leur composition et de leur taille. Les morceaux de grande taille sont diminués à une dimension appropriée à l'aide d'appareils spécialisés, puis un processus de tamisage en plusieurs étapes est réalisé. Certains résidus non recyclables, notamment ceux contenant une forte teneur en carbone, sont restitués directement au client après la phase de tri, tandis que d'autres sont acheminés vers les étapes suivantes du processus. La phase suivante, le préchauffage, vise à éliminer toute humidité restante des matériaux en les soumettant à une température contrôlée de 100 °C, surveillée par des thermocouples, puis en les laissant reposer thermiquement. Cette phase revêt une importance capitale afin de prévenir tout risque d'éclaboussures ou d'explosions lors du processus de fusion. La phase de fusion, quant à elle, est effectuée au sein d'un four à induction, dans une atmosphère d'argon, en veillant à ce que les opérateurs contrôlent rigoureusement les paramètres de fonctionnement. À la suite de sa fusion, l'aluminium liquide est versé dans des lingots qui sont ensuite refroidis et transporté à l'usine d'aluminium primaire.

*b. DÉFIS LIÉS AU PROCÉDÉ R.A.M.E.*

Le four à induction requiert des améliorations de ses conditions opérationnelles afin d'assurer une efficacité optimale du procédé de recyclage des sous-produits. L'un des principaux défis de l'industrie réside dans le phénomène d'oxydation de l'aluminium à des températures élevées (plus de 700 °C), provoquant la production d'alumine qui doit ensuite subir un processus de réduction par électrolyse afin d'être régénérée en aluminium. Cette réaction d'oxydation, qui se produit pendant le processus de fusion des sous-produits, constitue un enjeu majeur en termes de préservation du bain d'aluminium. Afin de restreindre ce phénomène d'oxydation, deux approches préventives sont fréquemment mises en œuvre :

(1) le contrôle précis de la température du métal en fusion et (2) l'introduction de gaz inertes pour minimiser l'exposition à l'oxygène. Néanmoins, au sein de l'entreprise Lefebvre Industri-Al, la mise en œuvre de ces approches pour leur récent processus respectueux de l'environnement requiert certaines améliorations, telles que le développement d'un outil généralisé pour mesurer la température en continu dans le four et la détermination des paramètres d'injection de gaz assurant une couverture maximale du bain de fusion.

## **1.4 L'OXYDATION D'ALUMINIUM**

Il s'agit d'un phénomène naturel qui survient lors de l'exposition de l'aluminium à l'air, entraînant la formation d'une couche d'oxyde à sa surface. Cette réaction d'oxydation pourrait potentiellement influencer les caractéristiques et la qualité de l'aluminium, ce qui est en fait un sujet important dans le domaine de la métallurgie. Cette section est dédiée à la présentation des éléments fondamentaux de l'oxydation de l'aluminium et de ses impacts dans le domaine industriel.

### **1.4.1 Le phénomène d'oxydation**

L'oxydation de l'aluminium est un phénomène complexe qui est soumis à l'influence de la température et de l'exposition à l'oxygène atmosphérique. Même à la température ambiante, en présence d'air, l'aluminium pur réagit quasi instantanément pour former une couche d'oxyde d'aluminium ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ) par cette réaction exothermique [20] :



Cette couche formée initialement joue le rôle d'une barrière protectrice contre la corrosion. Cependant, l'étendue et les propriétés de l'oxydation connaissent des changements significatifs en fonction des variations de température [22].

À température ambiante, cette couche est essentiellement constituée d'oxyde amorphe, présentant un faible degré d'oxydation. Ce faible taux de réaction s'explique par un

mécanisme contrôlé par diffusion, dans lequel la vitesse de réaction est restreinte par la capacité de diffusion de l'oxygène à travers la couche d'oxyde pour interagir avec l'aluminium sous-jacent. Lorsqu'il y a une augmentation de la température, notamment lors des opérations métallurgiques, la composition de cette couche d'oxyde subit des modifications importantes. La transformation de la couche d'oxyde se produit de manière progressive, passant d'une structure amorphe à une structure gamma, pour finalement aboutir à la formation d'alumine alpha avec l'augmentation de la température comme le montre la figure 2. Chaque modification s'accompagne d'une augmentation de la densité d'oxyde produit, ce qui peut provoquer l'apparition de fissures dans la couche d'oxyde. Ces fissures favorisent l'augmentation du taux d'oxydation en facilitant la diffusion accrue de l'oxygène à travers la surface de l'aluminium [23].

La compréhension de ces mécanismes permet d'anticiper et de gérer de manière plus efficace l'oxydation de l'aluminium lors de sa refonte, ce qui permet de réduire les pertes de métaux et d'améliorer l'efficacité des processus de recyclage. Dans cette optique, il est essentiel de contrôler la température de coulée, comme le vise l'étude statistique, afin d'éviter le surchauffage responsable de l'oxydation, et de réduire le contact du métal liquide avec l'air, ce qui est pris en compte dans le modèle numérique d'injection d'argon développé dans cette étude.

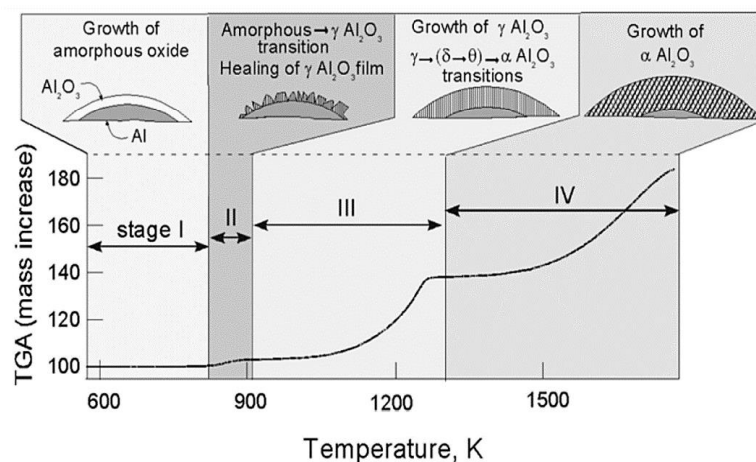


Figure 2. Évolution de l'oxyde d'aluminium pur [23]

#### **1.4.2 Les facteurs influençant l'oxydation d'aluminium**

Même si la température joue un rôle prépondérant dans le processus d'oxydation, d'autres facteurs tels que la qualité du métal, la surface de contact, la présence d'impuretés et la durée d'exposition exercent également une influence significative sur l'ampleur et la vitesse de ce phénomène. L'augmentation de la température de fusion semble favoriser le processus d'oxydation, comme le démontrent les recherches de Hinton [24] et Bahk [25], mettant en évidence une augmentation notable de l'épaisseur de la couche d'oxyde à des températures dépassant 700 °C. Il est observé que l'aluminium de haute pureté présente une moindre sensibilité à l'oxydation, ce qui laisse supposer que les impuretés présentes dans le métal pourraient jouer un rôle de catalyseur dans le processus d'oxydation. Par ailleurs, il convient de souligner l'importance de la surface de contact avec l'air, car une plus grande surface expose le métal à une plus grande quantité d'oxygène, favorisant ainsi le processus d'oxydation. Finalement, la période d'exposition de l'aluminium à l'air joue un rôle clé : une exposition prolongée favorise le développement de l'oxydation [23]. Il est impératif de prendre en considération ces facteurs afin d'optimiser le processus de traitement et de recyclage des déchets d'aluminium, ce qui permettrait de minimiser les pertes de métal et d'améliorer l'efficacité des opérations industrielles.

#### **1.4.3 Les techniques de prévention et de contrôle d'oxydation**

Pour préserver la qualité de l'aluminium fondu, il est nécessaire de mettre en œuvre différentes techniques spécifiques visant à lutter contre son oxydation. L'une des approches les plus couramment utilisées consiste à recourir à des flux de sels de couverture, tels que des mélanges de NaCl et KCl auxquels de faibles quantités de fluorures sont ajoutées. Ces sels, une fois incorporés pendant la fusion, se positionnent à la surface de l'aluminium en fusion en raison de leur moindre densité, créant ainsi une couche protectrice efficace contre l'oxydation. Afin de prévenir les réactions chimiques non désirables entre le métal et le sel, seuls les chlorures plus stables que le chlorure d'aluminium ( $\text{AlCl}_3$ ), tels que le chlorure de sodium (NaCl), le chlorure de potassium (KCl), le chlorure de calcium ( $\text{CaCl}_2$ ) et le chlorure

de magnésium ( $\text{MgCl}_2$ ), sont employés. Cette solution se distingue par son efficacité et son caractère économique, ce qui en fait une option privilégiée dans le secteur industriel [26].

De plus, l'emploi de gaz inertes constitue une méthode efficace afin de limiter l'oxydation de l'aluminium en fusion [27]. Cette méthode engendre une atmosphère inerte qui limite la réaction de l'oxygène de l'air avec l'aluminium, assurant ainsi une protection significative contre l'oxydation sans recourir à une quantité excessive de sels. Par ailleurs, un contrôle précis de la température représente une méthode essentielle afin d'optimiser le procédé de fusion à grande échelle dans le domaine industriel. L'étude réalisée par Apparut., M. et al [28] a démontré de quelle manière la prédiction précise de la température dans les fours à arc électrique peut considérablement optimiser l'efficacité du processus de fusion et réduire les pertes de métal causées par l'oxydation [28]. Ces deux approches, bien qu'elles soient différentes, contribuent toutes les deux à améliorer la gestion et l'efficacité des opérations de fusion de l'aluminium.

## **1.5 SYNTHÈSE DU CHAPITRE**

En résumé, ce chapitre a présenté un aperçu général du domaine du recyclage de l'aluminium ainsi que du procédé actuellement mis en œuvre par notre partenaire industriel. Il a également exposé le cadre global de ce recyclage et mis en évidence les principaux défis liés à l'amélioration du processus R.A.M.E., notamment la protection du bain métallique contre l'oxydation par injection de gaz inerte et le contrôle précis de la température de fusion. L'analyse de ces aspects contribue à une meilleure compréhension des enjeux technologiques et industriels qui orientent les améliorations proposées dans les chapitres suivants.

## RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- [1] Bureau, J., & Duval, M. (2017, décembre 7). Recyclage. Présentation au Centre d'expertise et d'innovation sur l'aluminium, AluQuébec.
- [2] Green, J. A. S. (2007). Aluminum recycling and processing for energy conservation and sustainability. ASM International.
- [3] Levée, V. (2016). Aluminium 101. Magazine FORMES, 12(2), 28-33.
- [4] Gouvernement du Québec. (N.d.). Stratégie québécoise de développement de l'aluminium. Consulté le 20 novembre 2023, sur <https://www.quebec.ca/strategie-quebecoise-de-developpement-de-laluminium>
- [5] Hydro-Québec. (N.d.). Québec hydropower: clean, renewable and low in GHG emissions. Consulté le 20 novembre 2023, sur <https://www.hydroquebec.com/about/our-energy.html>
- [6] AlCircle. (2022). Aluminium dross processing : A global review. Consulté sur <https://www.alcircle.com>
- [7] Cassayre, L. (2006). Production d'aluminium par électrolyse. Revue de l'électricité et de l'électronique et des technologies de l'information et de la communication, 1, 89-96.
- [8] Thonstad, J., Fellner, P., Haarberg, G. M., Hives, J., Kvande, H., & Sterten, A. (2001). Aluminium electrolysis: Fundamentals of the Hall-Héroult process (3rd ed.). Düsseldorf, Germany: Aluminium-Verlag.
- [9] Tsakiridis, P. E. (2012). Aluminium salt slag characterization and utilization—A review. Journal of hazardous materials, 217, 1-10.
- [10] Investissement Québec International. (N.d.). L'aluminium le plus vert au monde. Consulté le 15 décembre sur <https://www.investquebec.com/international/fr/secteurs-activite-economique/aluminium/L-aluminium-le-plus-vert-au-monde.html>
- [11] Meshram, A., Jha, R., & Varghese, S. (2021). Towards recycling: Understanding the modern approach to recover waste aluminium dross. Materials Today: Proceedings, 46, 1487-1491.
- [12] Azom, K. (2002). Aluminum dross recycling: a new technology for recycling aluminum waste products. AZ Mat, 24, 346-353.

- [13] Hu, Y., & Bakker, M. C. M. (2015). Recovery of Aluminum Residue from Incineration of Cans in Municipal Solid Waste. *Journal of Residuals Science & Technology*, 12(3).
- [14] Shinzato, M. C., & Hypolito, R. (2005). Solid waste from aluminum recycling process: characterization and reuse of its economically valuable constituents. *Waste management*, 25(1), 37-46.
- [15] Bureau, J., & Duval, M. (2017, décembre 7). Recyclage. Présentation au Centre d'expertise et d'innovation sur l'aluminium, AluQuébec.
- [16] Srivastava, A., & Meshram, A. (2023). On trending technologies of aluminium dross recycling: A review. *Process Safety and Environmental Protection*, 171, 38–54.
- [17] Lavoie, S., & Dube, G. (1991). A salt-free treatment of aluminum dross using plasma heating. *Proceedings of the TMS Annual Meeting. The Minerals, Metals & Materials Society*.
- [18] Besson, S., Pichat, A., Xolin, E., Chartrand, P., & Friedrich, B. (2011, juin). Amélioration de la coalescence dans le recyclage de l'aluminium par optimisation du sel. Dans *Actes de la Conférence métallurgique européenne* (pp. 26–29), Düsseldorf, Allemagne.
- [19] Ünlü, N., & Drouet, M. G. (2002). Comparison of salt-free aluminum dross treatment. *Hydro-Québec Technical Report*.
- [20] Smith, N. (2019). *Methods of oxidation inhibition for Al-Mg Alloys*. NTNU.
- [21] Lefebvre Industri-Al. (N.d.). Lefebvre Industri-Al. Consulté le 19 novembre 2024, sur <https://www.lefebvre-al.com/>
- [22] Milani, V., & Timelli, G. (2023). Solid salt fluxes for molten aluminum processing a review. *Metals*, 13(5), 832.
- [23] Trunov, M. A., Schoenitz, M., & Dreizin, E. L. (2006). Effect of polymorphic phase transformations in alumina layer on ignition of aluminium particles. *Combustion Theory and Modelling*, 10(4), 603-623.
- [24] Hinton, E. M. (2016). *The oxidation of liquid aluminium and the potential for oxides in grain refinement of aluminium alloys* (Doctoral dissertation, University of Birmingham).
- [25] Bahk, S., Chavez, D., Emery, B., Wilson, B., & Stoltzfus, J. (1993). Protecting aluminum alloy from particle-impact ignition with an Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> film. *International Journal of Impact Engineering*, 14(1-4), 61-71.

- [26] Tabereaux, A. T., & Peterson, R. D. (2014). Treatise on Process Metallurgy Volume 3: Industrial Processes. Amsterdam, The Netherlands: Elsevier Ltd, 839-917.
- [27] Dispinar, D., & Campbell, J. (2007). Effect of casting conditions on aluminium metal quality. Journal of materials processing technology, 182(1-3), 405-410.
- [28] Parrat, M., Monti, F & Ibarra, J. (2021). AI Application to Melting Temperature Prediction in an Electric Arc Furnace. Iron & Steel Technology, 58-64.

## **CHAPITRE 2**

### **RÉDUCTION DE L'OXYDATION DANS LE PROCÉDÉ R.A.M.E. : AMÉLIORATION DU PROCESSUS D'INJECTION D'ARGON**

#### **2.1 INTRODUCTION**

Dans le cadre d'amélioration du procédé R.A.M.E., la réduction de l'oxydation représente un enjeu majeur pour améliorer la qualité du matériau récupéré et réduire les pertes métalliques. L'une des stratégies mises en œuvre par Industri-Al consiste en l'injection de l'argon, un gaz inerte, dans le but de générer une atmosphère protectrice au sein du four qui était initialement rempli d'air. Ce chapitre propose une analyse détaillée réalisée dans le but d'optimiser ce procédé, en examinant divers paramètres susceptibles d'influencer l'efficacité de la couverture gazeuse.

Dans un premier temps, une analyse approfondie de la littérature a été effectuée dans le but d'identifier les phénomènes physiques impliqués lors de l'injection d'argon dans un four industriel. Cette analyse a permis de développer le modèle mathématique approprié pour simuler le comportement thermofluides du gaz injecté ainsi que son interaction avec l'air initialement contenu dans le four. En conséquence, un modèle numérique 3D représentatif de cette interaction entre les deux gaz dans une géométrie simplifiée du four industriel a été élaboré. Ce modèle a permis d'analyser l'impact de divers paramètres, tels que la position et le nombre d'injecteurs d'argon, ainsi que le débit d'injection, sur l'efficacité de la couverture protectrice assurée par ce gaz.

Avec une série de simulations numériques, différentes configurations du four industriel ont été examinées en ayant comme objectif de maximiser la couverture de protection contre l'oxydation. L'objectif final consistait à identifier la meilleure configuration garantissant une

répartition homogène et saturée en argon tout en minimisant les zones où l'air reste en contact avec le bain métallique. Les résultats obtenus ont souligné les conditions optimales d'injection susceptibles d'améliorer de manière significative l'efficacité du procédé R.A.M.E., tout en ouvrant la voie à des avancées industrielles en matière de contrôle de l'atmosphère de fusion et de diminution des pertes métalliques.

## **2.2 REVUE DE LITTÉRATURE**

### **2.2.1 Objectifs**

La modélisation d'un mélange binaire gazeux dans un four à induction, comme l'injection d'argon dans un four contenant de l'air, a été peu abordée dans la littérature. Cela a conduit à la réalisation d'une revue de littérature approfondie portant sur des systèmes de mélanges gazeux destinés à d'autres types d'applications. Cette revue a permis de reprendre les bases théoriques sur la diffusion et la convection dans les mélanges gazeux, afin de développer un modèle mathématique permettant de décrire les phénomènes de transport lors de l'injection de l'argon dans le four industriel initialement rempli en air.

### **2.2.2 Pertinences de modélisations des mélanges gazeux**

Dans de nombreux procédés métallurgiques, la protection par des gaz inertes, comme l'argon, est essentielle afin d'éviter l'oxydation, d'améliorer la qualité des matériaux à récupérer et de diminuer les pertes de métal. Ces gaz sont introduits dans le but de neutraliser l'atmosphère réactive, en limitant le contact entre le métal fondu et l'air, ce qui permet l'élimination de l'oxygène résiduel. Ainsi, la modélisation des mélanges gazeux s'avère un élément essentiel dans le processus de fusion de l'aluminium dans un four à induction, car elle permet de mieux comprendre la dynamique de déplacement de l'air par l'argon. Ce type de modélisation est utile pour identifier les paramètres clés liés à l'injection de l'argon, tels que la position et le nombre d'injecteurs, le débit, la durée et la température d'injection, dans le but de maximiser l'efficacité de la protection contre l'oxydation. Cela permet d'identifier

les paramètres optimaux assurant une couverture maximale du métal en fusion, tout en optimisant la consommation d'argon.

### **2.2.3 Revue des travaux antérieurs**

Dans cette section, les différents modèles mathématiques ayant été utilisés dans des études antérieures pour analyser des mélanges gazeux seront présentés. Les approches méthodologiques adoptées dans des travaux similaires à notre étude seront examinées, en mettant en lumière les avantages ainsi que les limites propres à chaque modèle. Cette analyse permettra d'établir une base théorique rigoureuse sur laquelle pourra être fondée la méthodologie du présent travail, tout en mettant en évidence les leviers d'optimisation possibles du modèle développé.

#### **2.2.3.1 Cas des gaz multicomposants à haute température**

Dans le cadre des mélanges gazeux à haute température, les modèles de Fick classiques sont souvent jugés insuffisants pour décrire avec précision les phénomènes de diffusion, notamment en raison de leur incapacité à garantir la conservation autoconsistante de la masse dans des systèmes complexes [1]. Pour pallier ces limites, des modèles plus avancés ont été développés, tels que le modèle de diffusion binaire effectif autoconsistant (SCEBD) et le modèle de Stefan-Maxwell [2], [3]. Ces derniers sont particulièrement recommandés dans les cas où les gradients de température et les interactions moléculaires sont significatifs, comme dans les milieux à haute température. Le modèle SCEBD permet de respecter la condition de conservation de la masse en considérant les interactions de collisions entre espèces, tandis que le modèle de Stefan-Maxwell est reconnu pour sa précision dans la description des flux molaires dans les mélanges multicomposants. Ces deux approches, bien que plus exigeantes en ressources computationnelles, permettent d'obtenir des prédictions fiables dans des environnements complexes [2], [3]. Par exemple, Tian et al [2] ont démontré que le modèle SCEBD était plus approprié que la loi de Fick pour des gaz monoatomiques comme l'argon, notamment à cause de l'absence d'énergie vibratoire dans ces atomes.

#### 2.2.3.2 Cas de mélanges de trois gaz dans un processus de dépôt chimique en phase vapeur

Pour les mélanges ternaires, des approches numériques ont été utilisées afin de simuler la dynamique des espèces dans des environnements industriels. Castellanos et al. [4] ont modélisé la synthèse de nanofibres de carbone par dépôt chimique en phase vapeur (CVD), impliquant un mélange de trois gaz : l'éthylène ( $C_2H_4$ ), l'azote ( $N_2$ ) et l'hydrogène ( $H_2$ ). Leur étude repose sur l'utilisation du logiciel COMSOL Multiphysics®, où l'équation complète de Navier-Stokes a été résolue dans un cadre 2D. Le transport des espèces a été traité à l'aide de la loi de Fick. Bien que cette approche ait permis de visualiser la distribution des concentrations et les variations thermodynamiques dans le réacteur, elle a reposé sur l'hypothèse d'un milieu isotrope et de comportements moléculaires idéaux. Or, dans les systèmes industriels, ces hypothèses sont souvent invalidées par la présence d'interactions chimiques complexes et d'anisotropies du milieu. Ainsi, bien que les résultats aient démontré l'impact de la composition du mélange sur ses propriétés, l'utilisation exclusive de la loi de Fick dans ces conditions a limité la précision du modèle.

#### 2.2.3.3 Cas des gaz lourds (Ar-CO<sub>2</sub>) dans un mélange gazeux tétracomposant

Fedorenko et al. [5] ont étudié un mélange tétracomposant comprenant l'argon et le dioxyde de carbone, en combinant l'équation complète de Navier-Stokes avec le modèle de turbulence k-ε. Cette approche a permis de modéliser les phénomènes de diffusion moléculaire, de convection, ainsi que de diffusion turbulente, dans le cadre de transferts de masse à haute température. Les simulations ont été réalisées via le module Flow Simulation de SolidWorks. Toutefois, la complexité computationnelle de ce type de modélisation, ajoutée à la sensibilité du modèle aux paramètres initiaux, a représenté un défi majeur, car elle nécessite un maillage fin, des ressources de calcul importantes, et une précision élevée dans la définition des conditions aux limites.

#### 2.2.3.4 Cas des mélanges binaires

Les recherches antérieures sur les mélanges binaires de gaz se sont majoritairement focalisées sur des régimes dits raréfiés, dans lesquels le nombre de Knudsen qui compare la distance moyenne entre deux collisions de molécules à la taille du système est élevé. Cela signifie que la distance moyenne entre deux collisions moléculaires est comparable, voire supérieure, à la taille du système, rendant les hypothèses de continuité des équations de Navier-Stokes inapplicables. Dans ce contexte, des modèles cinétiques, comme l'équation de Boltzmann ou la méthode de simulation Monte-Carlo directe (DSMC), sont préférés. Ces modèles permettent de simuler le comportement individuel des particules, et donc de capturer les effets liés à l'absence d'équilibre thermodynamique. Des études ont démontré l'efficacité de ces approches pour modéliser, par exemple, l'écoulement de mélanges gazeux à travers des orifices en milieu sous vide [6]-[8].

#### 2.2.4 Synthèse de la revue

Les travaux examinés ont montré que la modélisation des mélanges gazeux dépend fortement des phénomènes physiques présents dans le système. Pour les mélanges dilués en régime statique, les modèles de diffusion les plus simples, comme la loi de Fick, sont généralement suffisants. En revanche, lorsque les interactions interespèces deviennent significatives, notamment dans les mélanges multicomposants, des modèles plus complexes tels que ceux de Maxwell-Stefan ou SCEBD s'avèrent nécessaires. En présence de convection forcée, le transport du fluide impose le couplage de ces modèles avec l'équation de quantité de mouvement afin de représenter fidèlement le comportement global du mélange. Lorsqu'un gradient de température est également présent, on entre dans le cadre d'un écoulement non isotherme, où le transfert de chaleur devient non négligeable. Dans ce cas, l'intégration de l'équation d'énergie est indispensable pour modéliser correctement les effets thermiques sur la dynamique du système.

## **2.3 DÉVELOPPEMENT ET MISE EN ŒUVRE DU MODÈLE CFD**

### **2.3.1 Introduction**

Cette section présente la modélisation de la dynamique d'un mélange binaire de gaz, en l'occurrence l'air et l'argon, dans un four industriel semi-fermé et soumis à de hautes températures. Ce travail vise à mieux comprendre le comportement de l'argon, injecté comme gaz inerte, lorsqu'il se propage dans un environnement rempli d'air chaud. L'objectif principal est d'optimiser les paramètres d'injection, notamment le débit, la position et le nombre d'injecteurs afin d'assurer une protection homogène et efficace du bain de métal en fusion, et ainsi limiter l'oxydation provoquée par la présence d'oxygène dans l'air.

Pour modéliser ce phénomène, trois processus physiques étroitement liés sont pris en compte : l'écoulement du fluide, qui décrit le mouvement du mélange gazeux sous l'effet de la convection ; le transfert de chaleur, influencé par les hautes températures dans le four ; et le transport de masse, qui permet de suivre la diffusion des deux gaz et leurs interactions. L'intégration conjointe de ces phénomènes permet une représentation réaliste de la dynamique du mélange air-argon.

Afin d'atteindre cet objectif, la version 6.2 du logiciel COMSOL Multiphysics®, basé sur la méthode des éléments finis (FEM), a été utilisée. Ce logiciel permet la modélisation de phénomènes couplés dans des systèmes complexes. Le couplage entre les trois phénomènes physiques mentionnés a ainsi pu être établi. La modélisation s'appuie sur une représentation simplifiée, mais fidèle des paramètres industriels, incluant les dimensions du four, la température interne, la température du gaz injecté, ainsi que les interactions entre l'air et l'argon.

Dans un premier temps, des simulations préliminaires ont été réalisées pour ajuster les paramètres numériques et mieux comprendre les phénomènes dominants. Ces simulations ont porté sur l'introduction d'un jet d'air froid dans un four rempli d'air chaud. Bien que le mélange air-argon ne soit pas encore pris en compte à ce stade, les phénomènes physiques restent similaires à ceux observés en situation réelle. La littérature en transfert de chaleur indique que les propriétés thermophysiques des gaz nobles et de l'air évoluent de manière comparable avec

la température [9]. Comme le montre le tableau 2, à 750 °C par exemple, l'air et l'argon présentent des propriétés du même ordre de grandeur, avec des écarts devenant négligeables.

Tableau 2

Propriétés thermophysiques de l'air et de l'argon en fonction à 750 °C et 1 atm [10]

Propriété	Argon	Air
Densité (kg/m <sup>3</sup> )	0,58	0,35
Conductivité thermique (W/m. K)	0,045	0,036
Viscosité dynamique (Pa.s)	$3,3 \times 10^{-5}$	$3,6 \times 10^{-5}$
Diffusivité thermique (m <sup>2</sup> /s)	$2,6 \times 10^{-5}$	$2,8 \times 10^{-5}$
Chaleur spécifique (J/kg. K)	520	1030

L'étude exploratoire simplifiée qui a été réalisée en amont de l'intégration du mélange air-argon a permis de combiner les modèles d'écoulement et de transfert de chaleur et d'analyser l'effet de divers paramètres tels que la densité du maillage, les conditions aux limites, la vitesse d'injection, le diamètre de l'injecteur, le débit, la position et le nombre d'injecteurs. Cette première approche avec un modèle simplifié et des temps de calcul réduits a donné l'occasion d'identifier les paramètres les plus critiques. Après cette première étape, le transport d'espèces concentrées a été inclus dans le modèle afin d'analyser la couverture du bain de fusion lors de l'injection d'argon dans le four initialement rempli d'air chaud. Cette deuxième phase a permis d'optimiser les paramètres d'injection, assurant ainsi une répartition homogène et performante du gaz à l'intérieur du four, et de produire des résultats exploitables pour de futures applications industrielles. Le diagramme de la figure 3 récapitule la méthodologie adoptée dans cette étude :

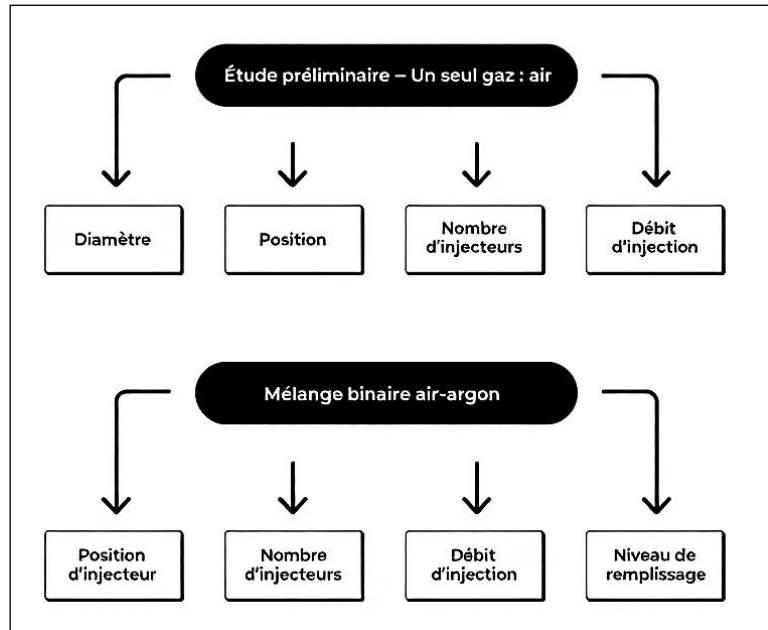


Figure 3. Synthèse des simulations réalisées

Contrairement à la plupart des recherches antérieures qui se sont concentrées sur les mélanges à composants multiples ou les gaz rares [2]-[5], le problème étudié dans le cadre de ce projet de recherche a porté sur un mélange binaire air-argon dans le cadre d'une application industrielle où le four à induction n'est pas initialement sous vide, mais rempli d'air chaud, un domaine encore peu exploré. Afin de confirmer les résultats obtenus, une démarche basée sur la modélisation numérique a été mise en place en complément des simulations numériques. La présente étude détaillée et méthodique représente une contribution importante pour la compréhension des mécanismes des mélanges gazeux dans les fours industriels semi-fermés et fournit un support fiable pour l'amélioration des processus d'injection de gaz inerte.

### 2.3.2 Géométrie et paramètres opérationnels

La prise en compte de la géométrie et des conditions opérationnelles est fondamentale dans l'élaboration d'un modèle numérique précis et fidèle à la réalité des environnements industriels. Pour cette étude et dans le but d'assurer une modélisation précise et représentative, la géométrie du four a été déterminée en se basant sur ses dimensions et sa configuration industrielle actuelle. Les paramètres opérationnels, tels que la température interne du four, la température et le débit du gaz injecté, ont été soigneusement recueillis lors de visites industrielles réalisées. Ces données ont été validées et mesurées à l'aide de thermocouples

étalonnés, en choisissant soigneusement le moment et la position de la prise de température, ainsi qu'à l'aide d'un débitmètre calibré, afin de garantir une représentation fidèle des conditions réelles du système étudié.

#### 2.3.2.1 Géométrie du four LIA

Le four industriel considéré se compose de quatre composants principaux : la section supérieure qui constitue le couvercle, l'injecteur installé dans le couvercle, le bec assurant l'évacuation du métal fondu à la fin du processus de refonte et le creuset servant à l'introduction et à la fusion de la matière, comme illustré dans les figures 4 à 6.

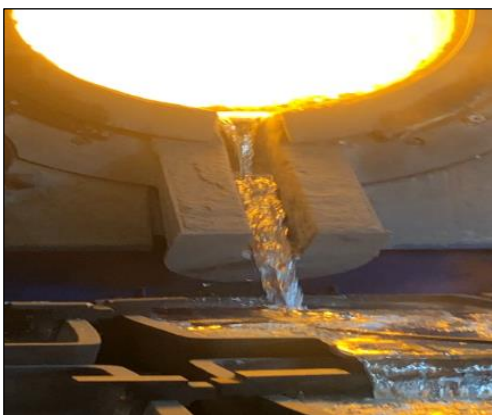


Figure 4. Bec pour la récupération du métal fondu



Figure 5. Couvercle du four et injecteur d'argon



Figure 4. Creuset du four

Les dimensions précises du four, telles qu'illustrées dans l'Annexe A, englobent celles de l'ensemble des éléments principaux. Néanmoins, les dimensions précises et l'emplacement de l'injecteur n'étaient pas détaillés dans les documents industriels accessibles. En conséquence, la position et les dimensions de l'injecteur ont été mesurées sur site. Ces paramètres, collectés et validés avec soin, ont assuré une représentation précise de la géométrie du four.

À partir de ces données, le four a été modélisé en ajustant les paramètres spécifiés dans l'Annexe A. Le creuset utilisé pour la fusion a une forme cylindrique avec un diamètre de 1,34 m et une hauteur de 2,8 m, ce qui équivaut à un volume total de 3,95 m<sup>3</sup>. La partie du bec par laquelle le métal est extrait se présente sous une forme cylindrique, avec un diamètre de 0,17 m et une longueur de 0,02 m. L'injecteur est un cylindre de diamètre 0,0175 m, situé à une distance de 0,2 m de la sortie du métal et aligné sur l'axe du bec. Les dimensions des différentes composantes du four sont regroupées dans le tableau 3.

Tableau 3

Dimensions géométriques des composants du four

Dimensions	Valeur (m)
<b>Rayon du creuset</b>	0,60
<b>Hauteur du creuset</b>	2,80
<b>Rayon du bec</b>	0,17
<b>Hauteur du bec</b>	0,02
<b>Rayon d'injecteur</b>	0,017
<b>Hauteur d'injecteur</b>	0,02

La conception du four a mis en évidence une symétrie par rapport au plan (x-z) comme le montre la figure 7, ce qui a permis de faciliter la tâche de modélisation numérique. Cette symétrie a permis de modéliser en 3D uniquement la moitié du four, comme illustré dans la figure 8. Cette simplification de la géométrie entraîne une réduction des ressources de calcul

requis, notamment le temps de résolution et mémoire de l'ordinateur pour le stockage des données numériques, tout en maintenant la précision des résultats.



Figure 5. Coupe du four selon le plan de symétrie (xz)



Figure 6. Plan de symétrie du four (xz)

#### 2.3.2.2 Scénario d'injection de l'argon dans le four LIA

Le contexte industriel étudié correspond à un cycle typique de refonte dans un four LIA, d'une durée comprise entre 1h30 et 2h30. Tout au long de ce processus, des charges successives de métal sont introduites dans le four, ce qui implique l'ouverture régulière du couvercle afin de permettre l'alimentation en matière première. Après qu'environ un tiers du volume total a été introduit, le couvercle est temporairement fermé pour initier la formation d'un premier bain de fusion. Le remplissage se poursuit ensuite jusqu'à atteindre la masse totale souhaitée, à l'issue de laquelle le four est entièrement fermé pour permettre la fusion complète du métal.

L'injection d'argon intervient exclusivement lorsque le couvercle est fermé, dans le but de limiter l'oxydation du bain de métal en créant une atmosphère protectrice. Le gaz est injecté de manière continue à travers un orifice situé sur le couvercle. La zone du bec de coulée peut quant à elle être ouverte ou fermée, mais sans garantir une fermeture étanche.

#### 2.3.2.3 Les paramètres opérationnels

La fusion de l'aluminium se déroule dans un environnement maintenu à une température optimale de 750 °C, équivalant à 1023,15 K, en accord avec les données habituellement citées dans la littérature scientifique. Cette température, fréquemment employée dans le secteur

industriel afin de garantir une fusion efficace et uniforme, a été sélectionnée comme paramètre opérationnel fondamental pour cette recherche.

La température du gaz injecté a été directement mesurée in situ à la sortie d'une lance d'argon à l'aide d'un thermocouple de type K. Les mesures effectuées ont révélé que le gaz atteignait en moyenne une température de 46 °C, ce qui correspond à la température ambiante de l'usine.

Le débit d'injection de 20 L/min a été précisément évalué en utilisant un débitmètre à flotteur positionné au sein de l'installation dédiée au passage de l'argon comme le montre la figure 9. En associant cette mesure de débit aux dimensions précises de l'injecteur, en particulier son diamètre, la vitesse d'injection a été calculée de manière théorique en utilisant cette formule

$$Q = A \cdot v \quad (2.1)$$

Avec  $Q$  est le débit volumique en (m<sup>3</sup>/s),  $A$  est la section d'écoulement en (m<sup>2</sup>) et  $v$  est la vitesse d'écoulement en (m/s).

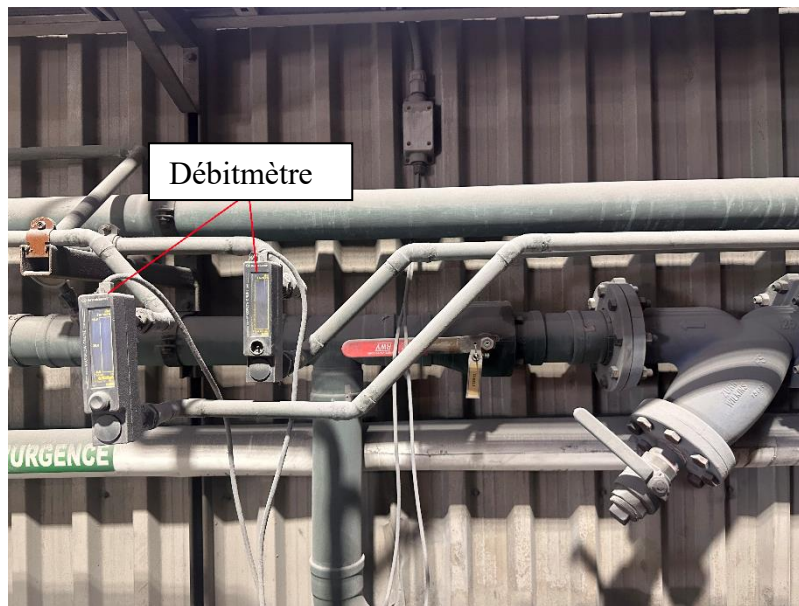


Figure 7. Emplacement du débitmètre dans le système d'approvisionnement en argon

### 2.3.3 Présentation du modèle mathématique

Afin de reproduire numériquement les phénomènes physiques associés à l'injection d'un gaz inerte dans un four industriel contenant de l'air, un modèle mathématique a été développé. Ce modèle repose sur un ensemble d'équations de transport décrivant l'écoulement, le transfert thermique et, dans un second temps, le mélange binaire air–argon. Les propriétés des fluides considérés, les hypothèses formulées, les équations gouvernantes, ainsi que les conditions initiales et aux limites appliquées sont présentées dans cette section.

#### 2.3.3.1 Propriétés thermophysiques des fluides

Avant d'établir les hypothèses de l'étude, il est nécessaire de s'appuyer sur les propriétés thermophysiques des deux gaz impliqués dans le mélange étudié : l'air et l'argon. Comme indiqué dans la section 2.3.2.3, les températures caractéristiques du système sont de 750 °C pour la température interne du four, et de 46 °C pour la température du gaz injecté. Les propriétés physiques des deux fluides ont donc été évaluées à ces deux températures, comme présenté dans le tableau 4.

Tableau 4

Propriétés thermophysiques d'air et d'argon à 1 atm à T= 46 °C

Propriétés	Air à 46 °C	Argon à 46 °C	Air à 750 °C	Argon à 750 °C
Densité (kg/m <sup>3</sup> )	1,112	1,640	0,305	0,400
Viscosité dynamique (Pa·s)	$1,93 \times 10^{-5}$	$2,20 \times 10^{-5}$	$4,00 \times 10^{-5}$	$4,42 \times 10^{-5}$
Conductivité thermique (W/m·K)	0,0272	0,0176	0,076	0,045
Capacité thermique (J/kg·K)	1010	520	1200	520

### 2.3.3.2 Hypothèses de l'étude

La modélisation numérique élaborée dans le cadre de cette étude s'appuie sur un ensemble d'hypothèses simplificatrices, lesquelles permettent de représenter de manière réaliste, tout en restant mathématiquement gérable, le comportement du mélange air-argon injecté dans un four industriel semi-fermé. Ces hypothèses concernent le type d'écoulement, la compressibilité du fluide, ainsi que les mécanismes de transfert de chaleur pris en compte.

#### *a. TYPE D'ÉCOULEMENT*

Dans le contexte de notre étude, le régime d'écoulement est contrôlé à la fois par la convection forcée au niveau de l'injecteur, résultant d'un débit d'injection d'argon de 20 L/min, et par la convection naturelle, qui résulte de la différence de température entre l'air initialement contenu dans le four à 750 °C et le gaz injecté à 46 °C.

La présence d'un gradient thermique notable entre la température initiale du four et la température de gaz injecté engendre une convection naturelle, susceptible de modifier le régime d'écoulement. Dans le but de quantifier cette influence, une évaluation de nombre de Richardson a été réalisée en premier lieu. Ce dernier est un nombre adimensionnel utilisé pour comparer l'importance relative de la convection naturelle (forces de flottabilité) par rapport à la convection forcée (forces d'inertie) dans un écoulement [12]. Il est calculé comme suit :

$$Ri = \frac{g \beta \Delta T L_{\text{ref}}}{U_0^2} \quad (2.2)$$

avec  $g$  est l'accélération gravitationnelle en  $\text{m/s}^2$ ,  $\beta$  est le coefficient de dilatation thermique  $1/T_{\text{moyenne}}$  en  $\text{K}^{-1}$ ,  $\Delta T$  est la différence de température entre le four et le gaz injecté en K,  $L_{\text{ref}}$  est la longueur caractéristique de la zone de circulation de gaz en m et  $U_0$  est la vitesse d'injection d'argon en m/s. Dans notre cas les valeurs utilisées sont les suivantes : la température du four  $T_{\text{four}}$  est de 750 °C et celle du gaz injecté  $T_{\text{gaz}}$  est de 46 °C ce qui donne un écart de température  $\Delta T$  de 704 °C. La température moyenne  $T_{\text{moyenne}} = (750+46)/2 = 398$  °C soit 671,15 K donc  $\beta = 1/T_{\text{moyenne}} = 0,0015 \text{ K}^{-1}$ . La longueur de référence utilisée  $L_{\text{ref}} = 1,97$  m et la vitesse initiale du gaz injectée est  $U_0 = 0,34$  m/s.

La valeur obtenue, égale à 177 est largement supérieure à 1, seuil couramment utilisé pour distinguer la dominance de la convection naturelle par rapport à la convection forcée, ce qui confirme que le régime d'écoulement est dominé par la convection naturelle.

Puisque la convection naturelle domine dans notre cas d'étude (comme le confirme le nombre de Richardson), le nombre de Grashof (Gr) a été utilisé comme indicateur du régime d'écoulement [9].

Les propriétés thermophysiques de l'air et de l'argon utilisées dans les équations de transport ont été évaluées à 750 °C, correspondant à la température dominante dans la zone de mélange. Cette température a donc été retenue comme température de référence pour le calcul du nombre de Grashof pour chaque gaz séparément.

À titre d'exemple, dans le cas de l'air, le nombre de Grashof défini par l'équation 2.3, a été calculé pour des valeurs du coefficient d'expansion thermique  $\beta$  égale à  $1/671,15$  K, un écart de température  $\Delta T$  de 704 K, une viscosité cinématique  $\nu$  de  $1,13 \cdot 10^{-4}$  m<sup>2</sup>/s, et une longueur caractéristique  $L$  de 1,97 m, respectivement, résultant en une valeur de  $6,3 \times 10^9$ .

$$Gr = \frac{g \cdot \beta \cdot \Delta T \cdot L^3}{\nu^2} \quad (2.3)$$

La valeur obtenue pour le nombre de Gr dépasse le seuil critique de  $10^9$  associé à la transition entre régimes laminaire et turbulent en convection naturelle. Ce résultat indique clairement que l'écoulement se développe en régime turbulent.

#### *b. COMPRESSIBILITÉ DE FLUIDE*

Afin de déterminer si l'écoulement est compressible ou incompressible, le nombre de Mach a été évalué en prenant en considération la vitesse moyenne d'écoulement de 0,34 m/s et la vitesse du son à  $\Delta T$  de 704 K selon cette formule :

$$M = \frac{U}{a} \quad (2.4)$$

$$a = \sqrt{\gamma \cdot R \cdot T} \quad (2.5)$$

Où  $U$  est la vitesse de l'écoulement en (m/s),  $a$  est la célérité du son dans le fluide en (m/s),  $\gamma$  est le rapport des capacités calorifiques et  $R$  est la constante des gaz parfait en (J/kg. K). Pour l'air avec  $\gamma$  est 1,4, et on obtient un nombre de Mach de  $6,39 \times 10^{-4}$ .

En raison de la faible vitesse d'injection, le nombre de Mach calculé est très bas ( $M \ll 0,3$ ), ce qui suggère un écoulement généralement incompressible. Toutefois, dans notre situation, la variation de la densité est principalement liée à la variation significative de température entre le gaz injecté (46 °C) et le four (750 °C), et non à la pression, laquelle demeure pratiquement constante en raison de la faible vitesse. Par conséquent, malgré l'indication d'un écoulement incompressible par le nombre de Mach, la densité va forcément subir des variations en raison des gradients thermiques, ce qui rend cette hypothèse invalide. On se trouve ainsi dans le cadre typique d'un écoulement compressible à faible nombre de Mach, où les variations de densité sont essentiellement d'origine thermique, bien que la pression reste presque uniforme dans le domaine. Ce type de régime nécessite une prise en compte explicite de la dépendance des propriétés thermophysiques de la température.

#### 2.3.3.3 Équations de transport de masse : Cas d'un seul gaz

Dans le cadre de l'étude préliminaire, qui modélise l'injection d'air froid dans un four contenant de l'air chaud, le comportement du gaz est analysé à partir des équations de transport fondamentales, adaptées à un écoulement turbulent à densité variable. Dans le but de considérer les effets de la turbulence sur la dynamique des fluides ainsi que sur les transferts thermiques, les équations de Navier-Stokes et de l'énergie sont employées sous leur forme moyennée (RANS), avec l'incorporation de termes effectifs relatifs à la viscosité et à la conductivité thermique, intégrant ainsi les contributions tant moléculaires que turbulentes.

##### a. ÉQUATION DE CONSERVATION DE MASSE

L'équation de conservation de masse également nommée équation de continuité permet de maintenir la masse d'un fluide constante dans un volume donné, sauf si de la matière est ajoutée ou retirée. Elle est utilisée pour étudier les écoulements et les interactions entre les phases d'un fluide en mécanique [12]. Le terme  $\frac{\partial \rho}{\partial t}$  de l'équation (2.6) représente la variation de la densité dans le temps. Le terme  $\nabla \cdot (\rho \vec{v})$  représente le flux de masse qui entre ou sort d'un volume.  $\rho$  Est la densité du fluide en (kg/m<sup>3</sup>) et  $u$  est la vitesse en (m/s).

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{v}) = 0 \quad (2.6)$$

*b. QUANTITÉ DE MOUVEMENT : ÉQUATIONS DE NAVIER-STOKES MOYENNÉES (RANS)*

En régime turbulent, la conservation de la quantité de mouvement s'écrit sous forme moyennée [13] :

$$\rho \frac{\partial v}{\partial t} + \rho(v \cdot \nabla)v = \nabla \cdot [-pI + \kappa] + \rho g$$

$$\kappa = (\mu + \mu_t)(\nabla v + (\nabla v)^T) - \frac{2}{3}(\mu + \mu_t)(\nabla \cdot v)I - \frac{2}{3}\rho kI \quad (2.7)$$

$$\rho \frac{\partial k}{\partial t} + \rho(v \cdot \nabla)k = \nabla \cdot \left[ \left( \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \nabla k \right] + P_k - \rho \varepsilon$$

$$\rho \frac{\partial \varepsilon}{\partial t} + \rho(v \cdot \nabla)\varepsilon = \nabla \cdot \left[ \left( \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \nabla \varepsilon \right] + C_{\varepsilon 1} \frac{\varepsilon}{k} P_k - C_{\varepsilon 2} \rho \frac{\varepsilon^2}{k}$$

Le système d'équations regroupé ci-dessous constitue le modèle de turbulence  $k$ - $\varepsilon$ , utilisé pour simuler l'écoulement d'un fluide compressible en régime turbulent. La première expression représente l'équation de la quantité de mouvement, issue des équations de Navier-Stokes, qui exprime l'équilibre entre l'accélération locale  $\rho \frac{\partial v}{\partial t}$ , l'accélération convective  $\rho(v \cdot \nabla)v$ , et les forces internes exercées sur le fluide à travers le gradient de pression et les contraintes visqueuses, représentés par  $\nabla \cdot [-pI + \kappa]$  et la force de gravité  $\rho g$ . La deuxième relation donne la définition du tenseur des contraintes visqueuses  $\kappa$ , qui combine les effets de la viscosité dynamique moléculaire  $\mu$  et de la viscosité turbulente  $\mu_t$ , en tenant compte à la fois du gradient de vitesse symétrisé, de la divergence de l'écoulement, et de l'énergie cinétique turbulente  $k$ . La troisième expression est celle du transport de l'énergie cinétique turbulente  $k$ , modélisant sa production  $P_k$ , sa diffusion turbulente, et sa dissipation via le terme  $\rho \varepsilon$ .

Enfin, la dernière équation décrit le transport du taux de dissipation  $\varepsilon$ , qui dépend de la production proportionnelle à  $\frac{\varepsilon}{k} P_k$ , d'une diffusion turbulente similaire à celle de  $k$ , et d'un terme de destruction proportionnel à  $\frac{\varepsilon^2}{k}$ , ajusté par les constantes empiriques  $C_{\varepsilon 1}$  et  $C_{\varepsilon 2}$ .

### c. ÉQUATION DE CONSERVATION DE L'ÉNERGIE

Malgré les températures élevées mises en jeu, seul le transfert thermique par convection et par conduction a été pris en compte dans le présent modèle. Ce choix repose sur la nature même de l'étude, qui vise à analyser le comportement fluide du mélange air–argon injecté dans un four fermé, et non à simuler en détail le processus de fusion du métal. Le rayonnement thermique a été négligé, car l'air est déjà chaud dans la condition initiale et ni l'argon ni les principaux constituants de l'air ( $N_2$ ,  $O_2$ ) n'absorbent significativement dans l'infrarouge. En effet, la partie supérieure du bain (zone de contact avec le gaz) présente une composition complexe et mal caractérisée, rendant difficile la définition de propriétés radiatives fiables. Par ailleurs, l'objectif principal est de caractériser la distribution spatiale du gaz inerte et son interaction avec l'air chaud environnant, ce qui justifie l'approche centrée sur les mécanismes conductifs et convectifs. L'équation d'énergie est la suivante [14] :

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho c_p \vec{v} T) = \nabla \cdot (k_{\text{eff}} \nabla T) \quad (2.8)$$

Où  $c_p$  est la chaleur spécifique à pression constante,  $\rho$  est la densité,  $k_{\text{eff}}$  est la conductivité thermique effective, le terme  $(\rho c_p \vec{v} T)$  représente la chaleur transportée par le mouvement de fluide (convection thermique) et  $\nabla \cdot (k_{\text{eff}} \nabla T)$  est la chaleur qui diffuse par conduction thermique.

#### 2.3.3.4 Équations de transport de masse : Cas de mélange air-argon

Pour le mélange air–argon, les mêmes équations présentées ci-haut ont été utilisées. Deux principales modifications ont été apportées : l'ajout de l'équation de transport des espèces, et l'adaptation des propriétés thermophysiques, qui ont été évaluées en tenant compte du comportement du mélange binaire plutôt que d'un seul gaz.

### a. ÉQUATION DE TRANSPORT DES ESPÈCES

Dans le but de modéliser l'évolution de la concentration de chaque gaz au sein du mélange air-argon, l'équation de transport de l'espèce massique a été intégrée. Elle prend en considération tant le transport convectif résultant de l'écoulement que la diffusion moléculaire au sein du mélange, et s'exprime comme suit [15] :

$$\frac{\partial(\rho Y_i)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{v} Y_i) = \nabla \cdot (\rho D_i \nabla Y_i) \quad (2.9)$$

Où  $Y_i$  est la fraction massique de l'espèce  $i$  (air ou argon),  $\rho$  est la densité de mélange,  $\vec{v}$  est le vecteur vitesse du mélange gazeux et  $D_i$  est le coefficient de diffusion massique de l'espèce  $i$  dans le mélange.

*b. PROPRIÉTÉS THERMOPHYSIQUES D'UN MÉLANGE*

La viscosité d'un mélange a été déterminée en utilisant la formule de Wilke :

$$\mu_{\text{mix}} = \sum_i \frac{x_i \mu_i}{\sum_j x_j \Phi_{ij}} \quad (2.10)$$

Dans laquelle le facteur d'interaction entre les gaz  $i$  et  $j$  est représenté par  $\Phi_{ij}$ , et  $x_i$  et  $x_j$  représentent les fractions molaires [16]. En cas de mélange idéal, où les molécules des différents composants sont pratiquement distinctes, ce terme peut être négligé. L'expression se simplifie alors à une moyenne pondérée comme le montre l'équation suivante :

$$\mu_{\text{mix}} = \sum_i x_i \mu_i \quad (2.11)$$

La conductivité thermique d'un mélange gazeux repose sur le même principe que celui utilisé pour la viscosité [17], tel qu'illustré par l'équation suivante :

$$k_{\text{mix}} = \sum_i \frac{x_i k_i}{\sum_j x_j \Phi_{ij}} \quad (2.12)$$

En conséquence, pour un mélange idéal, la conductivité thermique peut être aussi estimée par une moyenne pondérée des conductivités thermiques des différents composants du mélange :

$$k_{\text{mix}} = \sum_i x_i k_i \quad (2.13)$$

La capacité calorifique  $C_{p,i}$  est exprimée en [J/kg·K]. En adoptant la même approche, il est possible de déterminer la capacité calorifique d'un mélange en fonction des fractions massiques  $Y_i$  des différents composants [18], conformément à l'équation suivante :

$$C_{p,\text{mix}} = \sum_i y_i C_{p,i} \quad (2.14)$$

En ce qui concerne la densité du mélange, et en se basant sur l'hypothèse que l'air et l'argon se comportent comme des gaz parfaits, elle est exprimée par la relation suivante [19] :

$$\rho = \frac{p \cdot M_{\text{mix}}}{R \cdot T} \quad (2.15)$$

avec  $M_{\text{mix}}$  est la masse molaire moyenne du mélange en (kg/mol) et  $p$  est la pression du gaz en (Pa).

### 2.3.3.5 Conditions initiales et conditions aux limites

Le tableau 5 présente les valeurs initiales et les conditions aux limites utilisées pour la modélisation de l'écoulement non isotherme de l'air à l'intérieur du four industriel. La vitesse d'injection a été calculée à partir de l'équation (2.1), en considérant un débit de 20 L/min et un diamètre d'injecteur de 3.5 cm. La frontière du métal correspond à la surface entre le niveau d'aluminium et la zone de circulation du fluide gazeux et elle est maintenue à température constante de 750 °C.

Tableau 5

Les conditions initiales et les conditions aux limites pour modéliser l'écoulement non isotherme de l'air

Domaine	Paramètre	Condition
<b>Valeurs initiales dans le four</b>	Vitesse	$v = 0$ m/s
	Pression	$p = 1$ atm
	Température initiale	$T_{in} = 750$ °C
<b>Entrée du four/ Injecteur</b>	Vitesse	$v = 0,34$ m/s
	Température de gaz injecté	$T = 46$ °C
<b>Sortie du four/ Bec</b>	Pression	$p = 1$ atm
	Gradient thermique	$q = 0$ (hypothèse de flux non imposé à la sortie)
<b>Parois</b>	Vitesse	$v = 0$ m/s (Condition de non-glissement)
	Isolation thermique	$q = 0$ (pas de flux thermique à travers les parois)
<b>Frontière de métal</b>	Température	$T = 750$ °C (température de l'aluminium fusionné)

Le modèle binaire air–argon est basé sur les mêmes équations de transport développées pour l'air seul, avec l'ajout de l'équation de transport des espèces. Les conditions aux limites et les paramètres initiaux correspondants sont présentés dans le tableau 6.

De faibles traces d'argon sont présentes à l'entrée du four en raison de l'injection effectuée par les opérateurs à l'aide d'une lance au début du processus. La quantité ainsi introduite étant très faible, cela justifie la valeur initiale de 0,01 attribuée à la fraction massique de l'argon dans le tableau 6.

Tableau 6

Conditions initiales et conditions aux limites pour le modèle considérant le transport des espèces

Domaine	Paramètre	Condition
<b>Valeurs initiales</b>	Fraction molaire d'argon	$Y_{argon} = 0,01$
<b>Entrée</b>	Fraction molaire d'argon	$Y_{argon} = 0,99$
<b>Sortie</b>	Flux diffusif normal	$-n \cdot \rho D_i^m \nabla Y_i = 0$ ( $\rho$ est la densité de mélange, $D_i^m$ est le coefficient de diffusion massique de l'espèce $i$ dans le mélange)
<b>Parois</b>	Flux total	$n \cdot N_i = 0$ ( $N_i$ est le flux massique de l'espèce $i$ )

#### 2.3.4 Résolution numérique de modèle mathématique

La modélisation numérique constitue aujourd'hui un outil incontournable pour l'analyse des phénomènes thermofluidiques complexes dans les procédés métallurgiques. Dans cette étude, le logiciel COMSOL Multiphysics® a été utilisé en raison de sa capacité à coupler le transfert de chaleur, l'écoulement du gaz et le transport des espèces concentrées au sein d'un même environnement de calcul. Ce couplage permet d'étudier de manière intégrée les échanges thermiques et la dynamique de l'injection d'argon dans un four de fusion d'aluminium.

L'objectif est de comprendre la répartition du gaz protecteur, d'évaluer son interaction avec l'air chaud du four et d'identifier les conditions favorables à la réduction de l'oxydation du bain.

#### 2.3.4.1 Implémentation des équations dans COMSOL Multiphysics®

##### *a. MODÈLE À UN SEUL GAZ*

Un modèle à un seul gaz a été utilisé afin de simuler l'injection d'air froid dans un four préalablement rempli d'air chaud. L'objectif principal consistait à examiner la répartition du gaz injecté ainsi que son interaction avec l'air chaud présent dans l'enceinte, tout en prenant en considération les effets thermiques et dynamiques du mélange. Ce modèle s'appuie sur l'approche RANS (Navier-Stokes moyennées selon Reynolds) pour la modélisation de l'écoulement turbulent, conformément à l'équation (2.7), associée à un module de transfert de chaleur entre les fluides représenté par l'équation (2.8). Grâce à cette modélisation, il est possible d'évaluer l'impact des mécanismes de convection forcée et naturelle sur le régime d'écoulement, ainsi que d'analyser la manière dont le gaz froid se propage et se mélange au sein du four.

- **Choix de modèle de turbulence**

Après avoir déterminé que l'écoulement est turbulent dans la partie a de la section 2.3.3.2, le modèle de turbulence k- $\epsilon$  a été sélectionné en raison de sa robustesse et de sa large application dans le domaine industriel, tout en présentant un équilibre satisfaisant entre précision et coût computationnel. La littérature scientifique atteste que ce modèle de turbulence est particulièrement approprié pour la simulation d'écoulements complexes au sein de géométries de grande dimension, tel est le cas de notre four [22]-[24].

- **Configuration de la compressibilité de fluide**

Dans notre étude, comme démontré dans la partie b de la section 2.3.3.2, l'écoulement présente un faible nombre de Mach, ce qui implique que les variations de pression sont négligeables. Dans la version 6.2 de COMSOL Multiphysics®

, trois approches de modélisation des écoulements sont disponibles : incompressible (densité constante), faiblement compressible et pleinement compressible. En raison des caractéristiques spécifiques de notre configuration, le modèle faiblement compressible a été retenu. Ce choix est

justifié par la similitude des équations utilisées pour les écoulements faiblement compressibles et compressibles, la principale différence résidant dans la manière dont la densité est traitée : elle est évaluée à partir d'une pression de référence et peut varier en fonction d'autres paramètres, notamment la température. Ce modèle est particulièrement adapté à des situations comme la nôtre, où les variations de densité sont dominées par des gradients thermiques plutôt que par des fluctuations de pression [25]. L'utilisation du modèle faiblement compressible permet ainsi d'intégrer avec précision les effets thermiques tout en simplifiant la modélisation de la densité. Par ailleurs, des simulations préliminaires ont été réalisées afin de vérifier la validité des hypothèses théoriques, d'assurer la convergence du modèle numérique et de confirmer l'adéquation de la configuration de l'écoulement sélectionnée.

- **Modélisation de transfert de chaleur**

L'équation (2.8) de conservation de l'énergie, qui gouverne le transfert de chaleur dans les fluides, a été modélisée à l'aide du module "Transfert de chaleur dans les fluides" de COMSOL Multiphysics®. Ce module permet la prise en compte des phénomènes de conduction et de convection thermique.

- **Modélisation de la convection naturelle induite thermiquement dans le système étudié**

Afin de modéliser la convection naturelle dans le système étudié, un couplage entre les **équations de l'écoulement turbulent ( $k-\epsilon$ )** et celles du **transfert de chaleur dans les fluides** a été mis en place dans COMSOL Multiphysics®. Ce couplage permet de représenter un flux non isotherme, dans lequel les propriétés du fluide, telles que la densité et la viscosité, dépendent de la température, influençant ainsi le comportement de l'écoulement. Le champ de vitesse, obtenu à partir de la résolution des équations du modèle turbulent  $k-\epsilon$ , est ensuite utilisé comme entrée dans l'équation de conservation de l'énergie.

Deux méthodes sont proposées par COMSOL® pour réaliser ce couplage : la première consiste à utiliser manuellement le champ de vitesse extrait de l'équation d'écoulement turbulent comme entrée dans l'équation thermique ; la seconde repose sur l'activation d'une fonctionnalité multiphysique dédiée, qui automatise la liaison entre les deux équations. Les deux approches conduisent à des résultats équivalents.

### *b. MÉLANGE BINAIRE AIR-ARGON*

Afin de modéliser l'évolution des concentrations d'air et d'argon dans le système, les **équations de transport des espèces** ont été ajoutées et couplées aux **équations de conservation de la quantité de mouvement** (modèle turbulent  $k-\epsilon$ ) et à celles du **transfert de chaleur**. Ce couplage permet de prendre en compte les interactions entre l'écoulement, les transferts thermiques et les phénomènes de diffusion.

Ce choix est justifié par la nature du processus : de l'argon est injecté en continu pendant toute la durée de la fusion, soit environ 2h30 à 3h, à un débit de 20 L/min. Compte tenu du volume total du four, il est estimé qu'après environ 2 heures, plus de 60 % du volume sera occupé par l'argon. Ainsi, les deux gaz (air et argon) se retrouveront à des concentrations du même ordre de grandeur, ce qui correspond aux conditions d'application du modèle « Transport des Espèces Concentrées TCS », conçu pour les mélanges sans solvant dominant.

L'ajout de l'équation de transport à partir de ce module permet donc de modéliser avec précision le comportement dynamique des concentrations des deux espèces tout au long du procédé.

- **Configuration de module Transport des espèces concentrées (TCS)**

Dans notre configuration, l'argon est injecté en continu dans un environnement initialement composé d'air, créant progressivement un mélange binaire avec des proportions comparables. Selon les principes de la diffusion binaire, le coefficient de diffusion de l'argon dans l'air est égal à celui de l'air dans l'argon, ce qui garantit que les mécanismes de diffusion entre les deux espèces sont équivalents dans notre système.

Dans ce contexte, l'approche de mélange moyenné a été choisie. Cette méthode simplifie la modélisation en considérant que chaque espèce diffuse indépendamment dans un mélange moyen, sans nécessiter la résolution d'un système d'équations couplées comme dans le modèle de Maxwell-Stefan, réservé aux mélanges multicomposants complexes [26].

Le flux molaire d'une espèce  $i$  est alors décrit par la relation suivante :

$$N_i = -D_{\text{mix},i} \nabla c_i + c_i v \quad (2.16)$$

Avec  $N_i$  est le flux molaire de l'espèce  $i$  (mol/m<sup>2</sup>/s),  $D_{\text{mix},i}$  est le coefficient de diffusion moyen dans le mélange ( $D_{\text{air-argon}} = D_{\text{argon-air}}$ ),  $c_i$  est la concentration molaire de l'espèce  $i$  et  $v$  est la vitesse moyenne du fluide (m/s).

- **Configuration des propriétés des mélanges pour la résolution des modèles numériques**

Les propriétés thermophysiques de l'air et de l'argon ont ensuite été modifiées en intégrant directement les formules présentées dans la section 2.3.3.2 dans les champs appropriés des équations, via les interfaces des modules choisis, comme illustré par les figures B.10 à B.17 de l'annexe B. Ces formules permettent de calculer avec précision les propriétés thermophysiques de chaque espèce au sein du mélange.

Dans COMSOL<sup>®</sup>, pour le calcul de la densité du mélange, la fonction "Mélange idéal" a été activée. Avec cette option, le logiciel utilise par défaut l'équation (2.15) pour évaluer la densité, en considérant que le mélange se comporte comme un gaz parfait.

- **Couplage des modules physiques pour la simulation du mélange air-argon**

Afin d'assurer un couplage efficace entre les trois modules, le module de transfert de chaleur a été relié au module d'écoulement à l'aide de la fonctionnalité "Écoulement non isotherme" de COMSOL Multiphysics<sup>®</sup>. La convection au sein du module de Transport des Espèces Concentrées (TCS) a été intégrée en s'appuyant sur le couplage avec le module d'écoulement turbulent (SPF) ainsi qu'avec le module de transfert thermique (HT), comme illustré dans la figure B.18 de l'annexe B.

Par ailleurs, la densité utilisée dans les calculs du module de transfert de chaleur a été directement issue des données générées par le module TCS, garantissant ainsi la cohérence entre les propriétés thermophysiques du mélange et les phénomènes d'écoulement, comme présenté à la figure B.19 de l'annexe B.

Cette configuration multiphysique assure une intégration optimale des trois modules, permettant une modélisation fidèle des interactions complexes entre convection, diffusion thermique et transport d'espèces.

#### 2.3.4.2 Création de maillage

Dans les travaux antérieurs portant sur les écoulements de fluides, le maillage hexaédrique a souvent été utilisé en raison de ses bonnes performances numériques [27]. Cependant, son application reste généralement limitée à des géométries simples. À l'inverse, plusieurs études ont montré que le maillage tétraédrique, lorsqu'il est associé à des techniques de raffinement adaptatif, permet d'obtenir des résultats satisfaisants dans des géométries 3D complexes [28] - [29]. Dans notre cas, la configuration étudiée présente une géométrie relativement complexe, notamment en raison de l'intégration prévue d'injecteurs supplémentaires. C'est pourquoi un maillage tétraédrique libre, plus souple et facilement adaptable, a été privilégié. Afin d'améliorer la précision dans les zones proches des parois, des couches limites ont été ajoutées sur l'ensemble des frontières, notamment celles du creuset du four, du bec de sortie et des injecteurs. Cinq couches ont été appliquées avec un facteur d'étirement de 1,2 et leur épaisseur a été ajustée automatiquement à l'aide d'un facteur d'ajustement de 1. Enfin, la calibration du maillage a été assurée en activant l'option dédiée à la dynamique des fluides dans COMSOL Multiphysics®. La figure 10 illustre clairement la disposition de ces couches limites ainsi que la structure du maillage tétraédrique libre appliqué à la géométrie étudiée.

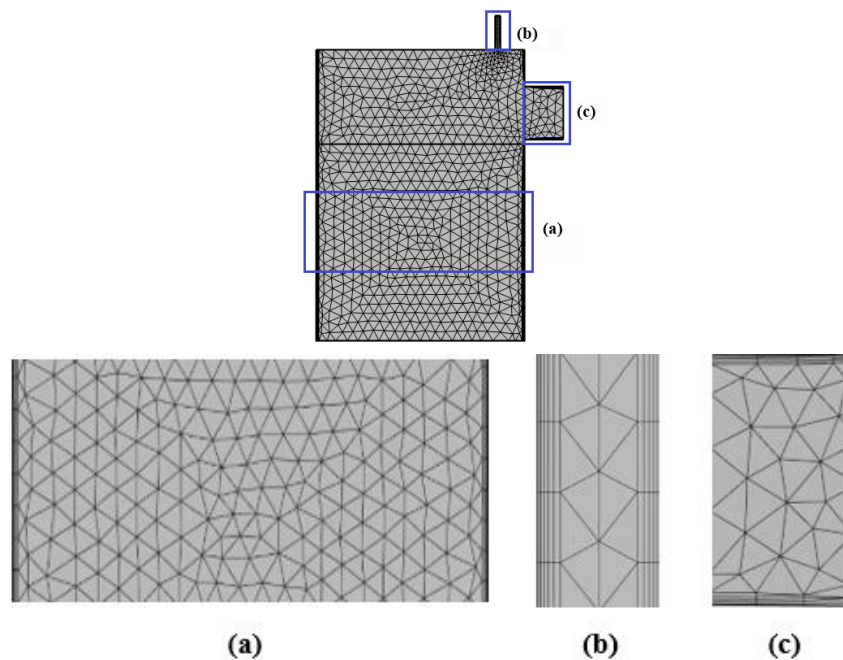


Figure 8. Maillage tétraédrique appliqué aux différentes zones du four : (a) creuset, (b) injecteur et (c) bec

#### 2.3.4.3. Solveur et environnement de calcul

Les simulations ont été effectuées en employant un solveur temporel direct avec un pas de temps de 1 seconde, à la suite de l'exploration des intervalles de 0,1 s et 5 s. Les résultats ont montré que la diminution de pas de calcul avait un impact significatif sur le temps de calcul sans entraîner d'amélioration notable de la précision des résultats, tandis qu'une durée de 5 s provoquait des instabilités numériques. Par conséquent, il a été conclu qu'un pas de temps d'une seconde est la valeur optimale offrant un équilibre entre la précision de la solution numérique et le temps de résolution du modèle mathématique dans COMSOL®. Il est à noter que les calculs ont été effectués sur un ordinateur Dell Précision 3660 équipé d'un processeur Intel Core i7-13700K (13<sup>e</sup> génération, 16 cœurs, 24 threads) cadencé à 3,4 GHz, ainsi que de 32 Go de mémoire RAM.

#### 2.3.5 Étude de sensibilité de maillage

Après avoir créé le maillage tel que présenté dans la section 2.3.4.2, une analyse de sensibilité au maillage a été réalisée dans le cadre de l'étude exploratoire centrée sur la modélisation de l'injection d'air froid dans le four LIA initialement contenant de l'air chaud. Quatre types de maillage ont été évalués dans le but de calibrer la précision et l'efficacité des simulations comme le montre le tableau 7. La figure C.2 de l'annexe C illustre la structure respective de chaque maillage.

Tableau 7

Les différents maillages testés

Maillage	Nombre d'éléments	Durée (s)	Temps de calcul
<b>Grossier</b>	28237	1800	14 minutes, 49 secondes
<b>Normal</b>	81988	1800	33 minutes, 48 secondes
<b>Fin</b>	158971	1800	1 heure, 47 minutes, 53 secondes
<b>Plus fin</b>	447676	1800	4 heures, 1 minute, 40 secondes

Afin d'évaluer la convergence du maillage, la température a été sélectionnée comme paramètre indicateur clé. Plusieurs sondes ont été placées en des points stratégiques du four afin de capturer les variations de la température. Ces sondes ont été réparties le long de trois lignes distinctes : L'une située dans la partie droite du four, une autre dans la partie gauche, et une troisième alignée avec l'injecteur. Cette distribution des sondes, illustrée dans les trois configurations du four dans la figure 11, a permis de couvrir l'ensemble du domaine et d'assurer une analyse représentative des variations thermiques à travers le système.

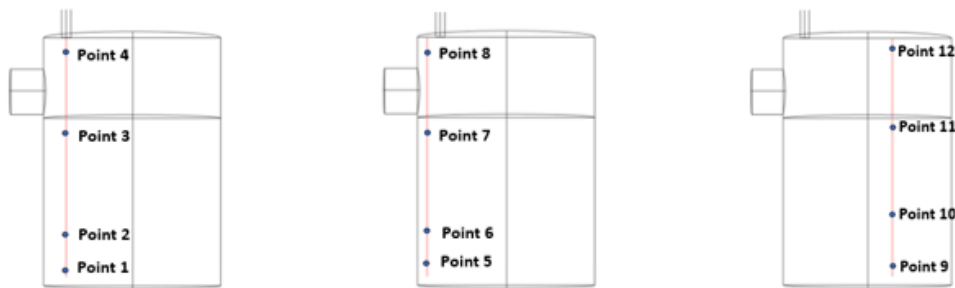


Figure 9. Points de collecte de la température utilisés pour l'étude de convergence du maillage : (a) sur la ligne d'injection, (b) proche de la sortie, (c) côté opposé de la sortie

L'analyse a été réalisée en prenant en compte l'ensemble des points instrumentés par des sondes de température. Toutefois, afin d'alléger la présentation, seuls trois points ont été sélectionnés pour illustrer l'évolution temporelle de la température, comme présenté dans les figures 12 à 14. Il convient de souligner que l'ensemble des points a également été pris en compte dans l'analyse globale. En comparant les variations de température obtenues pour les différents niveaux de raffinement de maillage, il apparaît que les courbes correspondant aux maillages normal, fin et très fin sont pratiquement superposées, avec une différence maximale inférieure à 3 °C (voir figure 12). Ces résultats traduisent une bonne convergence ainsi qu'une stabilité numérique satisfaisante à partir du maillage normal.

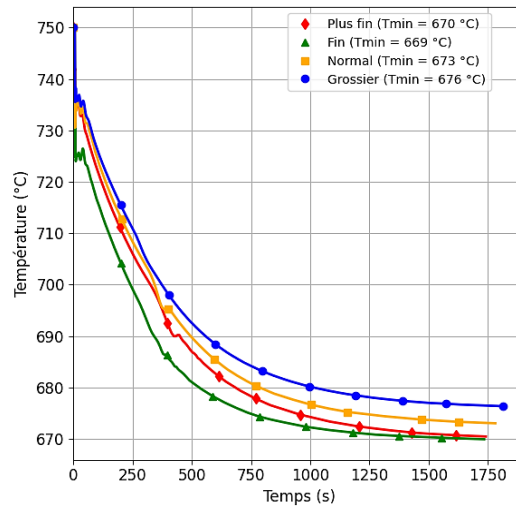


Figure 10. Variation de la température au point 2 pour différents types de maillage

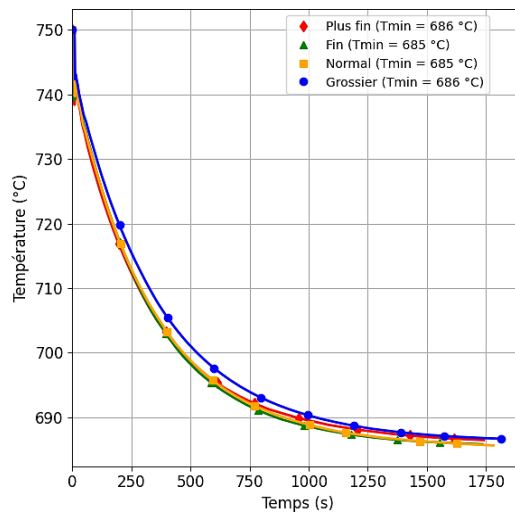


Figure 11. Variation de la température au point 5 pour différents types de maillage

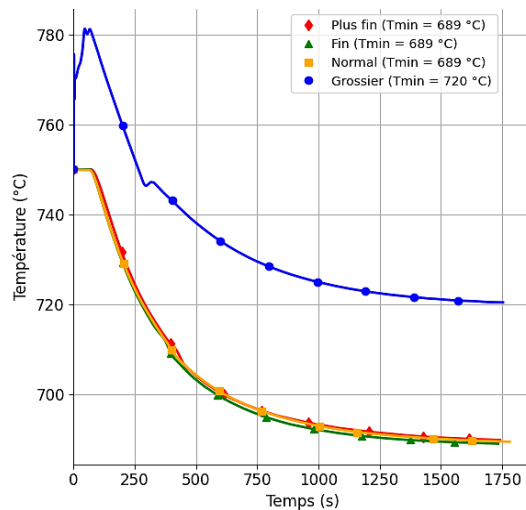


Figure 12. Variation de la température au point 12 pour différents types de maillage

Dans le but de renforcer l'interprétation visuelle des courbes, un calcul a été effectué afin de quantifier les différences entre les maillages en termes de pourcentage. Les simulations préliminaires ont révélé que le régime permanent s'établit après 1500 secondes ; cet instant a donc été retenu comme référence pour la réalisation de ces calculs. Le maillage le plus fin a été adopté en tant que maillage de référence, tandis que la température a été retenue comme paramètre indicateur clé. Les résultats obtenus pour tous les points sont exposés dans le tableau 8.

Tableau 8  
Écart de température en pourcentage après 1500 s

Point	Maillage grossier vs maillage plus fins	Maillage normal vs maillage plus fins	Maillage fin vs maillage plus fins
1	0,6	0,19	0,23
2	0,9	0,41	0,12
3	2,94	2,06	0,21
4	16,48	14,14	4,04
5	0,06	0,1	0,13
6	0,06	0,08	0,09
7	0,01	0,07	0,14
8	0,08	0,02	0,11
9	0,79	0,18	0,93
10	0,92	0,24	1,1
11	1,73	0,35	2,97
12	4,46	0,03	0,15
<b>Différence moyenne (%)</b>	<b>2,42</b>	<b>1,49</b>	<b>0,85</b>

D'après ces résultats, la différence moyenne observée entre un maillage très fin et un maillage normal pour l'ensemble des points analysés s'élève à 1,49 %. Cette légère différence suggère qu'un maillage normal est adéquat pour capturer avec précision les variations de température au sein du système analysé. De surcroît, l'emploi du maillage normal offre l'avantage d'être plus performant en ce qui concerne le temps de calcul et le stockage des

données numériques, tout en préservant un niveau de précision approprié. Ainsi, il sera utilisé pour le restant de notre étude.

## 2.4 RÉSULTATS ET DISCUSSIONS

Ce chapitre présente les résultats des simulations numériques réalisées dans le but d'optimiser l'injection de gaz protecteur dans un four contenant un bain d'aluminium en fusion. L'objectif est d'identifier les configurations les plus efficaces pour limiter l'oxydation et améliorer la protection du bain. Pour cela, l'influence de plusieurs paramètres d'injection a été étudiée : diamètre d'injection, position d'injecteur, nombre d'injecteurs, débit d'injection et niveau de remplissage du four.

Les simulations préliminaires du modèle d'injection d'air froid dans un four rempli d'air chaud ont pour objectif d'évaluer la capacité des différentes configurations à induire un refroidissement significatif de l'environnement interne du four. Dans cette phase, la température est utilisée comme indicateur principal, car sa variation permet d'évaluer la pénétration du gaz froid injecté dans le four LIA. Les simulations sont menées sur une durée de 30 minutes, avec un suivi de l'évolution thermique à plusieurs hauteurs du creuset et au niveau du bec de sortie (voir les figures 15 et 16). Afin de garantir une analyse ciblée, seuls les résultats obtenus au niveau 1, situé à proximité du bain métallique, sont présentés en détail. Ce choix repose sur l'importance stratégique de cette zone, qui constitue la principale zone de contact entre le gaz injecté et le métal en fusion. Toutefois, en cas de variations notables détectées dans d'autres régions du four, une analyse complémentaire est également réalisée.

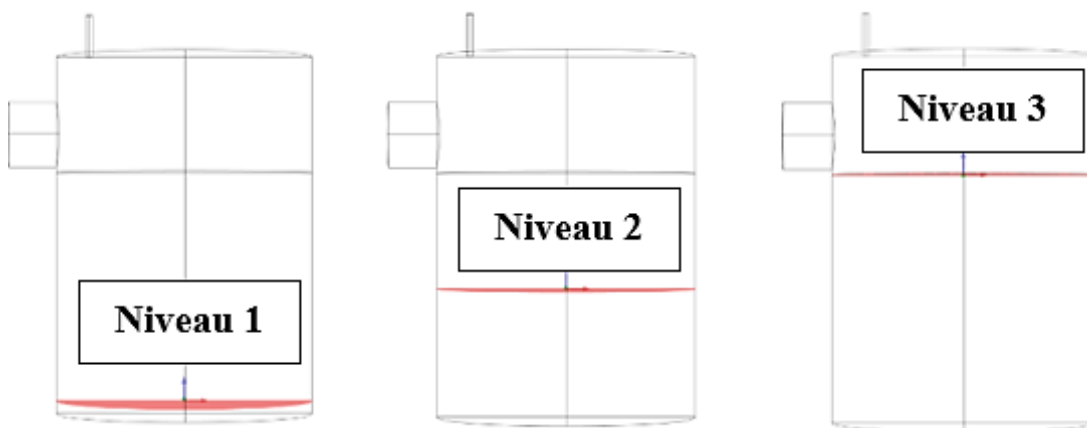


Figure 13. Hauteurs des surfaces et domaines de la sortie analysés au niveau du four

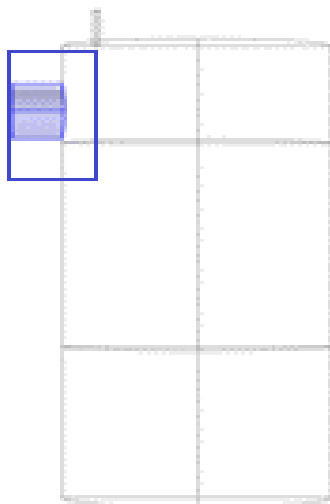


Figure 14. Domaine de la sortie du four analysé

Par la suite, des simulations du modèle binaire air-argon ont été réalisées, modélisant l'injection d'argon dans un four contenant initialement de l'air chaud. Cette étape vise à quantifier la distribution réelle du gaz protecteur dans les différentes zones du four. Les simulations ont été effectuées sur une durée de 60 minutes, en maintenant les mêmes zones d'évaluation que dans l'étude préliminaire portant sur un système air froid-air chaud. Le critère retenu dans cette phase est la fraction massique moyenne d'argon, qui permet de quantifier précisément la fraction de gaz protecteur dans le four et d'identifier les configurations offrant la meilleure répartition de ce dernier.

#### **2.4.1 Étude préliminaire : injection d'air froid dans un four rempli d'air chaud**

Cette section présente les résultats des simulations effectuées afin d'analyser l'impact de l'injection d'air froid dans un four contenant de l'air chaud. Les résultats présentent l'influence de chaque paramètre analysé.

##### **2.4.1.1 Effet de la variation du diamètre de l'injecteur**

Comme indiqué dans la section 2.3.2.3, le débit actuellement utilisé dans l'industrie pour l'injection d'argon est de 20 L/min. Afin d'évaluer l'impact de la variation du diamètre d'injection à débit constant, ce qui est l'équivalent d'une variation de la vitesse d'injection, des simulations ont été réalisées sur un four contenant un tiers de son volume en aluminium, tout en conservant les mêmes paramètres opérationnels que ceux appliqués en conditions industrielles.

Cela inclut notamment la même position de l’injecteur (voir figure 17) ainsi que le même débit d’injection. Trois diamètres différents ont été testés, comme présenté dans le tableau 9. Le diamètre du Cas 1 correspond à celui de l’injecteur actuellement utilisé dans l’industrie.

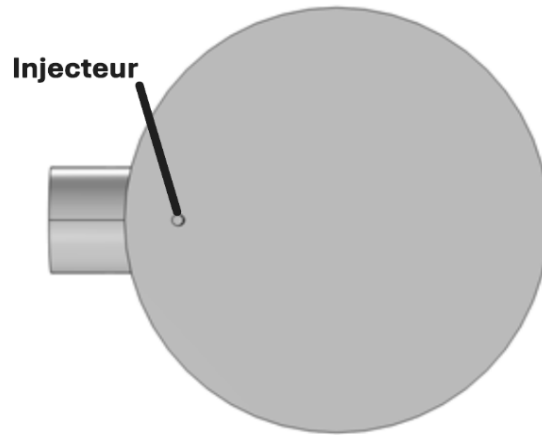


Figure 15. Position de l’injecteur dans le four industriel

Tableau 9

Diamètres d’injection testés

	<b>Cas 1</b>	<b>Cas 2</b>	<b>Cas 3</b>
<b>Diamètre (m)</b>	0,035	0,04	0,07
<b>Surface (m<sup>2</sup>)</b>	$9,6 \times 10^{-4}$	0,001	0,0039
<b>Vitesse (m/s)</b>	0,34	0,26	0,08

La représentation 2D des profils de vitesse pour les trois cas, extraite après 1800 secondes de simulation, une fois le régime permanent atteint, met en évidence des structures d’écoulement similaires, comme illustré à la figure 18.

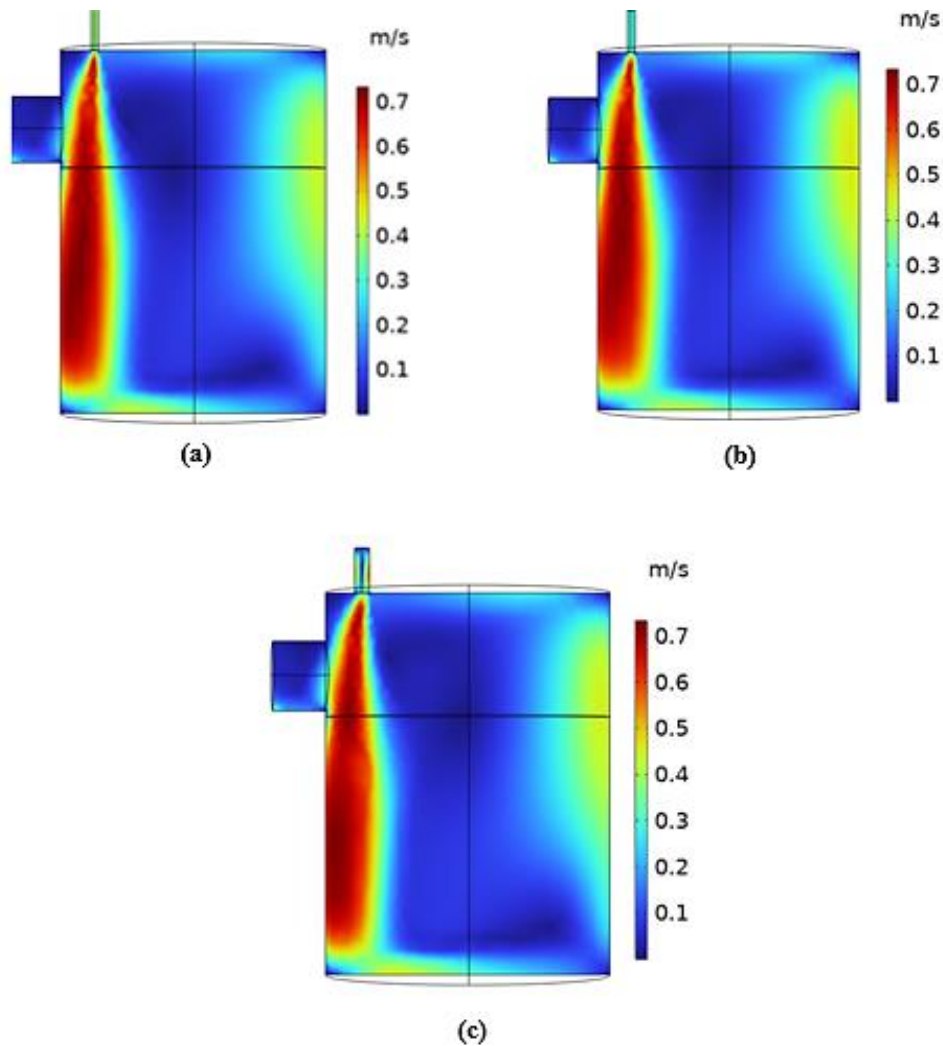


Figure 16. Profils de vitesse (en m/s) pour : (a) le cas 1, (b) le cas 2 et (c) le cas 3

La figure 18 montre que l'injection d'air froid par la partie gauche génère un écoulement descendant, lié à la convection forcée. En revanche, dans la partie droite du four, l'existence d'un gradient de vitesse en l'absence de forçage indique une recirculation induite par la convection naturelle, due à la différence de densité entre le gaz froid injecté plus dense qui descend, et le gaz chaud moins dense qui remonte.

La figure 19 présente l'évolution temporelle de la température moyenne au niveau 1 pour les trois diamètres d'injection testés. Un comportement similaire est observé où la température se stabilise autour de 685 °C après environ 1500 secondes et les trois courbes sont quasiment superposées. En effet, l'écart entre les températures minimales atteintes pour les différentes

configurations ne dépasse pas 2 °C. Cela confirme l'absence d'impact significatif de la variation de vitesse associée au diamètre, tant que le débit reste constant.

Ces résultats s'expliquent par la dominance de la convection naturelle par rapport à la convection forcée dans le four. Celle-ci est générée par la différence de température entre l'air chaud ambiant et le gaz froid injecté. D'après la section 2.3.3.2 (partie a), la convection naturelle reste prédominante lorsque le nombre de Richardson (Ri) est supérieur à 1. Cela signifie que les forces de flottabilité dominent les forces d'inertie. Pour que la convection forcée prenne le dessus, Ri doit être inférieur à 1. Cela nécessiterait une vitesse d'injection d'environ 6 m/s, soit un débit de près de 360 L/min. Ce débit dépasse largement les conditions industrielles actuelles. Par conséquent, une variation modérée du diamètre à débit constant n'est pas suffisante pour modifier la répartition du gaz froid dans le four.

Cette analyse est appuyée visuellement par la figure 18, où les profils de vitesse révèlent une recirculation du fluide dans la partie droite du four, en l'absence de toute injection.

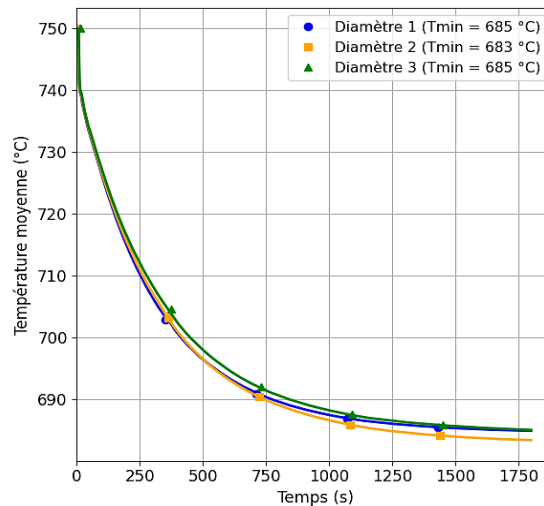


Figure 17. Évolution de la température moyenne au niveau 1 pour différents diamètres d'injection

#### 2.4.1.2 Effet de la variation de la position de l'injecteur

Étant donné que la variation du diamètre de l'injecteur à débit constant n'a pas montré d'impact significatif sur la répartition de l'air froid dans le four, un second paramètre a été étudié : la position de l'injecteur. Cinq configurations différentes ont été testées, comme illustré dans la figure 20.

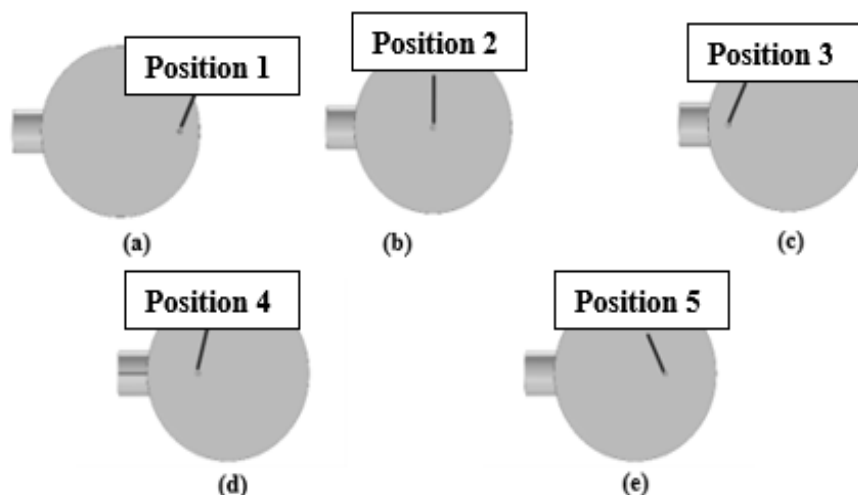


Figure 18. Différentes positions testées pour l'évaluation de la température moyenne

En modifiant la position de l'injecteur, la température moyenne au niveau 1 varie généralement entre 683 °C et 686 °C, comme illustré dans la figure 21. Une tendance similaire a été observée aux autres niveaux du four. Toutefois, pour la position 3, où l'injecteur est situé à proximité de la sortie, la courbe présentée dans la figure 22 montre une température minimale plus basse dans la zone du bec par rapport aux autres positions testées. Cette position, qui correspond à celle actuellement utilisée en industrie, indique une tendance à accroître l'évacuation du gaz froid dans cette zone. Dans le cas de l'argon, un échappement du gaz diminue l'efficacité du processus, nécessitant une injection supplémentaire pour compenser les pertes.

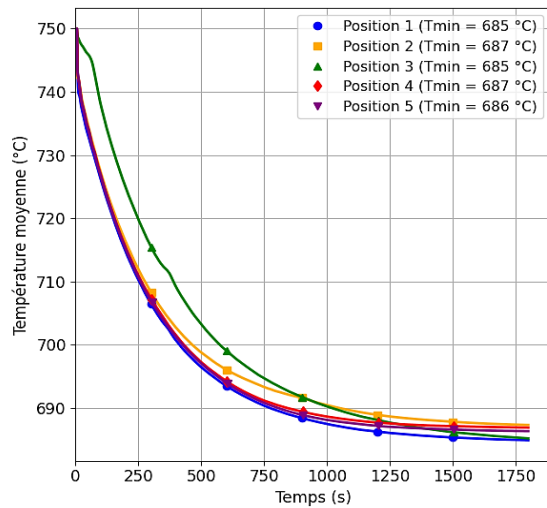


Figure 19. Évolution de la température moyenne au niveau 1 pour différentes positions

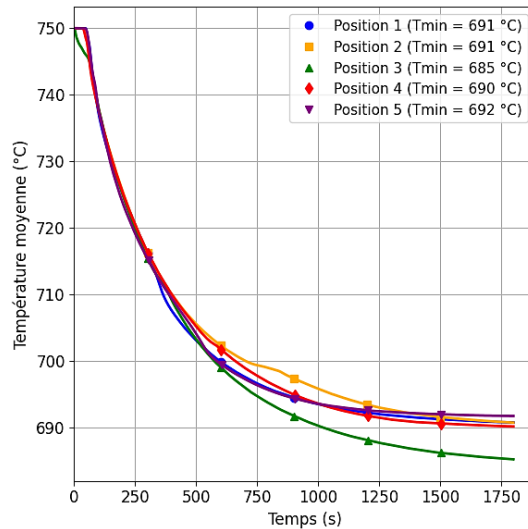


Figure 20. Évolution de la température moyenne au niveau du bec pour différentes positions d'injecteur

#### 2.4.1.3 Effet de la variation du débit d'injection

Deux analyses avec respectivement des débits d'injection de 20 L/min et 30 L/min ont été réalisées pour une configuration du four équipée d'un seul injecteur. Afin de conserver une intensité de turbulence équivalente dans l'équation de quantité de mouvement, l'augmentation du débit a été compensée par un accroissement du diamètre d'injection, fixé respectivement à 0,035 m et 0,040 m, tout en conservant une vitesse d'injection constante de 0,34 m/s. Dès les premières secondes de simulation, les résultats présentés dans la figure 23 montrent qu'au niveau 1 du four, un débit de 30 L/min permet un refroidissement plus efficace, avec une réduction de la température d'environ 13 °C par rapport au cas à 20 L/min. Cette observation

souligne l'influence directe du débit de gaz sur la répartition et la pénétration du gaz froid. L'analyse des niveaux 2 et 3 ainsi que de la zone de sortie a confirmé également qu'un débit plus élevé améliore significativement le refroidissement dans l'ensemble du four. Les résultats détaillés pour ces niveaux ne sont pas présentés ici afin de simplifier la lecture.

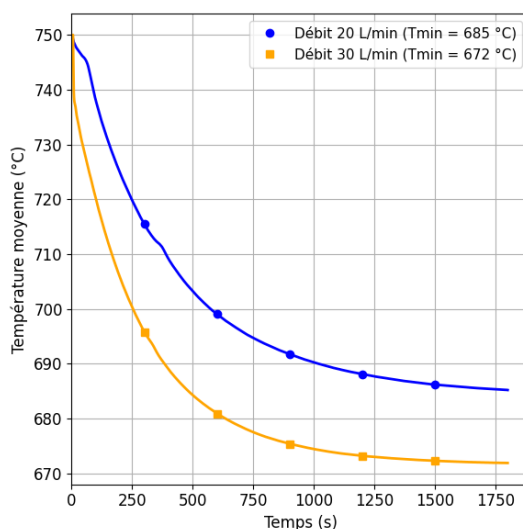


Figure 21. Évolution de la température moyenne au niveau 1 pour deux différents débits

#### 2.4.1.4 Impact du nombre d'injecteurs

Dans le but d'évaluer l'influence du nombre d'injecteurs sur l'aptitude de l'air froid à atteindre le fond du four, une étude comparative a été réalisée, portant sur cinq configurations différentes consistant à varier le nombre d'injecteurs et leurs positions, comme illustré dans la figure 24. L'objectif principal consistait à optimiser la distribution du gaz froid tout en réduisant au minimum la consommation d'air injecté. Pour cela, un débit de 20 L/min et un diamètre constant de 0,035 m ont été préservés, ce qui implique qu'une augmentation du nombre d'injecteurs entraîne une diminution de la vitesse d'injection.

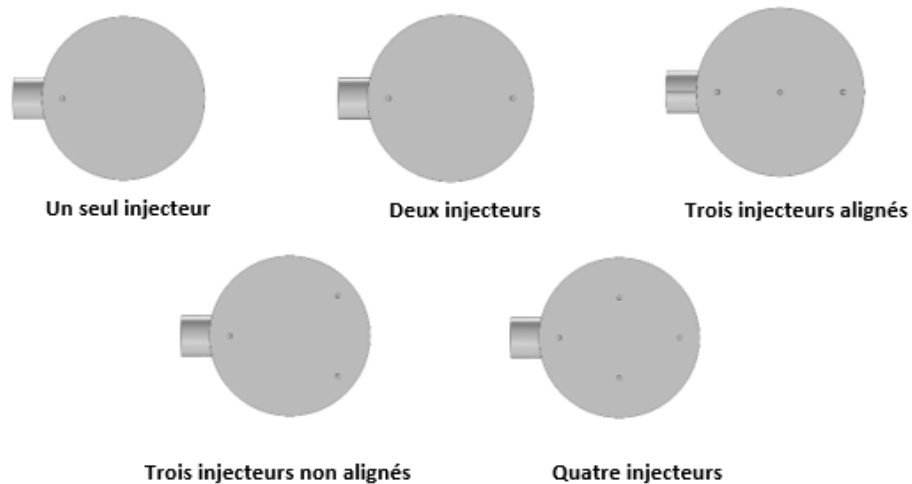


Figure 22. Différentes configurations testées pour l'évaluation de la température moyenne

La figure 25 présente les résultats numériques illustrant l'évolution temporelle de la température moyenne au niveau 1 en fonction du nombre d'injecteurs. Ces résultats indiquent que les configurations comportant trois injecteurs, qu'ils soient disposés de manière alignée ou non, ainsi que celle intégrant quatre injecteurs, permettent d'obtenir un refroidissement du four plus efficace après un temps d'injection de 6 minutes. En effet, au cours des 6 premières minutes, la température diminue de manière similaire pour les cinq configurations, passant de 750 °C à 710 °C. Néanmoins, après cette période, les configurations comportant trois ou quatre injecteurs sont plus efficaces dans la réduction de la température. En particulier, à l'issue de cette phase, la température moyenne minimale atteinte se révèle inférieure de 7 °C par rapport aux configurations avec un ou deux injecteurs.

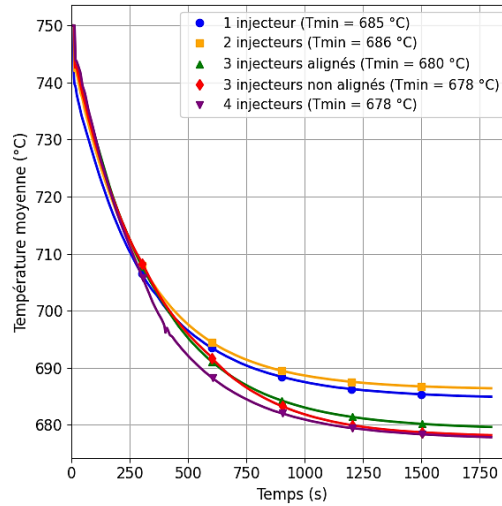


Figure 23. Évolution de la température moyenne au niveau 1 pour différents nombres et positions d'injecteurs

La figure 26 présente l'évolution de la température moyenne au niveau du bec, dont la position est illustrée dans la figure 16, pour les différents nombres d'injecteurs. L'analyse de la température au niveau de la zone de sortie confirme que la configuration comportant quatre injecteurs entraîne une évacuation plus importante du gaz froid injecté. Cette configuration engendre une diminution de la température de plus de 10 °C par rapport à celle comportant trois injecteurs lorsque le temps d'injection dépasse 6 minutes. La courbe représentant la variation de la température pour quatre injecteurs présente une allure différente, avec une diminution brusque de la température après 5 minutes. Cela pourrait être attribué à la complexité du modèle à quatre injecteurs, qui nécessite un maillage plus raffiné pour capturer correctement toutes les variations locales de température. Pour cette raison, les deux configurations comportant trois injecteurs semblent offrir un compromis optimal entre l'efficacité du refroidissement et la réduction de la quantité de gaz injecté susceptible de s'échapper par le bec.

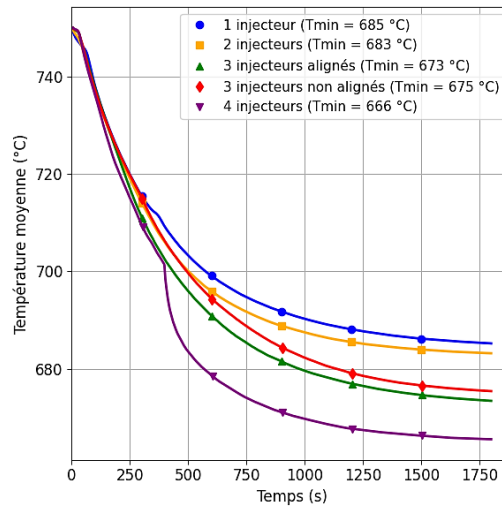


Figure 24. Évolution de la température moyenne au niveau du bec pour différents nombres et positions d'injecteurs

#### 2.4.1.5 Facteurs influents sur l'injection de gaz

À la suite de cette première analyse concernant le comportement du gaz froid injecté, les paramètres les plus déterminants pour la distribution de gaz froid dans le four sont le débit d'injection, le nombre d'injecteurs ainsi que leurs positions. Dans le but d'approfondir l'analyse, une modélisation du mélange binaire air-argon et les résultats qui en découlent a fait l'objet de la section 2.4.3 afin d'évaluer l'impact de ces paramètres en conditions réelles du fonctionnement du four et d'optimiser l'injection du gaz protecteur du bain d'aluminium en fusion.

#### 2.4.2 La transition vers l'étude de mélange binaire

Avant de passer à l'analyse détaillée du mélange binaire, une évaluation a été réalisée sur les profils de vitesse ainsi que sur la variation de la température moyenne pour les deux modèles : air seul et air-argon. Les résultats, présentés dans la figure 27, montrent une similarité notable entre les deux configurations quant au profil de température. Afin de ne pas alourdir le rapport, Les sections suivantes, consacrées au mélange binaire, se concentreront uniquement sur l'évolution de la fraction massique moyenne d'argon à l'interface entre le mélange gazeux et le

métal fondu., rappelant que l'objectif principal de cette étude est d'optimiser l'injection d'argon dans le four LIA, notamment en quantifiant sa concentration et sa répartition.

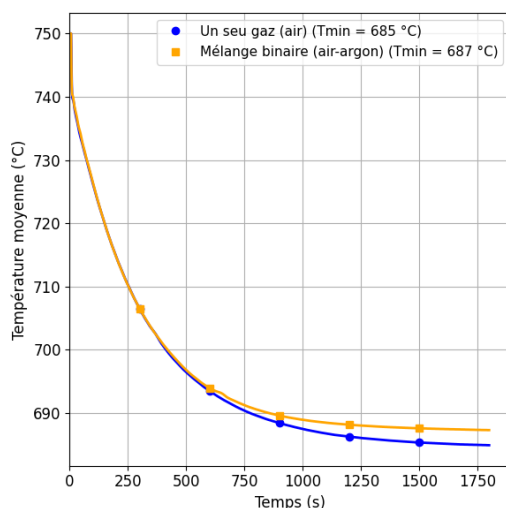


Figure 25. Variation de la température moyenne au niveau 1 en fonction du temps pour les deux études

### 2.4.3 Étude du mélange binaire air-argon

Les simulations du processus d'injection de l'argon et son mélange avec l'air chaud initialement présent dans le four ont d'abord été réalisées en reproduisant la configuration actuellement utilisée dans l'industrie, afin d'évaluer l'efficacité de leur système d'injection d'argon et de déterminer ses limites.

La figure 28 illustre l'évolution temporelle des fractions massiques moyennes d'air et d'argon au niveau 1 du four. Cette évolution met en évidence la substitution progressive de l'air par le gaz inerte introduit. Après 5 minutes d'injection, seulement 10 % de l'argon est détecté, laissant ainsi 90 % d'air résiduel, ce qui expose de manière significative le bain de fusion à l'oxydation. De façon progressive, la proportion d'argon augmente, atteignant 60 % après une heure, tout en maintenant 40 % d'air au niveau 1 du four, ce qui reste insuffisant pour assurer une protection optimale.

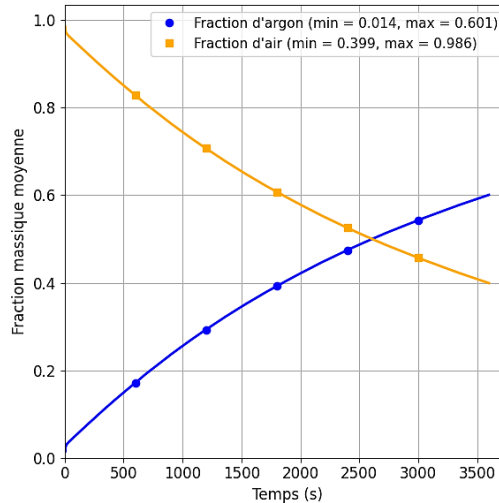


Figure 26. Évolution des fractions massiques moyennes d'air et d'argon au niveau 1

Lors des opérations de chargement du four avec le métal à recycler, le procédé industriel actuellement en application nécessite des ouvertures successives du couvercle du four pour permettre l'introduction de la charge. Ces interventions entraînent une interruption de l'injection d'argon et favorisent l'entrée d'air ambiant. Cette contrainte réduit de façon significative l'efficacité de la couverture du bain de fusion (niveau 1) par le gaz inerte et souligne l'importance d'une optimisation du système d'injection. Dans des procédés industriels sensibles à l'oxydation, comme le soudage TIG ou MIG sur des métaux non ferreux (aluminium, titane), les normes NF EN ISO 14175 et NF EN 439 recommandent l'utilisation d'un environnement 100 % argon, exempt d'air. Par analogie, ces exigences soulignent l'importance, dans notre contexte, de maintenir une atmosphère inerte totale autour du métal fondu pour en limiter l'oxydation. Or, selon les résultats obtenus par le modèle numérique, la fraction massique d'air présente au niveau 1 du four, après une heure d'injection d'argon, dépasse encore 40 %. Ce constat met en évidence que la couverture actuelle du fond de four, utilisée par l'industrie, reste loin des conditions optimales nécessaires pour garantir une protection efficace contre l'oxydation.

Par conséquent, les paramètres présentés dans la section 2.4.1.5 ont été de nouveau analysés dans le cas d'un mélange binaire air-argon avec l'objectif d'optimiser le processus d'injection, en visant à augmenter le pourcentage d'argon à la surface la plus proche du métal (niveau 1 du four illustré dans la figure 15).

#### 2.4.3.1 Effet de la variation de la position de l'injecteur

Afin d'analyser plus en détail la répartition d'argon dans le four, des coupes 2D ont été utilisées pour compléter l'étude. Ces derniers ont été élaborés selon deux plans : le plan (x-z), qui permet d'analyser la répartition du gaz dans l'intégralité du four, et le plan (x-y), qui se concentre sur la distribution du gaz au-dessus de métal en fusion, comme l'illustre la figure 29.

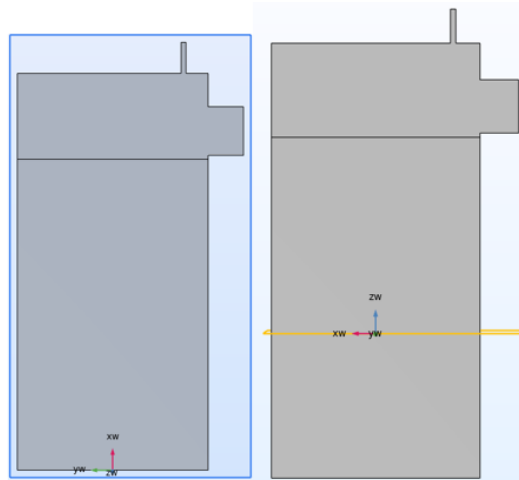


Figure 27. Plans de coupe pour l'analyse 2D de la fraction massique d'argon : (a) Vue de face dans le plan (x-z) et (b) Plan de coupe horizontale (x-y) au niveau 1

Par ailleurs, en se basant sur la durée d'ouverture du couvercle observée lors des stages effectués au sein de l'industrie et en prenant en considération la durée moyenne des refontes, qui est de 2 heures, il apparaît que le couvercle s'ouvre toutes les 15 minutes. En conséquence, les graphiques de la fraction moyenne ont été exposés après de 15 minutes de début d'injection afin de refléter cette périodicité.

L'impact de la position de l'injecteur sur la couverture en argon a été analysé en réalisant des tests sur les trois positions 1, 2 et 3 présentées dans la figure 20. Les graphiques en 2D des figures 30 et 31 indiquent que les différences d'échelle de la fraction massique d'argon reflètent une variation dans la distribution de l'argon en fonction de la position de l'injecteur. L'injection en position 3, située plus loin du bec, favorise une légère augmentation de la concentration d'argon. Dans les trois cas, la fraction massique maximale est systématiquement localisée sous

l'injecteur, ce qui indique un effet d'injection localisé. Cette variation reste, inférieure à 2 %, ce qui indique une distribution globale homogène d'argon à cette surface.

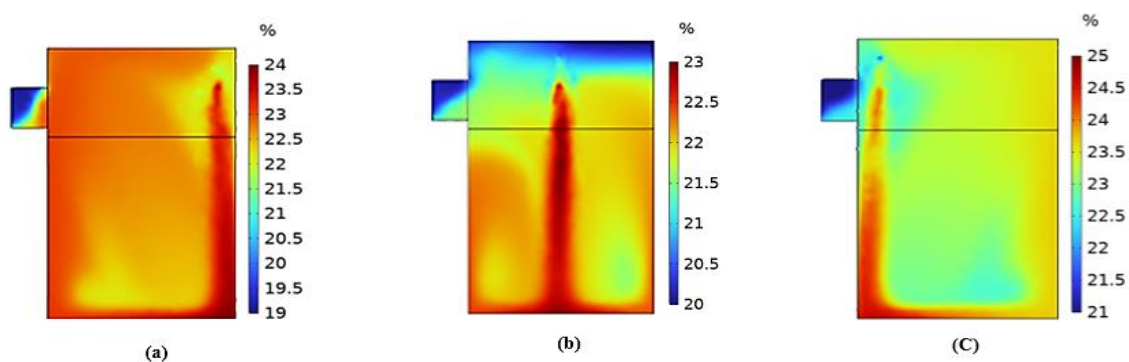


Figure 28. Graphique 2D de la répartition de la fraction massique d'argon selon le plan (x-z) pour différentes positions de l'injecteur après 15 minutes d'injection : (a) position 1, (b) position 2 et (c) position 3 illustrées dans la figure 16

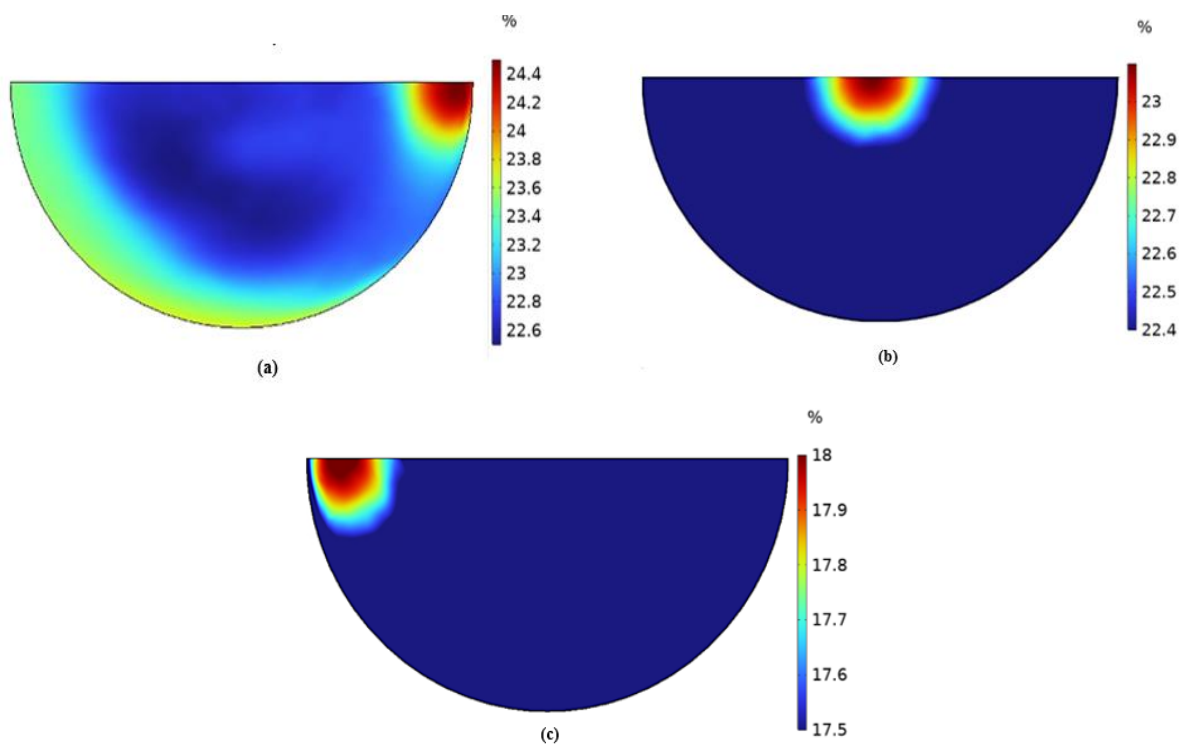


Figure 29. Graphique 2D de la répartition de la fraction massique d'argon au niveau 1 du four (Coupe dans le plan (x-y)) après 15 minutes d'injection d'argon pour différentes positions de l'injecteur : (a) position 1, (b) position 2 et (c) position 3

Étant donné que l'analyse porte principalement sur la zone située à proximité immédiate du métal en fusion (niveau 1), l'évolution de la fraction massique moyenne d'argon dans cette région est présentée dans la figure 32. Les résultats montrent que la variation de cette fraction selon la position de l'injecteur reste marginale. Toutefois, lorsque l'injecteur est placé en position 2, une légère diminution est observée, avec une fraction massique inférieure d'environ 2 % par rapport aux deux autres configurations. Cette tendance demeure cohérente avec les observations tirées des coupes 2D présentées dans les figures 30 et 31.

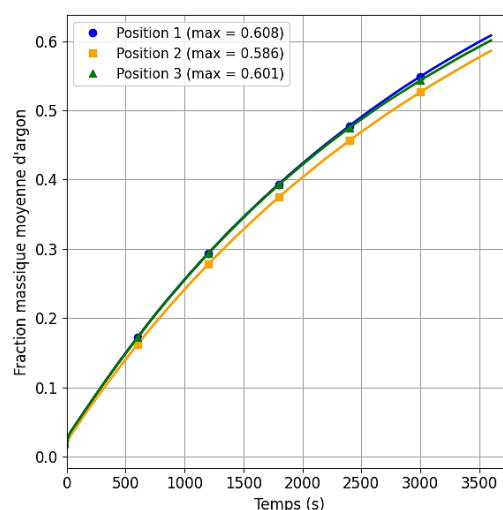


Figure 30. Évolution de la fraction massique moyenne d'argon au niveau 1 pour différentes positions

#### 2.4.3.2 Effet de la variation de débit d'injection

D'après l'étude exploratoire réalisée avec de l'air uniquement, il a été constaté que le débit a un impact significatif sur la variation de la température. Ainsi, trois débits ont été testés pour le cas du mélange air-argon : 20, 30 et 40 L/min. Le débit a été changé de deux façons : d'abord, en changeant le diamètre de l'orifice d'injection avec une vitesse constante, ensuite, en gardant le même diamètre, mais en augmentant la vitesse.

a. *VARIATION DU DÉBIT PAR CHANGEMENT DE DIAMÈTRE À VITESSE CONSTANTE*

Les trois diamètres utilisés pour modéliser les trois cas sont présentés dans le tableau 10.

Tableau 10

Diamètres choisis pour modéliser les trois débits d'injection.

	Cas 1	Cas 2	Cas 3
<b>Débit (L/min)</b>	20	30	40
<b>Diamètre (m)</b>	0,035	0,04	0,05
<b>Vitesse (m/s)</b>	0,34		

La figure 33 présente la répartition 2D de la fraction massique locale d'argon pour les trois débits testés. On y observe une distribution globalement homogène dans l'ensemble du four, avec une concentration maximale localisée juste au-dessous de l'injecteur. Bien que les cartes de concentration semblent visuellement similaires en termes de couleurs, il est important de noter que les plages de valeurs varient selon le débit. Pour un débit de 20 L/min, la fraction massique se situe entre 17,5 et 18 ; pour 30 L/min, elle est comprise entre 29 et 30 ; et pour 40 L/min, elle varie entre 42 et 43. Cette distinction met en évidence une variation significative de la fraction massique moyenne d'argon en fonction du débit : celle-ci augmente clairement avec l'intensité du débit injecté. Cette observation est confirmée par l'évolution temporelle de la fraction massique moyenne de l'argon pour différents débits, comme illustré dans de la figure 34. Il est clair qu'une augmentation du débit entraîne une augmentation notable de la concentration d'argon au fond du four. Ce comportement reflète bien l'effet attendu du débit sur la quantité de gaz injecté, et souligne son rôle déterminant dans le processus d'injection. En outre, le temps théorique nécessaire pour remplir le four en argon varie considérablement en fonction du débit. Il est estimé à 2 heures et 22 minutes pour un débit de 20 L/min, à 1 heure et 47 minutes pour 30 L/min, et à seulement 1 heure et 10 minutes pour 40 L/min.

Par ailleurs, les résultats montrent qu'un débit de 40 L/min permet d'atteindre une concentration de 83 % d'argon au fond du four en une heure, contre respectivement 69 % et 60

% pour des débits de 30 L/min et 20 L/min. Ces observations confirment l'intérêt d'un débit élevé, qui permet non seulement d'augmenter la fraction d'argon, mais aussi d'accélérer de manière significative le processus global d'inertage.

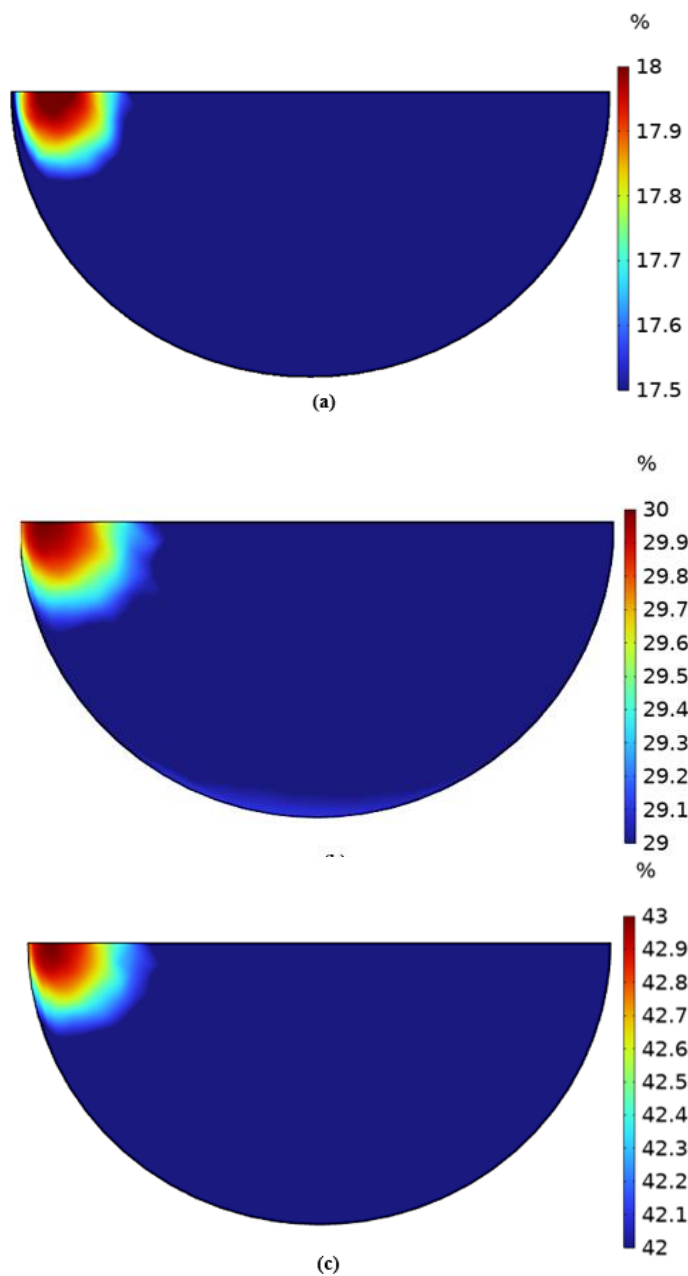


Figure 31. Graphique 2D de la répartition de la fraction massique locale d'argon au niveau 1 pour différents débits après 15 minutes : (a) débit 20 L/min, (b) débit 30 L/min et (c) débit 40 L/min

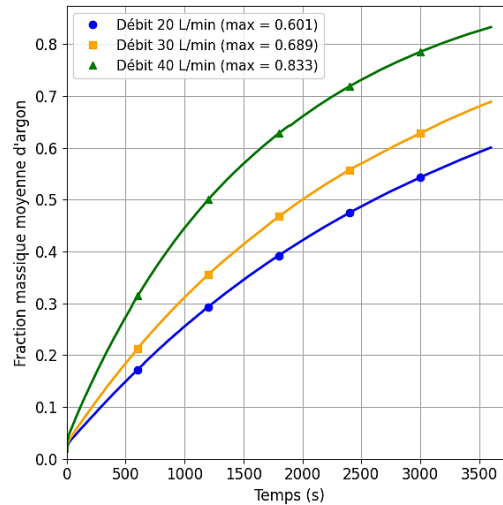


Figure 32. Évolution de la fraction massique moyenne d'argon au niveau 1 pour différents débits d'injection

*b. VARIATION DU DÉBIT PAR CHANGEMENT DE VITESSE À DIAMÈTRE CONSTANT*

Les différentes vitesses utilisées pour augmenter le débit d'injection en maintenant le diamètre d'injection constant sont illustrées dans le tableau 11. Les simulations du comportement du mélange binaire dans le four ont été réalisées en considérant que la vitesse d'injection d'argon augmente linéairement au cours des 10 premières secondes, comme l'illustrent les figures B.20 et B.21 de l'annexe B.

Tableau 11

Vitesses choisies pour modéliser les trois débits d'injection

	Cas 1	Cas 2	Cas 3
Débit (L/min)	20	30	40
Diamètre (m)	0,035		
Vitesse (m/s)	0,34	0,51	0,68

L'examen des résultats présentés aux figures 35 et 36 met en évidence des tendances similaires à celles observées précédemment lors de la variation du diamètre d'injection (voir partie a de la section 2.4.3.2), avec seulement des différences marginales dans l'évolution de la fraction massique d'argon. Ces observations, mises en parallèle avec les résultats obtenus lors de l'augmentation du débit par accroissement du diamètre à vitesse constante, suggèrent que la dispersion de l'argon dépend avant tout du débit injecté, et non de la vitesse d'injection. En d'autres termes, à débit constant, la répartition du gaz reste comparable, que celui-ci soit injecté plus lentement par un orifice plus large ou plus rapidement par un orifice plus étroit.

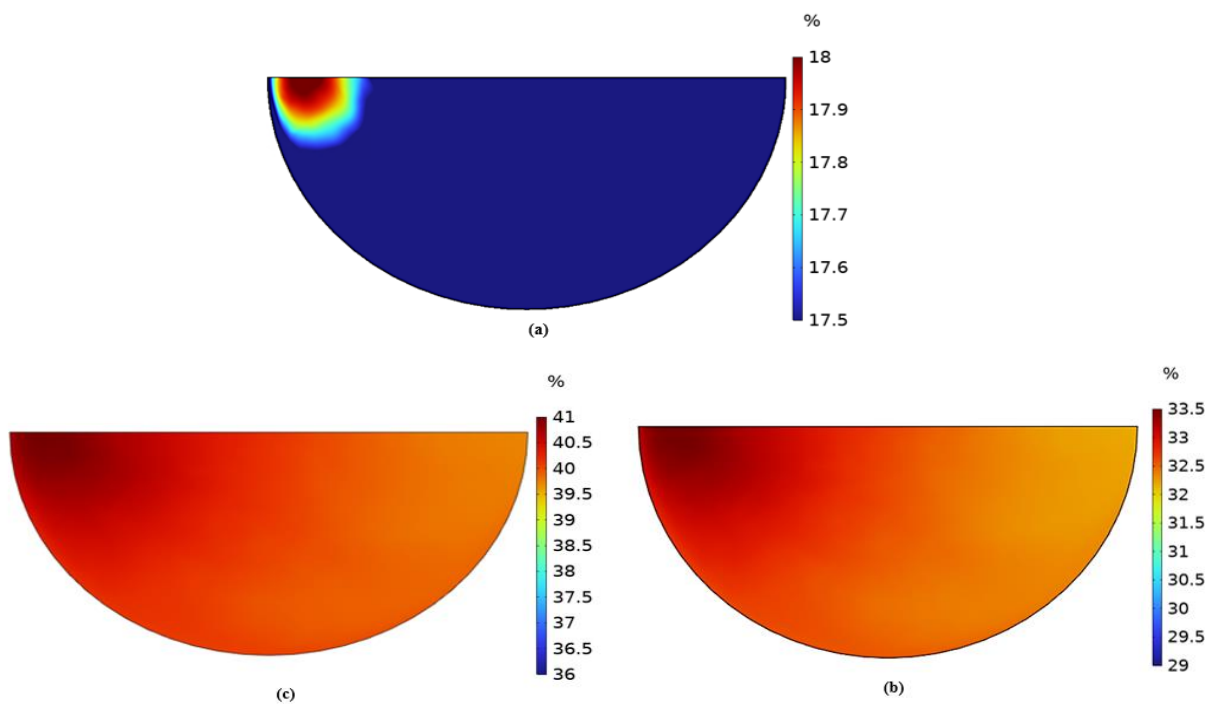


Figure 33. Graphique 2D de la répartition de la fraction massique d'argon au niveau 1 pour différents débits après 15 minutes : (a) débit 20 L/min, (b) débit 30 L/min et (c) débit 40 L/min

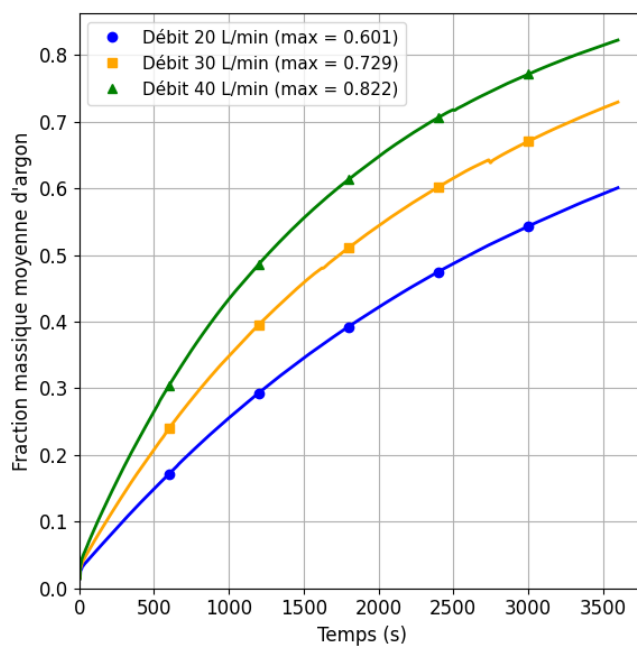


Figure 34. Évolution de la fraction massique moyenne d'argon au niveau 1 pour différents débits

#### 2.4.3.3 Impact du nombre d'injecteurs

Les mêmes configurations décrites dans la section 2.4.1.4 et présentant différents nombres et positions d'injecteurs ont été testées dans le cas d'un mélange binaire air-argon.

La figure 37 présente la répartition de la fraction massique d'argon au fond du four après 15 minutes d'injection. En examinant les graphiques 2D, on constate que la répartition de l'argon est globalement homogène au niveau 1, quelle que soit la configuration. Toutefois, les valeurs maximales de la fraction massique d'argon varient selon le nombre et la disposition des injecteurs. Après 15 minutes, la fraction maximale atteint 18 % avec un seul injecteur, 24,7 % avec deux injecteurs, 24,9 % avec trois injecteurs alignés, 26,1 % avec trois injecteurs non alignés, et 27,3 % avec quatre injecteurs. En croisant ces résultats avec ceux présentés dans la figure 38, qui illustre la variation temporelle de la fraction massique moyenne, on observe qu'après une heure d'injection, la configuration à quatre injecteurs atteint une fraction moyenne de 68 %, contre 64 % pour trois injecteurs non alignés, 63 % pour trois injecteurs alignés, 61 % pour deux injecteurs, et 60 % pour un seul injecteur. Ces résultats montrent clairement que l'augmentation du nombre d'injecteurs, tout en maintenant un débit total constant réparti entre eux, améliore la présence de gaz protecteur dans la zone la plus proche de la surface du métal. Ainsi, les configurations à quatre injecteurs ou à trois injecteurs non alignés offrent une couverture plus efficace, et s'avèrent plus adaptées pour assurer une inertisation optimale du four.

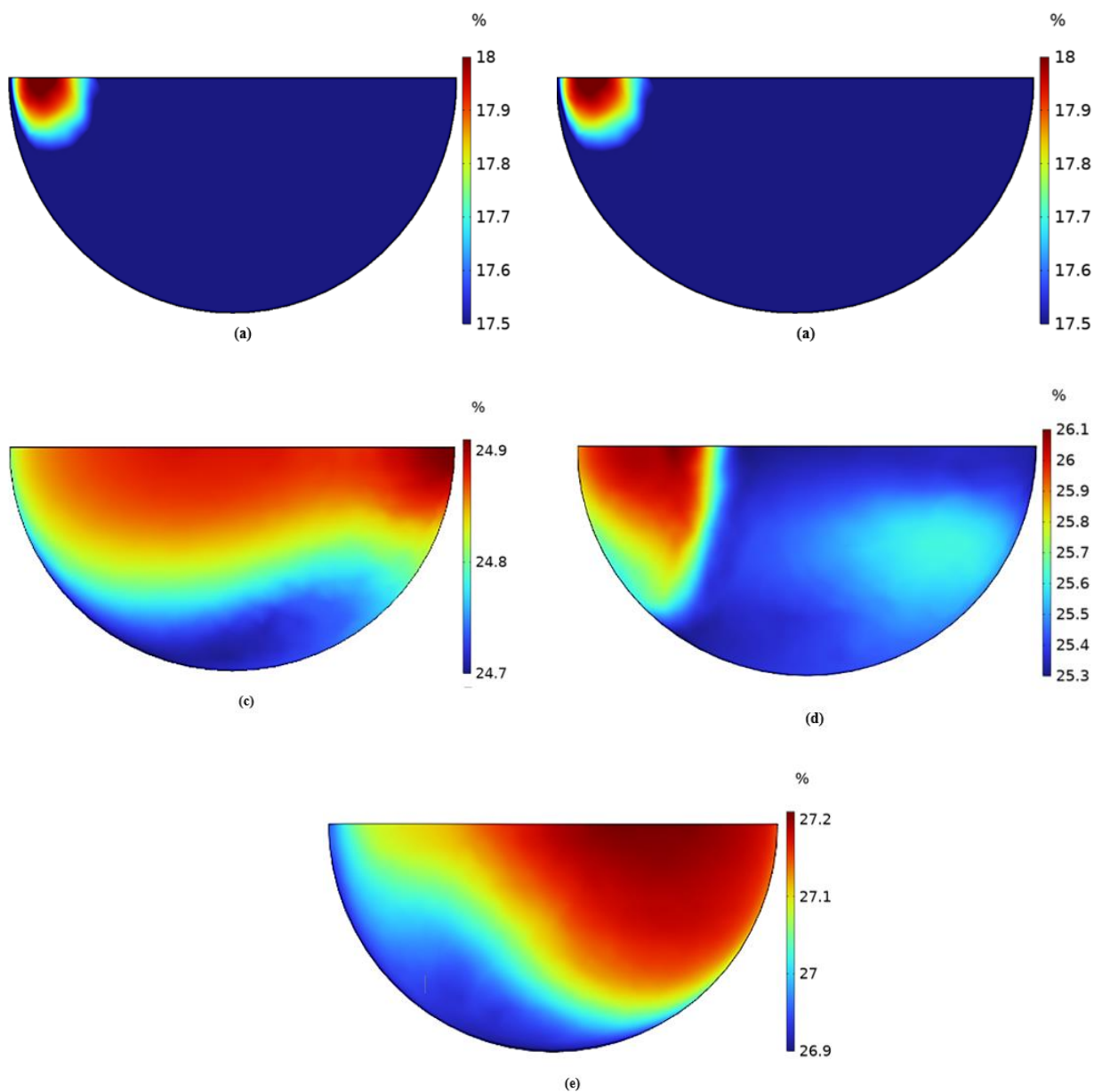


Figure 35. Graphique 2D de la répartition de la fraction massique d'argon au niveau 1 pour différentes configurations après 15 minutes : (a) un seul injecteur, (b) deux injecteurs, (c) trois injecteurs alignés, (d) trois injecteurs non alignés et (e) quatre injecteurs

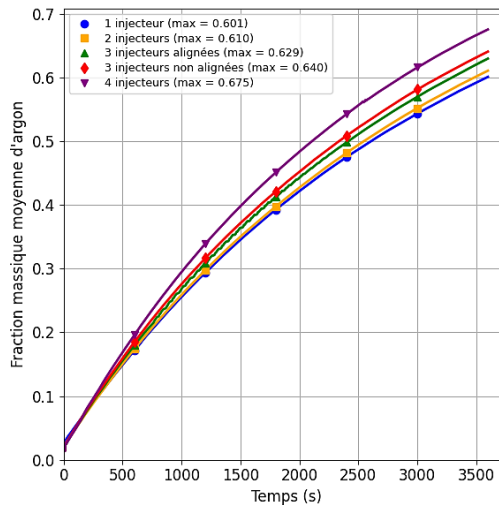


Figure 36. Évolution de la fraction massique moyenne d'argon au niveau 1 selon le nombre et la disposition des injecteurs

#### 2.4.3.4 Influence du niveau de métal sur la répartition de l'argon dans le four

Les simulations antérieures ont été effectuées en prenant en compte que seulement un tiers du four était occupé par le matériau à recycler. Dans le but d'explorer divers scénarios et d'enrichir l'analyse, l'étude a été approfondie en examinant la variation de la fraction moyenne d'argon lorsque le four est rempli à moitié ainsi qu'au maximum de sa capacité.

Les figures 39 et 40 présentent la répartition de la fraction massique d'argon selon les plans (x-z) et (x-y) au niveau 1 pour différents niveaux de remplissage après 15 minutes d'injection d'argon. Les résultats montrent qu'une fraction massique plus élevée est observée lorsque le four est entièrement rempli, ce qui s'explique avec moins d'espace disponible pour la répartition des deux gaz, comparativement aux autres niveaux de remplissage.

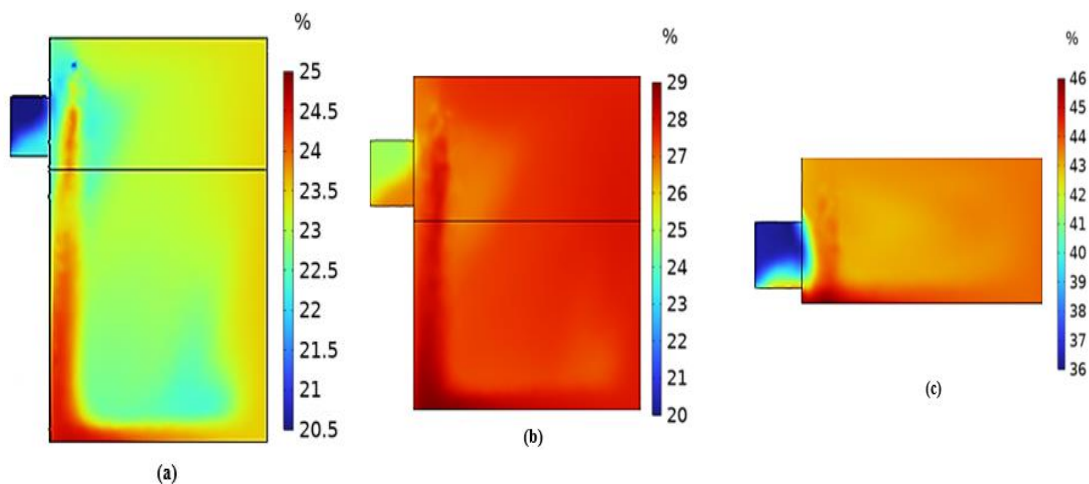


Figure 37. Graphiques 2D de la répartition de la fraction massique d'argon selon le plan (x-z) pour différents niveaux de remplissage après 15 minutes : (a) un tiers du four rempli, (b) la moitié du four remplie et (c) la totalité du four remplie

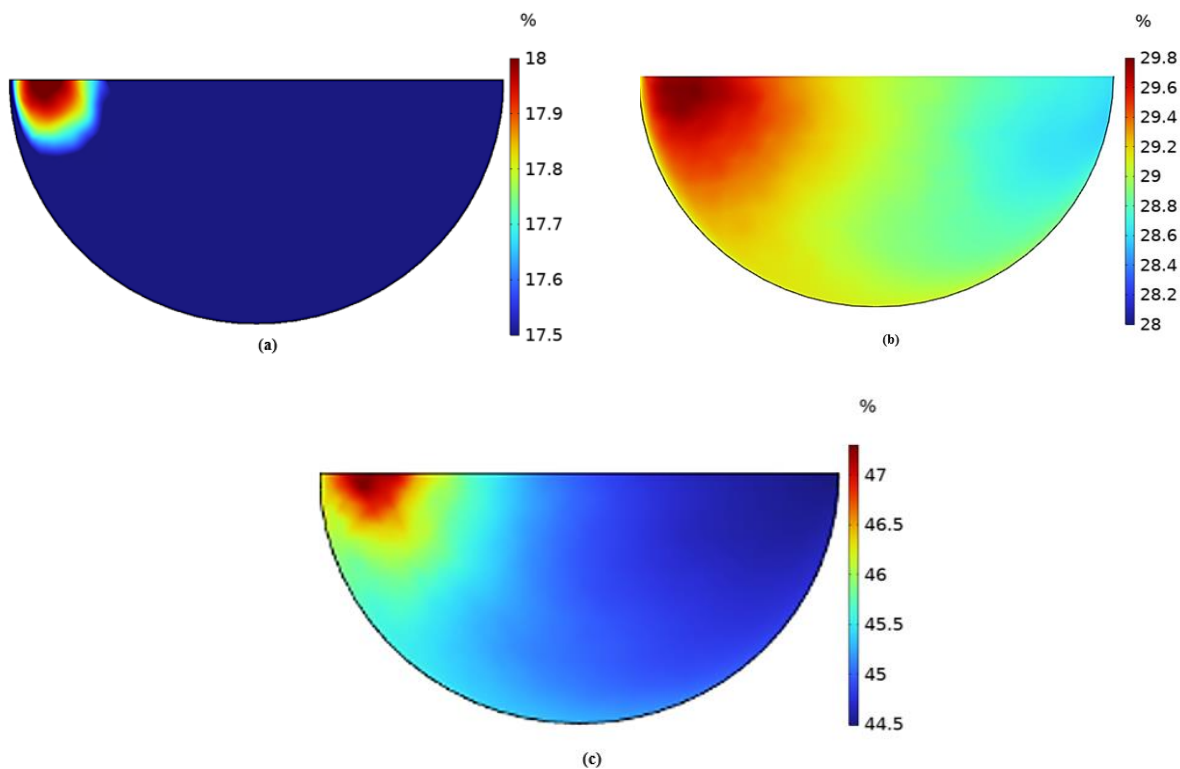


Figure 38. Graphique 2D de la répartition de la fraction massique d'argon selon le plan (x-y) et au niveau 1 pour différents niveaux de remplissage du four après 15 minutes : (a) un tiers du four rempli, (b) la moitié du four remplie et (c) la totalité du four remplie

Pour mieux interpréter les résultats présentés dans les figures 39 et 40, la figure 41 présente une comparaison de l'évolution temporelle de la fraction massique moyenne de l'argon au niveau 1 pour les différents niveaux de remplissage du four. L'analyse des résultats obtenus confirme que l'augmentation du niveau de remplissage du four contribue significativement à l'amélioration de la saturation en argon à la surface du métal en fusion. Lorsque le four est entièrement chargé, la fraction massique d'argon atteint 0,86 après une heure, contre 0,68 et 0,60 pour des niveaux de remplissage de respectivement 1/2 et 1/3 de la hauteur totale du four. Cette tendance s'explique par la réduction du volume d'air initialement présent, facilitant ainsi son remplacement par l'argon. Par ailleurs, la dynamique d'injection suit une évolution asymptotique : dans le cas d'un four totalement rempli, la fraction en argon atteint 50 % en moins de 20 minutes, alors qu'elle ne dépasse pas 30 % pour un remplissage au tiers. Ces résultats soulignent l'efficacité accrue de l'injection d'argon lorsque le volume de remplissage est plus élevé.

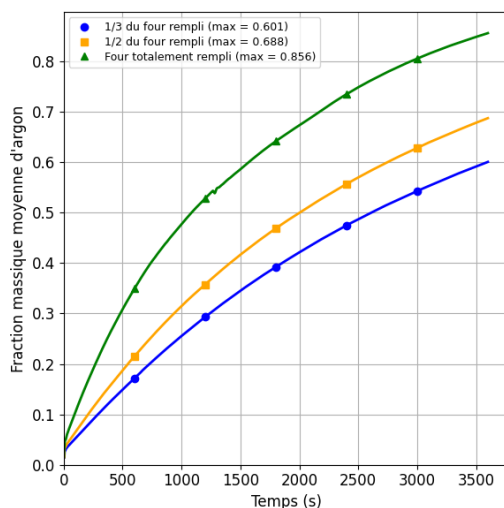


Figure 39. Évolution de la fraction massique moyenne d'argon à la surface du métal fondu en fonction du temps pour différents niveaux de remplissage du four

#### 2.4.3.5 Synthèse des résultats et suggestions pratiques

##### *a. SYNTHÈSE DES RÉSULTATS CLÉS*

L'analyse des paramètres affectant l'inertage du four a mis en évidence que le débit d'injection, le niveau de remplissage du four ainsi que le nombre d'injecteurs constituent les facteurs les plus déterminants afin d'assurer une bonne protection du bain de fusion. Une augmentation du débit d'injection de l'argon contribue de manière significative à l'amélioration de la substitution de l'air par l'argon, ce qui accélère la saturation du four en gaz inerte et diminue l'exposition du bain de fusion à l'oxydation. De plus, un volume de métal élevé favorise la saturation en argon en diminuant le volume d'air à remplacer, ce qui permet une injection plus efficace. Parmi les configurations évaluées, la présence de quatre ou des trois injecteurs, qu'ils soient alignés ou non, contribue de manière significative à l'amélioration de l'efficacité du processus en garantissant une dispersion optimale du gaz dans l'environnement du four. En revanche, la position des injecteurs n'a pas révélé d'impact significatif sur l'efficacité du processus, ce qui justifie le maintien de la configuration actuelle sans nécessiter de modification. Ces résultats mettent en évidence que l'amélioration du procédé dépend essentiellement de l'optimisation du débit d'injection selon le niveau de remplissage et de l'ajustement du nombre d'injecteurs en gardant un débit total constant, tandis que la position de l'injecteur peut être maintenue tel quelle sans impacter de manière significative la performance de l'inertage.

##### *b. RECOMMANDATIONS PRATIQUES*

Afin de garantir une protection optimale du bain de fusion tout en maîtrisant la consommation d'argon, il est essentiel d'adapter les paramètres du procédé en fonction des conditions d'opération. Les résultats obtenus montrent qu'un débit d'injection élevé permet d'accélérer la substitution de l'air par l'argon, en particulier au début du processus. Ainsi, lorsque le four est rempli au tiers ou à la moitié, il est recommandé d'opter pour un débit de 40 L/min afin d'assurer une couverture rapide et efficace de la surface métallique.

En revanche, lorsque le four est entièrement rempli, le volume d'air à remplacer est naturellement réduit grâce à la présence du métal, ce qui permet d'obtenir une bonne saturation avec un débit plus modéré de 20 L/min.

Enfin, une alternative intéressante pour renforcer la protection sans augmenter la consommation d'argon consiste à augmenter le nombre d'injecteurs à trois ou quatre tout en conservant un débit total constant réparti entre eux. Les simulations ont en effet montré que cette stratégie permet une meilleure répartition de l'argon, notamment dans les zones proches de la surface du métal, et accélère l'augmentation de la fraction massique moyenne du gaz dans ces zones critiques.

### *c. LIMITES DE L'ÉTUDE*

Bien que cette étude ait permis d'identifier des méthodes d'optimisation du processus d'injection d'argon, il convient de prendre en considération certaines limites afin de préciser les conclusions et d'en améliorer l'applicabilité dans un contexte industriel.

Une première limitation réside dans le fait que le maillage a été optimisé pour le cas d'un seul gaz, ce qui pourrait avoir un impact sur la précision des résultats lors de l'analyse d'un mélange binaire et pourrait nécessiter une adaptation pour des études plus complexes. À ceci s'ajoute le fait que la modélisation du four a été effectuée dans le cas d'une sortie entièrement ouverte, alors qu'en réalité, celle-ci est partiellement fermée avec une étanchéité partielle.

Il est important de noter aussi que la fréquence d'ouverture du four n'a pas été prise en considération lors de l'étude numérique, alors qu'en milieu industriel, il est courant que le four soit ouvert toutes les 15 minutes.

Finalement, l'absence de validation du modèle s'explique par le manque d'études antérieures sur l'injection de gaz inerte dans un four à induction, ce qui empêche toute comparaison directe et limite ainsi la possibilité de valider le modèle utilisé dans cette étude.

## **2.5 PERSPECTIVES**

Étant donné que les perturbations causées par les ouvertures successives du four n'ont pas été prises en compte dans la présente étude, cela constitue une piste d'amélioration qui pourrait permettre d'affiner les résultats. Par ailleurs, à notre connaissance, aucune étude antérieure n'a examiné l'introduction de gaz inerte dans un four à induction dans des conditions comparables, ce qui complique la validation du modèle utilisé. Pour la continuité du projet, une validation expérimentale sera nécessaire. Elle pourrait être réalisée, par exemple, en insérant quelques

thermocouples dans le creuset afin de comparer les résultats mesurés aux simulations numériques. Une approche complémentaire pour assurer la protection du bain de fusion consisterait à mener des expérimentations sur un mini-four à induction, afin de valider les recommandations issues de cette étude en mesurant, notamment, le taux d'oxydation en fonction des paramètres analysés. Une telle validation contribuerait à améliorer la fiabilité du modèle et à renforcer sa pertinence pour des applications industrielles.

## **2.6 CONCLUSION**

L'analyse du processus d'injection d'argon dans un four à induction initialement rempli d'air chaud a permis d'identifier les facteurs clés influençant l'efficacité de cette technique d'injection et de formuler des recommandations visant à optimiser le processus. Bien que ces résultats soient prometteurs, une validation expérimentale est nécessaire pour confirmer leur applicabilité en milieu industriel.

## RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- [1] Hirschel, E. H. (n.d.). Basics of aero-thermo-dynamics.
- [2] Tian, Y., Lin, G., & Guo, J. (2021). Analysis of mass diffusion theory and models for high-temperature multi-component gases. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 181, 181, 121922.
- [3] Krishna, R., & Wesselingh, J. A. (1997). The Maxwell–Stefan approach to mass transfer. *Chemical Engineering Science*, 52(6), 861–911.
- [4] Castellanos, E., Valverde, J. L., & Navarro, M. C. (2023). Temperature optimization in a gas reactor for the synthesis of carbon nanofibers: A numerical approach. *Thermal Science and Engineering Progress*, 42, 101600.
- [5] Fedorenko, O. V., Kossov, V. N., Krasikov, S. A., Zhaneli, M., & Seydaz, T. (2023). Numerical modelling of multi-component mass transfer regimes in four-component gas systems. *Bulletin of the Karaganda University. Physics Series*, 112(4), 38–49.
- [6] Bykov, N. Y., & Zakharov, V. V. (2020). Binary gas mixture outflow into vacuum through an orifice. *Physics of Fluids*, 32(6), 066101.
- [7] Elizarova, T. G., Graur, I. A., & Lengrand, J.-C. (n.d.). Two-fluid computational model for a binary gas mixture.
- [8] Ma, Q., Yang, C., Bruno, D., & Zhang, J. (2021). Molecular simulation of Rayleigh-Brillouin scattering in binary gas mixtures and extraction of the rotational relaxation numbers. *Physical Review E*, 104(3), 035205.
- [9] Çengel, Y. A., & Ghajar, A. J. (2020). *Heat and mass transfer: Fundamentals and applications* (6th ed.). McGraw-Hill Education.
- [10] The Engineering Toolbox. (15 février 2024). Density and specific weight of argon and air as a function of temperature and pressure. Consulté le 2 mars 2024 à l'adresse [https://www.engineeringtoolbox.com/argon-density-specific-weight-temperature-pressure-d\\_2089.html](https://www.engineeringtoolbox.com/argon-density-specific-weight-temperature-pressure-d_2089.html)
- [11] Engineering Toolbox. (s.d.). Engineering Toolbox. Consulté le 3 janvier 2024, à l'adresse <https://www.engineeringtoolbox.com>
- [12] Marty, P. (2012). *Transferts thermiques convectifs : Master 2 GdP*. Université Joseph Fourier, Grenoble.
- [13] Wendt, J. F. (Éd.). (2008). *Computational fluid dynamics : An introduction* (3e éd.). Springer.
- [14] Panton, R. L. (1996). *Incompressible flow* (2e éd.). John Wiley & Sons.

- [15] Wesselingh, J. A., & Krishna, R. (2000). Mass transfer in multicomponent mixtures (1re éd.). VSSD. [16] Brokaw, R. S. (1967). Viscosity of gas mixtures. National Aeronautics and Space Administration.
- [17] ME 812 Conductive Heat Transfer: Wilke Mixture Rule.
- [18] Singh, A., Chaudhary, A., & Sahoo, S. (2025). Thermal management of adsorption systems for greenhouse gas capture: A heat and mass transfer approach. *Applied Thermal Engineering*, 264, 125468.
- [19] COMSOL Inc. (2023). Fluid. In *Battery Design Module User's Guide: Chemical Species Transport Interfaces*. Consulté le 15 Juin 2024, à l'adresse [https://doc.comsol.com/6.3/docserver/#!/com.comsol.help.battery/battery Ug\\_chemsptrans.09.064.html%234242872](https://doc.comsol.com/6.3/docserver/#!/com.comsol.help.battery/battery Ug_chemsptrans.09.064.html%234242872).
- [20] Memon, A. A., Memon, M. A., Bhatti, K., Jacob, K., Sitthiwirattam, T., Promsakon, C., & Khan, I. (2022). Modelling and simulation of fluid flow through a circular cylinder with high Reynolds number: a COMSOL Multiphysics study. *Journal of Mathematics*, 2022(1), 5282980.
- [21] COMSOL. (2017, 21 février). La méthode des éléments finis (FEM). *Multiphysics Cyclopedia*. Consulté le 10 août 2024, à l'adresse <https://www.comsol.com/multiphysics/finite-element-method?parent=physics-pdes-numerical-042-62>.
- [22] Scheepers, E., Yang, Y., Reuter, M. A., & Adema, A. T. (2006). A dynamic-CFD hybrid model of a submerged arc furnace for phosphorus production. *Minerals Engineering*, 19(3), 309–317. <https://doi.org/10.1016/j.mineng.2005.10.013>
- [23] Yang, Y., Pijnenborg, M. J. A., Reuter, M. A., & Verwoerd, J. (2005). Modelling the combustion behaviour of hazardous waste in a rotary-kiln incinerator. *Journal of Environmental Science and Health, Part A: Toxic/Hazardous Substances and Environmental Engineering*, 40(10), 1823–1842.
- [24] Chen, Y., Li, Y., Zhai, Y., & Sha, Y. (2011). Numerical simulation of the flow of gases in a large-scale electros slag furnace. *Advanced Materials Research*, 287–290, 970–973.
- [25] COMSOL. (n.d.). Fluid Flow Module User's Guide. Consulté le 20 mars 2024 à [https://doc.comsol.com/6.3/docserver/#!/com.comsol.help.comsol/comsol\\_ref\\_fluidflow.29.05.html?highlight=compressible](https://doc.comsol.com/6.3/docserver/#!/com.comsol.help.comsol/comsol_ref_fluidflow.29.05.html?highlight=compressible).
- [26] COMSOL Inc. (2020). Multicomponent Diffusion : Mixture-Averaged Approximation. *COMSOL Documentation*. Consulté le 22 mars 2024, à l'adresse [https://doc.comsol.com/5.6/doc/com.comsol.help.chem/chem Ug\\_chemsptrans.08.029.html](https://doc.comsol.com/5.6/doc/com.comsol.help.chem/chem Ug_chemsptrans.08.029.html)

- [27] Sosnowski, M., Gnatowska, R., Grabowska, K., Krzywański, J., & Jamrozik, A. (2019). Numerical analysis of flow in building arrangement: Computational domain discretization. *Applied Sciences*, 9(5), 941.
- [28] Carrier, A. (2021). Sensibilité en mécanique des fluides : adaptation de maillage, turbulence et optimisation (Thèse de doctorat, Polytechnique Montréal). Bibliothèque et Archives Canada.
- [29] Ferziger, J. H., & Perić, M. (2002). *Computational methods for fluid dynamics* (3rd ed.). Springer.

## **CHAPITRE 3**

# **DÉVELOPPEMENT DU MODÈLE STATISTIQUE POUR LA PRÉDICTION DU MOMENT OPTIMAL DE COULÉE**

### **3.1 INTRODUCTION**

Le chapitre précédent a présenté une méthode basée sur la résolution numérique d'un modèle thermofluide, visant à protéger le bain de fusion contre l'oxydation en limitant le contact avec l'air ambiant grâce à l'injection d'un gaz inerte. Bien que cette stratégie contribue à la réduction de l'oxydation en surface, elle ne peut à elle seule garantir une qualité optimale et un taux de récupération élevé, si la température du bain en fusion n'est pas rigoureusement contrôlée. En effet, le contrôle précis de la température est essentiel pour éviter la surchauffe du métal, qui favorise la formation de couches épaisses d'oxyde réduisant la qualité et la quantité du produit final, ainsi que la sous-chauffe, qui compromet la fluidité et l'homogénéité du métal [1].

Dans les procédés actuels, la température du bain de fusion est généralement mesurée à l'aide de thermocouples. Cette procédure nécessite l'ouverture du four afin de placer les capteurs, ce qui engendre l'exposition du métal en fusion à l'atmosphère environnante. Cette exposition renforce le processus d'oxydation et favorise la formation d'une croûte à la surface du bain. Cette couche surfacique, outre son effet nuisible sur la qualité du métal et sur le taux de récupération, constitue également un obstacle supplémentaire limitant la mesure de température, que ce soit par des dispositifs de contact (thermocouples) ou sans contact (fibres optiques, capteurs infrarouges). Toutefois, dans les deux cas, la configuration du bain ne permet pas une mesure fiable. Les thermocouples ne peuvent pas rester en immersion prolongée en raison des conditions extrêmes, tandis que les dispositifs sans contact sont perturbés par la formation d'une croûte à la surface, qui empêche une lecture directe de la température du métal liquide.

Pour remédier à ces limitations, un projet initial a été réalisé en partenariat avec Industri-Al et deux étudiants de l'Université du Québec à Rimouski (UQAR). Ce projet avait pour objectif de développer un modèle statistique prédictif basé sur des données industrielles, telles que la consommation d'énergie, la durée de fusion et les quantités de métal ajoutées. Bien que

le modèle élaboré ait présenté des résultats bénéfiques, son applicabilité a été restreinte en raison d'une base de données limitée aux cycles de fusion estivaux, ce qui a diminué sa capacité à anticiper le moment optimal de coulée dans des conditions environnementales et industrielles diversifiées.

Dans la continuité de ce projet, cette recherche a pour objectif d'améliorer et de généraliser le modèle initial en élargissant la base de données avec des cycles de fusion englobant diverses saisons, tout en incorporant des paramètres supplémentaires provenant de procédé industriel. L'objectif de cette approche est d'accroître la fiabilité du modèle dans divers environnements industriels, tout en améliorant ses capacités prédictives.

En offrant une solution prédictive, ce modèle a pour objectif d'aider les opérateurs à déterminer avec précision le moment de coulée, tout en minimisant la consommation énergétique. Cette étude s'inscrit également dans une perspective visant à améliorer la sécurité et la santé au travail (SST) en réduisant les tâches manuelles de prise de mesure qui sont souvent contraignantes et risquées.

## **3.2 LA MODÉLISATION STATISTIQUE**

Cette section présente les concepts fondamentaux de la modélisation statistique, en examinant en détail les approches principales de la régression linéaire et non linéaire, ainsi que les critères utilisés pour évaluer la performance des modèles développés. Elle aborde également des logiciels actuels utilisés pour la mise en œuvre et l'optimisation de ces modèles dans un contexte industriel.

### **3.2.1 Limites des modèles théoriques pour les applications industrielles**

Dans un cadre industriel, les procédés complexes comme le procédé R.A.M.E. ont une variabilité significative en raison des conditions opérationnelles et des interactions entre différents paramètres, notamment la composition chimique des matériaux et l'énergie consommée. Les modèles théoriques, qui sont utilisés pour prédire la consommation d'énergie, se basent généralement sur des bilans énergétiques issus de la thermodynamique. L'énergie théorique utile pour la fusion, notée  $Q_{utile}$ , peut être décomposée entre l'énergie sensible  $Q_{sensible}$  et de l'énergie latente  $Q_{latente}$  :

$$Q_{utile} = Q_{sensible} + Q_{latente} \quad (3.1)$$

L'énergie sensible nécessaire pour élever la température du matériau de sa valeur initiale  $T_{init}$  à sa température de fusion  $T_{fusion}$  est exprimée par :

$$Q_{sensible} = m \cdot C_p \cdot (T_{fusion} - T_{init}) \quad (3.2)$$

Avec  $m$  la masse du matériau (kg),  $C_p$  sa capacité calorifique spécifique à pression constante ( $J.kg^{-1} \cdot K^{-1}$ ).

L'énergie latente, qui représente l'enthalpie de fusion absorbée lors de la transition de l'état solide à l'état liquide, est déterminée de la manière suivante :

$$Q_{latente} = m \cdot \Delta H_f \quad (3.3)$$

Avec  $\Delta H_f$  est l'enthalpie de fusion ( $J. kg^{-1}$ ).

Ainsi, ces modèles demandent des données précises sur la composition chimique des matériaux, leurs propriétés thermophysiques ( $C_p$ ,  $\Delta H_f$ ) ainsi que les paramètres opérationnels du four [2].

Cependant, les modèles théoriques, bien précis dans des situations idéales, ne peuvent pas être appliqués directement en temps réel dans un environnement industriel. Leur dépendance à des données détaillées, tel que les propriétés thermophysiques précises des matériaux et les conditions exactes de fonctionnement du four, ainsi que leur incapacité à prendre en compte de manière dynamique les variations rapides des paramètres opérationnels, limitent leur applicabilité pratique. En outre, la complexité des calculs requis pour intégrer les pertes énergétiques effectives engendrées par la radiation sur les différentes surfaces, la conduction et d'autres phénomènes rend leur application complexe dans des environnements industriels sujets à des variations fréquentes.

### 3.2.2 Modèles empiriques

En raison des limitations des modèles énergétiques théoriques, lesquels nécessitent des données précises concernant les propriétés thermophysiques et supposent des conditions idéales souvent difficiles à assurer en temps réel, les modèles empiriques apparaissent comme

particulièrement appropriés pour satisfaire les exigences industrielles, notamment en ce qui concerne la prédiction du moment optimal de coulée. Ces modèles, fondés uniquement sur l'analyse des données réelles recueillies au cours des opérations, permettent d'établir des corrélations fiables entre l'énergie consommée et les paramètres influents du procédé. Plus particulièrement, ces approches sont employées pour prédire l'énergie atteinte au moment idéal pour réaliser la coulée, un aspect important pour optimiser la qualité du métal ainsi que l'efficacité énergétique [3].

Ces modèles se présentent généralement sous la forme suivante :

$$\text{Énergie consommée (kWh)} = f(\text{variables importantes}, T_{\text{bain}}) \quad (3.4)$$

avec  $T_{\text{bain}}$  représente la température mesurée avant de faire la coulée.

Contrairement aux modèles théoriques, les modèles empiriques permettent de saisir la variabilité réelle des processus industriels, donnant ainsi des prédictions précises et adaptées aux fluctuations opérationnelles. Ils offrent aux opérateurs la possibilité d'évaluer de manière fiable la quantité d'énergie consommée au moment optimal de la coulée, ce qui permet d'optimiser le processus, de réduire les pertes énergétiques et de garantir la qualité du produit final. Afin d'établir ces relations empiriques, l'analyse de régression est utilisée pour formuler des équations décrivant les liens entre les variables clés des procédés industriels.

### 3.2.3 Bases de l'analyse de régression

La régression est une méthode statistique utilisée pour modéliser la relation entre une variable dépendante (de réponse) et une ou plusieurs variables indépendantes (explicatives). Son utilisation est destinée à la modélisation, à la prédiction et à l'analyse de l'impact des variables explicatives sur la variable de réponse. Lorsqu'une analyse de régression ne concerne qu'une seule variable dépendante, on parle de régression univariée, alors que la régression multivariée implique plusieurs variables dépendantes. Dans les systèmes industriels complexes, l'analyse de régression est un processus itératif au cours duquel les modèles sont ajustés, diagnostiqués et validés de manière successive. L'objectif de cette approche est d'améliorer la précision des prédictions et de s'assurer de leur pertinence en prenant en considération les variations spécifiques aux environnements industriels [3].

### 3.2.3.1 Différents types de régressions

#### a. RÉGRESSION LINÉAIRE SIMPLE

La régression linéaire simple est une méthode permettant de représenter la relation entre une variable dépendante et une variable indépendante unique en utilisant une équation linéaire. Cette équation est formulée de la manière suivante :

$$Y = \beta_0 + \beta_1 X + \varepsilon \quad (3.5)$$

Dans un modèle de régression linéaire, la variable dépendante  $Y$  est représentée en fonction de la variable explicative  $X$ , avec  $\beta_0$  étant l'ordonnée à l'origine et  $\beta_1$  étant le coefficient de régression mesurant l'impact de  $X$  sur  $Y$ . L'erreur résiduelle  $\varepsilon$  est introduite pour rendre compte des écarts entre les valeurs prédites et observées. Une formulation prédictive de cette équation est fournie par :

$$\hat{Y} = \hat{\beta}_0 + \hat{\beta}_1 X \quad (3.6)$$

où  $\hat{Y}$  est la valeur ajustée ou prédite et  $\hat{\beta}$  sont des estimations des coefficients de régression.

La distinction entre les valeurs ajustées et les valeurs prédites réside dans leur contexte : les valeurs ajustées sont calculées à partir des données utilisées pour le développement du modèle, tandis que les valeurs prédites sont appliquées à de nouvelles données [4].

#### b. RÉGRESSION LINÉAIRE MULTIPLE

La régression linéaire multiple est une méthode statistique couramment utilisée pour modéliser la relation entre une variable dépendante et plusieurs variables indépendantes.

$$Y = \beta_0 + \beta_1 X_1 + \beta_2 X_2 + \dots + \beta_p X_p + \varepsilon \quad (3.7)$$

où  $Y$  représente la variable réponse, tandis que  $X_1, X_2, \dots, X_p$  désignent les variables prédictives,  $p$  étant le nombre total de variables. Les coefficients  $\beta_1, \dots, \beta_p$  représentent les coefficients de régression, tandis que  $\varepsilon$  désigne l'erreur résiduelle qui capture la différence entre les valeurs prédites et les valeurs observées. Après avoir ajusté le modèle en fonction des données disponibles, l'équation prédictive correspondante est donnée par :

$$\hat{Y} = \hat{\beta}_0 + \hat{\beta}_1 X_1 + \hat{\beta}_2 X_2 + \dots + \hat{\beta}_p X_p \quad (3.8)$$

Avec  $\hat{Y}$  est la valeur prédite ou ajustée, tandis que  $\hat{\beta}_1, \dots, \hat{\beta}_p$  représentent les coefficients estimés [5].

La méthode de régression linéaire multiple est spécialement recommandée pour modéliser des systèmes complexes dans lesquels plusieurs variables indépendantes agissent simultanément sur la variable dépendante. Cependant, il est essentiel de porter une attention particulière afin de prévenir les problèmes de colinéarité, qui se produisent lorsque les variables indépendantes sont fortement corrélées, ce qui complique l'interprétation des coefficients. Malgré ces défis, cette méthode demeure un outil puissant pour analyser et prédire des relations complexes [6].

### c. RÉGRESSION NON LINÉAIRE

Tout comme la régression linéaire, la régression non linéaire peut être appliquée à une seule ou plusieurs variables explicatives. Toutefois, à la différence de la régression linéaire, la relation entre la variable dépendante et les variables explicatives ne se réduit pas obligatoirement à une combinaison linéaire des coefficients de régression. La forme générale d'un modèle non linéaire peut être représentée par l'équation :

$$Y = f(X, \beta) \quad (3.9)$$

où  $f$  est une fonction inconnue qui lie la variable de réponse  $Y$  aux variables prédictives  $X$ , et  $\beta$  représente un ensemble de paramètres à estimer. Dans un cadre idéal, en l'absence de toute erreur de mesure liée aux observations, cette relation serait parfaitement exacte. Cependant, en cas d'incertitudes et d'erreurs de mesure, cette équation n'est valide qu'en moyenne, et le modèle est donc exprimé sous une forme ajustée :

$$\hat{Y} = f(X, \hat{\beta}) \quad (3.10)$$

Avec  $\hat{Y}$  la valeur estimée et  $\hat{\beta}$  les paramètres ajustés.

À la différence de la régression linéaire qui repose sur une structure prédéfinie du modèle, la régression non linéaire exige la sélection d'une fonction appropriée en se basant sur les observations graphiques ou l'expertise de l'analyste. L'un des modèles couramment employés est la régression asymptotique, laquelle est définie par une équation (3.11) et est utilisée pour

modéliser des processus qui convergent vers un plateau, de même que le modèle de Michaelis-Menten (3.12) souvent employé en biologie pour modéliser la cinétique enzymatique [7].

$$f(X, \beta_1, \beta_2, \beta_3) = \beta_1 + \beta_2 e^{\beta_3 X} \quad (3.11)$$

$$f(X, \beta_1, \beta_2) = \frac{\beta_1 X}{X + \beta_2} \quad (3.12)$$

### 3.2.3.2 Critères de performance des modèles de régression

#### a. COEFFICIENT DE RÉGRESSION $R^2$

L'évaluation de la qualité de l'ajustement d'un modèle de régression repose principalement sur le coefficient de détermination  $R^2$ , qui quantifie la part de la variance totale de la variable dépendante expliquée par les variables indépendantes du modèle. Il est défini par la relation :

$$R^2 = [Cor(Y, \hat{Y})]^2 = 1 - \frac{\sum (Y_i - \hat{Y}_i)^2}{\sum (Y_i - \bar{Y})^2} \quad (3.13)$$

où  $\sum (Y_i - \hat{Y}_i)^2$  représente la somme des erreurs au carré (SSE) et  $\sum (Y_i - \bar{Y})^2$  représente la somme totale des carrés (SST) avec  $Y_i$  la valeur réelle observée,  $\hat{Y}_i$  la valeur prédite et  $\bar{Y}$  la moyenne des valeurs observées. Le coefficient  $R^2$  varie de 0 à 1, avec une valeur élevée indiquant que le modèle explique une part significative de la variabilité des données [8]. Cependant, il convient de noter qu'un coefficient  $R^2$  élevé ne suffit pas à assurer la pertinence du modèle, car une adaptation trop rigoureuse aux données d'apprentissage peut entraîner un surajustement. Il est donc crucial de compléter cette analyse en effectuant des tests de validation sur un ensemble de données indépendant. En contexte de régression linéaire multiple, il est recommandé d'utiliser le coefficient de détermination ajusté  $R^2_{adj}$  car il tient compte du nombre de variables explicatives, ce qui permet de corriger la tendance du  $R^2$  à augmenter de manière artificielle lors de l'ajout de nouvelles variables. Ce coefficient est déterminé de la manière suivante :

$$R^2_{adj} = 1 - (1 - R^2) \frac{n - 1}{n - p - 1} \quad (3.14)$$

Dans cette formule,  $n$  représente le nombre total d'observations et  $p$  correspond au nombre de variables explicatives du modèle.

*b. ERREUR QUADRATIQUE MOYENNE (RMSE)*

Un autre indicateur pertinent dans l'évaluation d'un modèle statistique est représenté par l'erreur quadratique moyenne (RMSE), laquelle quantifie la dispersion des erreurs par rapport aux valeurs prédites. Pour un modèle de régression simple, cette équation est formulée comme suit :

$$R_{adj}^2 = 1 - (1 - R^2) \frac{n - 1}{n - p - 1} \quad (3.15)$$

et pour une régression multiple, son expression est la suivante :

$$RMSE = \sqrt{\frac{\sum (Y_i - \hat{Y}_i)^2}{n - k}} \quad (3.16)$$

La variable  $k$  représente le nombre de coefficients de régression incluant la constante soit ( $k = p + 1$ ). Un faible RMSE démontre un ajustement satisfaisant du modèle aux données, alors qu'une valeur élevée indique une dispersion significative des résidus, mettant ainsi en question la fiabilité du modèle [8].

*c. ERREUR ABSOLUE MOYENNE EN POURCENTAGE MAPE*

La MAPE constitue une métrique d'évaluation fréquemment utilisée pour évaluer la précision des modèles de prévision et de régression. Elle représente l'erreur moyenne entre les valeurs réelles et celles prédites sous la forme d'un pourcentage des valeurs réelles, ce qui facilite une interprétation intuitive de la performance du modèle. Une valeur faible du MAPE indique une précision satisfaisante des prévisions, tandis qu'une valeur élevée met en évidence un écart considérable entre les valeurs observées et celles estimées.

L'équation de MAPE est donnée par :

$$MAPE = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \left| \frac{y_i - \hat{y}_i}{y_i} \right| \times 100 \quad (3.17)$$

Avec  $y_i$  est la valeur réelle observée et  $\hat{y}_i$  est la valeur prédite.

### 3.2.3.3 Outils et logiciels utilisés dans le cadre de l'analyse de régression

Les analyses de régression, qu'elles soient de nature linéaire ou non linéaire, exigent l'utilisation d'outils spécialisés afin de procéder à l'ajustement des modèles, d'analyser les résultats et d'interpréter les coefficients. Parmi les logiciels largement utilisés dans ce domaine, on peut citer Minitab® [9], SPSS [10], SAS [11], SIMCA [12], STATISTICA [13], R [14], Python, STATGRAPHICS [15] et NCSS [16], qui proposent des fonctionnalités spécifiques répondant aux exigences des analystes. Par exemple, Minitab® est fréquemment employé dans les domaines de l'ingénierie et des sciences appliquées en raison de son interface intuitive et de ses fonctionnalités avancées en analyse statistique. Cet outil offre la possibilité de réaliser des régressions linéaires et non linéaires, d'évaluer la performance des modèles en utilisant le coefficient de régression  $R^2$  et RMSE, et d'améliorer les ajustements en évaluant plusieurs combinaisons de variables explicatives. SPSS est largement utilisé dans le domaine des sciences sociales et pour l'analyse de données massives, tandis que SAS est réputé pour sa fiabilité dans les contextes professionnels exigeant une manipulation avancée des bases de données. Le logiciel R est un outil puissant pour les analyses statistiques avancées et personnalisées, en raison de ses bibliothèques spécialisées telles que `lm ()` pour les régressions linéaires et `nls ()` pour les ajustements non linéaires.

## 3.3 MÉTHODOLOGIE DE DÉVELOPPEMENT DES MODÈLES EMPIRIQUES

Cette partie présente la méthode de collecte, de validation et d'exploration des données provenant de l'industrie partenaire, nécessaires au développement du modèle prédictif. Elle décrit également la méthodologie adoptée pour élaborer le modèle empirique, en soulignant les approches utilisées pour choisir les variables significatives et formaliser les liens entre les paramètres du processus.

### 3.3.1 Collecte des données

Le développement d'un modèle empirique puissant nécessite l'utilisation de larges bases de données minutieusement collectées, assurant ainsi la pertinence et la précision des prévisions. Cette étude repose essentiellement sur des données industrielles recueillies sur une période de trois ans (2022, 2023 et 2024) provenant du suivi des opérations de fusion. Toutes ces données sont regroupées dans un document Excel nommé "Rapport de coulée", organisé selon le format présenté dans l'Annexe D.

Ce rapport contient trois catégories principales de données : les données recueillies par instrumentation, les données entrées manuellement et les données transformées. Les données instrumentées sont enregistrées de façon automatique et continue par des capteurs et des systèmes intégrés, ce qui permet un suivi permanent des paramètres du procédé. Les opérateurs collectent manuellement les données pour compléter les informations provenant des mesures automatisées. Les données transformées sont le résultat du traitement des données brutes, qui implique l'utilisation de calculs et d'algorithmes.

Ces données présentent des fréquences de mesure variables, en fonction de leur type et de leur importance dans le suivi du processus. Certaines données sont acquises de manière continue pour permettre un suivi en temps réel, tandis que d'autres sont obtenues de façon discontinue, uniquement à des étapes clés du processus, nécessitant une intervention ou une validation spécifique.

Le tableau 12 synthétise les diverses catégories de données ainsi que les méthodes d'acquisition et de mesure qui leur sont associées.

Tableau 12  
Types des données collectées

Type	Donnée	Mode d'acquisition	Fréquence de mesure
<b>Instrumentées</b>	Énergie consommée (kWh)	Acquisition automatique	Continue
	Masse de la charge (kg)		
<b>Entrées manuellement</b>	Type de charge	Saisie manuelle	Continue
	Température initiale de chaque type de charge (°C)		Au début du processus
	Ordre de coulée		Au début du processus
	Moment d'introduction des charges		En continu
	Température du métal au niveau du bec (°C)		Au moment de coulée du métal
	Température du bain de fusion		À la fin de la refonte
<b>Transformées</b>	Humidité	Formule de calcul	Continue
	Énergie utile (kWh)		
	Pertes énergétiques (kWh)		
	Énergie d'aluminium (kWh)		
	Énergie de cryolite (kWh)		
	Énergie d'oxyde (kWh)		

### 3.3.2 Validation des données

Pour s'assurer que les données collectées sont fiables, une étape de vérification a été ajoutée pendant les stages en entreprise. Deux approches complémentaires ont été employées :

- Une observation des pratiques de saisie des rapports, dans le but de garantir la précision des données saisies manuellement par les opérateurs et de réduire les risques d'erreurs d'enregistrement qui pourraient compromettre leur utilisation lors des analyses futures.
- L'analyse chimique des sous-produits recyclés pour vérifier les compositions des matériaux recyclés et pour améliorer la précision des calculs énergétiques liés au processus de fusion.

#### 3.3.2.1 Contrôle de la saisie manuelle et de la qualité des mesures

Durant les périodes de stage en industrie, une surveillance rigoureuse de la documentation des données de chaque refonte a été réalisée pour garantir la fiabilité et l'exactitude des données saisies manuellement par les opérateurs. Les données instrumentées, bien que mesurées avec des capteurs, sont reportées manuellement par les opérateurs dans les rapports de coulée. Une saisie incorrecte de ces valeurs peut entraîner une altération des calculs des données transformées, notamment en ce qui concerne l'énergie utile et les pertes énergétiques associées au processus de fusion.

En outre, il est essentiel de surveiller en permanence les données mesurées par les opérateurs, telles que la température du bain de fusion et la température du métal lors de la coulée, car elles représentent des paramètres clés pour le processus de fusion.

Dans le but de réduire les risques d'erreurs lors de la saisie et des mesures, un document d'instructions détaillé a été élaboré et mis à la disposition des opérateurs (voir Annexe E). Il précise les meilleures pratiques de collecte de données, ainsi que les protocoles à respecter tout au long la refonte.

#### 3.3.2.2 Analyse chimique et validation de la composition des sous-produits recyclés

Les charges introduites dans le four se composent de trois composants majeurs, l'aluminium, la cryolite ( $\text{Na}_3\text{AlF}_6$ ) ainsi que les oxydes métalliques ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ,  $\text{CaO}$ ,  $\text{SiO}_2$ ,  $\text{MgO}_2$ ). Lorsqu'un sous-produit est introduit dans le four, sa masse totale se répartit entre ces trois

composants. La cryolite ainsi que les oxydes métalliques ensemble sont nommés résidus. La masse de chaque composant dans la refonte est établie en fonction de son pourcentage dans chaque type de sous-produit. Ces masses revêtent une importance pour l'estimation de la quantité d'aluminium récupérable, ce qui permet d'évaluer le rendement de la refonte effectuée. Elles ont également une influence directe sur la quantité d'énergie consommée, étant donné que chaque composant présente une température de fusion spécifique, ainsi qu'une capacité calorifique et une enthalpie de fusion spécifique, ce qui affecte directement l'énergie nécessaire pour les faire fondre.

Étant donné que ces masses ont une grande importance dans le processus, et dans le but de valider les pourcentages actuellement utilisés par l'industrie tout en réduisant l'écart entre les pourcentages réels et théoriques, une analyse de la composition chimique a été effectuée pour chaque type de charge. Un microscope électronique à balayage (MEB) couplé à une spectroscopie à rayons X à dispersion d'énergie (EDS) a été employé pour cette analyse, facilitant ainsi la détermination précise de la composition élémentaire de chaque échantillon.

L'analyse par microscopie électronique se concentre sur des surfaces de très petite échelle, de l'ordre du micromètre, ce qui impose la mise en place d'une stratégie d'échantillonnage rigoureuse afin de garantir une extraction représentative des données. Par conséquent, trois échantillons distincts ont été prélevés pour chaque sous-produit soumis à l'analyse (voir figure 42).



Figure 40. Exemple d'échantillons analysés pour un sous-produit

Chaque échantillon a par la suite été analysé à trois emplacements distincts dans le but d'évaluer l'homogénéité de sa composition. Enfin, quatre points d'analyse ont été choisis pour chaque emplacement dans le but de capturer les variations locales de la composition chimique.

Les résultats de l'analyse EDS relatifs à chaque sous-produit sont présentés sous forme tabulés, comme le démontre le tableau 13.

Tableau 13

Proportions massiques (%) de chaque élément chimique constitutif d'un échantillon de sous-produit d'aluminium récupéré par le procédé LIA (AILIA)

Numéro d'échantillon	Emplacement	Point	Al	O	C	N	F	Na
1		AILIA M1 1	29,8	10,8	4,7	12,3	31,6	9,5
		AILIA M1 2	16,5	1,3	3,8	1,2	51,9	24,8
		AILIA M1 3	36,8	7,9	3,6	5,7	34,7	8,8
		AILIA M1 4	54,5	14,7	5,5	16,2	5,2	2,0
	2	AILIA M1 1	40,8	46,5	6,4	4,7	1,1	0,3
		AILIA M1 2	34,2	33,9	4,4	12,3	12,3	1,5
		AILIA M1 3	46,7	45,7	4,9	1,5	0,4	0,3
		AILIA M1 4	42,3	24,9	5,4	21,8	3,5	0,8
	3	AILIA M1 1	47,7	7,9	6,5	32,6	4,0	0,6
		AILIA M1 2	53,5	6,4	5,6	24,8	6,0	2,1
		AILIA M1 3	36,5	8,0	3,0	25,3	20,3	4,9
		AILIA M1 4	23,6	2,1	5,5	5,0	41,8	21,1

La détermination des proportions massiques des divers composés présents dans l'échantillon a été effectuée en appliquant les principes des proportions stœchiométriques, tout en prenant en considération les pourcentages massiques des éléments obtenus par spectroscopie EDS. L'échantillon se compose de trois phases principales : l'aluminium pur (Al), la cryolite ( $\text{Na}_3\text{AlF}_6$ ) et les oxydes. Il est donc impératif d'exprimer les masses de ces composés en fonction des pourcentages massiques des éléments qui les composent.

En ce qui concerne les oxydes, l'alumine ( $Al_2O_3$ ) a été identifiée comme l'oxyde prédominant, étant donné que les éléments Si, Ca et Mg se retrouvent sous forme de traces dans la plupart des échantillons analysés, une hypothèse simplificatrice a été adoptée en considérant uniquement l'alumine comme l'oxyde principal.

Afin de préciser la méthode de calcul, chaque molécule de  $Na_3AlF_6$  renferme un atome d'Al, 3 atomes de Na ainsi que 6 atomes de F. Le Na et F sont exclusivement issus de la cryolite. De la même manière, pour  $Al_2O_3$ , la molécule se compose de 2 atomes d'Al et de 3 atomes d'O, l'oxygène étant exclusivement présent dans l'alumine. Ainsi, en disposant du pourcentage massique d'un unique élément, il devient possible de déduire le pourcentage du composé associé en utilisant les rapports molaires. Ces relations se traduisent alors par ces équations :

$$\%Na_3AlF_6 = \frac{\%Na}{\text{fraction massique de Na dans } Na_3AlF_6} \quad (3.18)$$

$$\%Al_2O_3 = \frac{\%O}{\text{fraction massique de Al dans } Al_2O_3} \quad (3.19)$$

avec

$$\text{Fraction massique de Na} = \frac{3 \times M_{Na}}{M_{Na_3AlF_6}} \quad (3.20)$$

$$\text{Fraction massique de O} = \frac{3 \times M_O}{M_{Al_2O_3}} \quad (3.21)$$

Finalement, le pourcentage d'aluminium est établi par une simple soustraction à 100 % après avoir procédé au calcul des pourcentages des deux autres composants. Les résultats de l'analyse sont regroupés dans le tableau 14.

Tableau 14  
Composition massique des constituants de l'échantillon

<b>Sous-produit</b> <b>Constituant</b>	<b>Fonderie alliée</b>	<b>Fond de gueuse</b>	<b>Nettoyeur de creuset</b>	<b>Aluminium récupéré LIA</b>	<b>RBA</b>	<b>Limaille</b>	<b>Écume de carrousel</b>	<b>Fond de cuve</b>
<b>Aluminium pur</b>	50,64	58,46	63,78	24,46	24,76	91,58	90	28,51
<b>Oxyde</b>	40,98	22,42	36,22	40,78	14,63	8,18	6,42	37,29
<b>Cryolite</b>	8,47	19,11	0	34,76	60,62	0,24	3,58	34,20

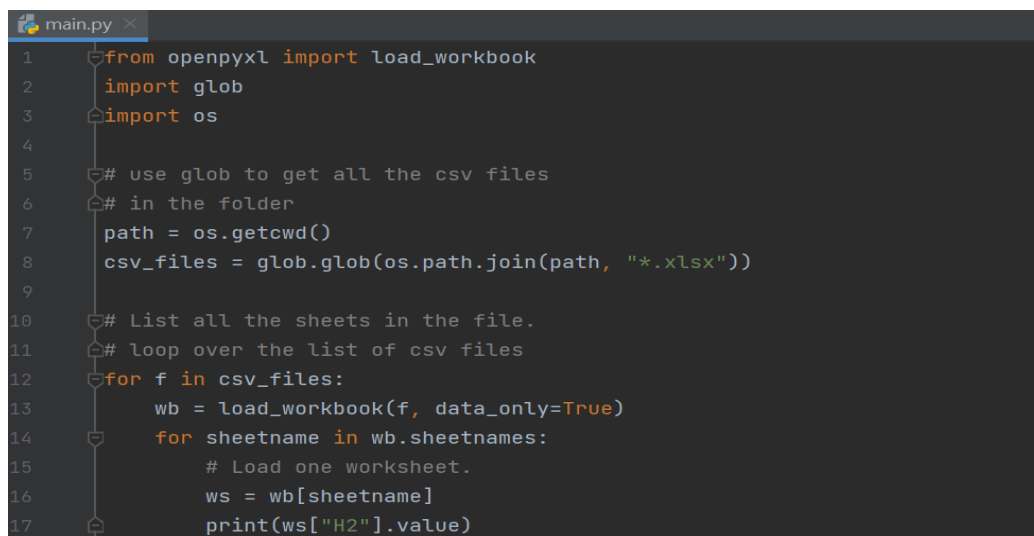
### 3.3.3 Extraction des données

Les données présentées dans le tableau 12 revêtent une importance significative. Cependant, comme le montre l'annexe D, ces données sont collectées dans un rapport qui n'est pas entièrement standardisé et qui est difficilement exploitable.

En conséquence, une extraction des données a été effectuée dans le but de les convertir en un fichier Excel, ce qui permet de faciliter leur exploitation. Étant donné que la base de données analysée était volumineuse, et dans le but de prévenir les erreurs de transfert tout en réduisant au minimum le temps requis pour cette étape, un algorithme en Python a été conçu pour automatiser l'extraction des données.

Le programme Python a été développé et exécuté à l'aide de l'interface PyCharm (voir figure 43). Son objectif principal est d'extraire automatiquement les données contenues dans les cellules cibles des documents sources, tels que les rapports de coulée ou les fichiers d'acquisition, afin de les intégrer dans un tableau structuré. Ce travail visait à construire une base de données standardisée, directement exploitable dans Minitab®, et regroupant l'ensemble des paramètres pertinents du processus de fusion. Les algorithmes ont été conçus en tenant

compte de la structure propre à chaque document source à partir duquel les données sont extraites. Pour faciliter la compréhension et la réutilisation de cette démarche, l'annexe E présente un exemple d'algorithme documenté utilisé à cet effet.



```
1 from openpyxl import load_workbook
2 import glob
3 import os
4
5 # use glob to get all the csv files
6 # in the folder
7 path = os.getcwd()
8 csv_files = glob.glob(os.path.join(path, "*.xlsx"))
9
10 # List all the sheets in the file.
11 # loop over the list of csv files
12 for f in csv_files:
13     wb = load_workbook(f, data_only=True)
14     for sheetname in wb.sheetnames:
15         # Load one worksheet.
16         ws = wb[sheetname]
17         print(ws["H2"].value)
```

Figure 41. Algorithme conçu pour l'extraction ciblée de données

### 3.3.4 Méthodologie adoptée pour l'élaboration de modèle

Après avoir validé la fiabilité des données à être utilisées dans cette étude et les avoir extraites sous forme d'une base structurée, directement exploitable dans Minitab®, la méthodologie présentée à la figure 44 a été mise en œuvre pour développer un modèle prédictif de la consommation énergétique du four à induction. L'objectif était d'établir une relation quantitative entre cette consommation, la température cible au moment optimal de la coulée, ainsi que d'autres variables opérationnelles influentes.

La démarche a débuté par un prétraitement des données, incluant la suppression des valeurs aberrantes et la détection des anomalies. Une analyse exploratoire a ensuite été réalisée afin de mieux comprendre les distributions, d'identifier les corrélations entre variables et de sélectionner les facteurs explicatifs les plus pertinents en lien avec l'énergie électrique consommée.

Par la suite, une régression linéaire multiple a été appliquée en utilisant une méthode itérative visant à modéliser la relation entre la consommation énergétique et les variables jugées

influentes. Plusieurs itérations ont été menées pour tester différentes combinaisons de variables, dans le but d'identifier le modèle offrant la meilleure précision.

La performance des modèles a été évaluée à l'aide d'indicateurs statistiques standards, notamment le coefficient de régression  $R^2$ , ainsi que l'erreur absolue moyenne en pourcentage (MAPE). Le modèle retenu est celui ayant offert le compromis optimal entre qualité d'ajustement et pertinence statistique des variables explicatives.

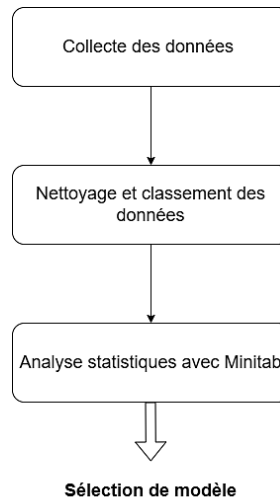


Figure 42. Démarche adoptée pour développer les modèles statistiques

#### 3.3.4.1 Filtrage des données aberrantes

Avant d'effectuer l'analyse à l'aide de Minitab®, un nettoyage des données a été réalisé dans le but de renforcer la fiabilité du modèle statistique. Cette étape a permis d'éliminer les valeurs aberrantes ainsi que les enregistrements non représentatifs du processus, en particulier les coulées présentant des explosions ou des perturbations anormales et aussi les valeurs extrêmes ont été détectées et filtrées.

#### 3.3.4.2 Sélection des variables influentes : Analyse de la variance (ANOVA) à un facteur

Dans le but de développer un modèle de régression optimisé, la sélection des variables explicatives a été restreinte à un maximum de cinq variables. Cette restriction a pour objectif d'assurer une modélisation simplifiée, tout en prenant en compte les principaux facteurs qui influencent la consommation énergétique. Afin d'identifier ces variables clés, une analyse de

variance à un facteur (ANOVA) a été effectuée. Cette analyse a pour objectif d'évaluer l'influence de chaque variable sur la consommation énergétique en examinant l'ensemble des variables énoncées dans le tableau 12.

La significativité des variables a été déterminée en s'appuyant sur les résultats de l'analyse de la variance (ANOVA) et en examinant la valeur p associée à chaque facteur. Une valeur de p inférieure à 0,05 a été considérée comme un critère de sélection, indiquant que le facteur exerce une influence statistiquement significative sur la consommation énergétique. Les variables affichant un p-value élevée, indiquant une influence minimale, ont été exclues dans le but de simplifier la modélisation et d'optimiser la précision des résultats.

#### 3.3.4.3 Méthode itérative pour l'optimisation du choix des variables

Après avoir identifié les facteurs potentiellement influents, une approche itérative a été adoptée afin d'affiner la sélection des variables les plus influençantes à inclure dans le modèle. Dans un premier temps, l'analyse a été réalisée à partir de cinq variables initiales, dont la température du métal à la sortie. À partir de ces premiers résultats, le modèle a été progressivement ajusté en testant différentes combinaisons de variables pour évaluer leur contribution à la performance prédictive. L'objectif de cette démarche était de déterminer la combinaison la plus pertinente de variables, conduisant à un coefficient de régression ( $R^2$ ) maximal et, par conséquent, à une meilleure corrélation avec l'énergie consommée.

#### 3.3.4.4 Développement et validation du modèle

Une fois l'équation de régression établie, la température du métal sera fixée à une valeur cible, ce qui permettra d'évaluer la quantité d'énergie nécessaire pour atteindre cette température optimale. Ce modèle émettra également une notification afin d'effectuer la coulée au moment idéal.

Dans le but d'assurer la fiabilité du modèle avant son intégration dans les rapports industriels, le modèle a été soumis à une phase de validation. Cette validation a été effectuée en s'appuyant sur l'erreur absolue moyenne en pourcentage MAPE, ce qui permet d'évaluer la précision des prévisions et de garantir la fonctionnalité du modèle dans un environnement industriel.

### **3.4 ANALYSE ET DISCUSSION DES RÉSULTATS**

Dans cette section, les résultats des différentes modélisations réalisées sont présentés en suivant l'ordre des analyses définies dans la méthodologie (section 3.3.4). L'étude progresse par étapes, en commençant par l'identification des variables les plus influentes, suivie de l'analyse des relations entre les paramètres étudiés et la température de coulée. On décrit ensuite les ajustements successifs apportés au modèle afin d'aboutir à une version généralisée et optimisée pour la prédiction. Enfin, une comparaison sera effectuée entre le modèle actuel utilisé et le nouveau modèle développé, afin d'évaluer leurs performances respectives et de mettre en évidence les éventuels gains en précision et en efficacité.

#### **3.4.1 Sélection des paramètres influents**

L'analyse de la variance à un facteur (ANOVA) permet d'évaluer l'impact de chaque paramètre sur la consommation énergétique du processus en se basant sur la valeur p (p-value) et sur  $R^2$  en tant qu'indicateurs. Dans le cadre de notre analyse, un seuil de confiance de 5% ( $\alpha = 0,05$ ) a été établi, ce qui implique que si la valeur p d'un paramètre est inférieure à 0,05, ce dernier est considéré comme ayant un effet significatif sur la consommation d'énergie [17].

Les résultats de cette analyse sont synthétisés dans le tableau ci-dessous. Dans la ligne représentant les relations, un "+" indique une relation significative, ce qui signifie que le paramètre a une influence sur l'énergie consommée. À l'inverse, un "-" indique l'absence de relation significative entre le paramètre et la consommation énergétique du processus.

Tableau 15

Analyse de l'influence des paramètres sur la consommation d'énergie

$R^2$	$p$	Ordre	Masse totale (kg)	Masse FDG (kg)	$T_{ini}$ FDG (°C)	Masse Écumes Carrousel (kg)	$T_{ini}$ Écumes Carrousel (°C)	Masse Écumes Fonderie (kg)	$T_{ini}$ Écumes Fonderie (°C)	Masse Écume de four LIA (kg)
$p$		0,001	0,001	0,282	0,127	0,3	0,169	0,001	0,002	0,637
$R^2$ (%)		39,94	91	1,48	2,96	1,37	2,41	18,87	15,36	0,29
Relation		+	+	-	-	-	-	+	+	-

$R^2$	$p$	$T_{ini}$ Écume de four LIA	Masse Gueuse recup (kg)	$T_{ini}$ Gueuse recup (°C)	Masse Alu Brique (kg)	Masse Nett, Creuset (kg)	$T_{ini}$ Nett, Creuset (°C)	Masse RBA (kg)	$T_{ini}$ RBA (°C)	Masse Limaille (kg)	$T_{ini}$ Limaille (°C)
$p$		0,235	0,865	0,877	0,91	0,421	0,071	0,913	0,913	0,088	0,168
$R^2$ (%)		1,8	0,04	0,03	0,02	0,83	4,11	0,02	0,02	3,68	2,42
Relation		-	-	-	-	-	-	-	-	-	-

$R^2$	$p$	Masse Alu LIA (kg)	$T_{ini}$ Alu LIA (°C)	Masse Aluminium (kg)	Énergie Aluminium (kg)	Masse Oxyde (kg)	Énergie Oxyde (kg)	Masse Cryolithe (kg)	Énergie Cryolithe (kg)	Énergie Enthalpie (kWh)	Température du bec (°C)	Température du bain (°C)
$p$		0,623	0,339	0,001	0,001	0,001	0,001	0,289	0,29	0,001	0,180	0,827
$R^2$ (%)		0,31	1,17	87,93	39,08	36,13	50,36	1,44	1,44	87,93	66,99	0,07
Relation		-	-	+	+	+	+	-	-	+	+	-

<b>R<sup>2</sup></b> <b>p</b>	<b>Énergie utile (kWh)</b>	<b>Énergie massique utile (kWh/kg)</b>	<b>Pertes d'énergie (kWh)</b>	<b>T<sub>ini</sub> moyenne (°C)</b>	<b>Masse de résidu</b>
<b>p</b>	0,001	0,001	0,001	0,002	0,001
<b>R<sup>2</sup> (%)</b>	45,98	16,8	69,85	15,54	54,49
<b>Relation</b>	+	+	+	+	+

Les énergies présentées dans le tableau 15 (énergie massique, pertes d'énergie, énergie utile et énergie enthalpie) révèlent une corrélation significative, ce qui est attendu, étant donné qu'elles sont déterminées à partir de l'énergie consommée. Bien qu'il existe de fortes corrélations entre les masses de certains sous-produits, ces variables ne peuvent être intégrées parmi les paramètres de prédiction, en raison de l'absence de recettes qui se répètent de manière systématique. En conséquence, le tableau 16 qui suit présente les paramètres sélectionnés en vue de réaliser l'étude itérative comme cela a été décrit dans la section (3.3.4.3).

Tableau 16  
Paramètres sélectionnés pour l'étude itérative

<b>R<sup>2</sup></b> <b>P</b>	<b>Masse totale (kg)</b>	<b>Masse Aluminium (kg)</b>	<b>Énergie Aluminium (kg)</b>	<b>Masse Oxyde (kg)</b>	<b>Énergie Oxyde (kg)</b>	<b>T<sub>ini</sub> moyenne (°C)</b>	<b>Température du bec (°C)</b>	<b>Masse de résidu</b>
<b>p</b>	0,001	0,001	0,001	0,001	0,001	0,002	0,180	0,001
<b>R<sup>2</sup> (%)</b>	91	87,93	39,08	36,13	50,36	15,54	66,99	54,49
<b>Relation</b>	+	+	+	+	+	+	+	+

### 3.4.2 Étude itérative et optimisation des régressions

À la suite de l'étude itérative basée sur les paramètres sélectionnés, il a été déterminé que la combinaison intégrant l'ordre de coulée, la masse d'aluminium, la masse totale, la masse d'oxyde ainsi que la température du métal mesurée au moment de la coulée ( $T_{bec}$ ) permet d'atteindre le coefficient de régression le plus élevé. Les énergies de l'aluminium, de l'oxyde et de la cryolite ont été écartées afin d'éviter toute colinéarité, puisqu'elles sont directement dérivées de l'énergie consommée.

L'équation résultante, présentant un coefficient de régression  $R^2$  ajusté de 56,6 et une erreur quadratique moyenne de 3,7 % se formule comme suit :

$$E_{consommée} = -371 + 1,470 \times T_{bec} - 54,89 \times \text{Ordre} - 0,4594 \times \text{Masse Aluminium} + 0,8208 \times (\text{Masse Aluminium} + \text{Masse Oxyde} + \text{Masse Cryolite}) - 0,6153 \times \text{Masse Oxyde} \quad (3.21)$$

En prenant en considération que la température choisie pour couler l'aluminium ( $T_{bec}$ ) s'élève à 750°C, et en intégrant cette valeur optimale dans l'équation établie, il est possible d'élaborer un modèle de prédiction qui permet d'évaluer la quantité totale d'énergie nécessaire pour atteindre cette température. L'équation peut alors être reformulée de la manière suivante :

$$E_{consommée} = -371 + 1,470 \times \mathbf{750} - 54,89 \times \text{Ordre} - 0,4594 \times \text{Masse Aluminium} + 0,8208 \times (\text{Masse Aluminium} + \text{Masse Oxyde} + \text{Masse Cryolite}) - 0,6153 \times \text{Masse Oxyde} \quad (3.22)$$

La figure 45 présente une comparaison entre les valeurs de l'énergie prédite par le modèle et l'énergie réellement consommée, ce qui permet d'évaluer la précision de la régression. La tendance générale est bien capturée, et la faible MAPE 3,7 % signifie la fiabilité du modèle. Bien qu'une dispersion des points autour de la droite de régression soit constatée, celle-ci demeure dans des limites acceptables, comme l'illustrent les intervalles de prédiction à 95 %. Par ailleurs, la majorité des valeurs prédictives se trouvent à l'intérieur de ces limites, ce qui reflète la fiabilité des estimations.

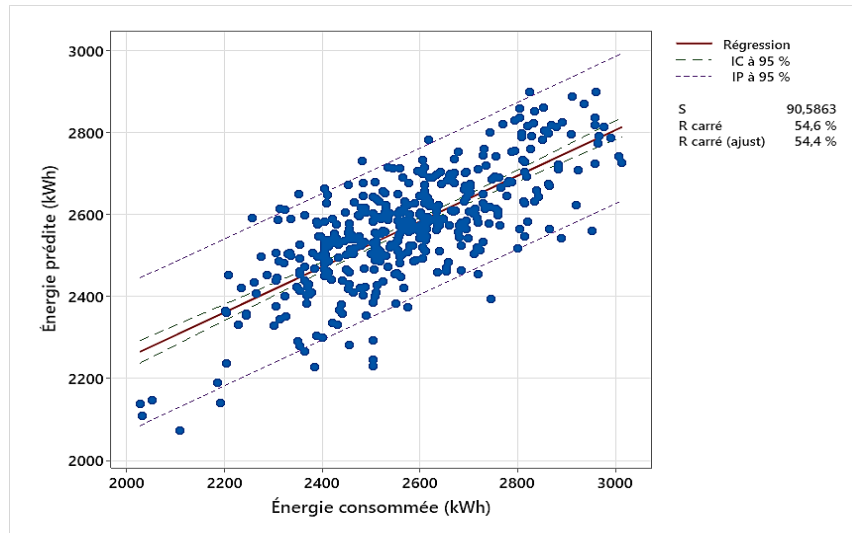


Figure 43. Régression entre l'énergie consommée et prédite

### 3.4.3 Amélioration du modèle prédictif développé

Les conditions environnementales, telles que la température et l'humidité, varient en fonction des saisons et peuvent influencer les besoins énergétiques. En conséquence, des analyses supplémentaires ont été réalisées afin d'évaluer la variation saisonnière de la consommation énergétique. L'analyse de variance (ANOVA) a montré une différence statistiquement significative ( $p = 0,025$ ), confirmant que la consommation d'énergie varie en fonction des saisons. La figure 46 présente le graphique des intervalles de confiance et montre que la consommation par unité de masse atteint son niveau maximal durant la période estivale, tandis que le printemps enregistre les valeurs les plus faibles. L'objectif principal de cette analyse était de vérifier la présence d'une variation saisonnière de la consommation énergétique et de justifier l'intégration de la saison comme variable catégorielle dans le modèle.

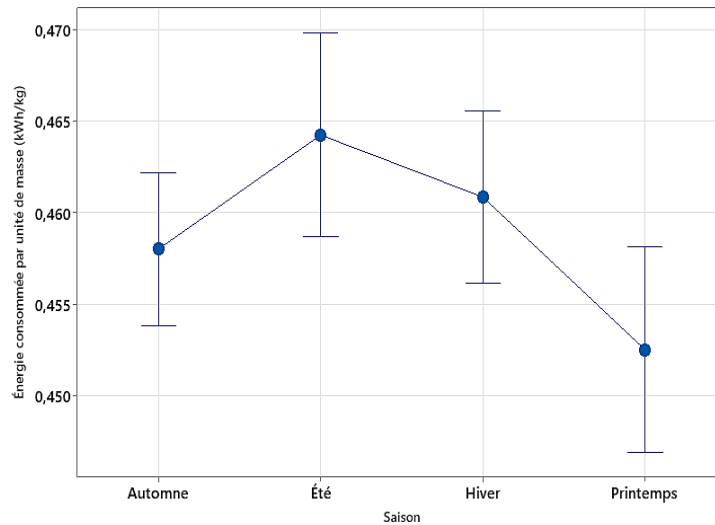


Figure 44. Variation moyenne de l'énergie consommée par unité de masse en fonction des saisons

Dans le but d'accroître la précision des prédictions, une deuxième approche a été testée. Cette approche consiste à intégrer un prédicteur de catégorie, à savoir la saison, dans le but d'élaborer un modèle saisonnier. Dans ce cas, la saison a été ajoutée comme simple variable catégorielle, sans lien physique direct avec les paramètres énergétiques. Les coefficients obtenus doivent donc être interprétés comme des ajustements statistiques propres au modèle, et non comme des relations physiques réelles. Par conséquent, quatre modèles distincts ont été élaborés, chacun étant spécifiquement conçu pour une saison comme l'illustre le tableau 17.

Tableau 17

Modèles de prédiction de l'énergie consommée en fonction des saisons

Saison	Hiver	Printemps
Variables de prédiction	Ordre, masse aluminium, masse totale et masse oxyde	
Modèle	Énergie consommée (kWh) = 358 – 0,615 × Masse Aluminium (kg) – 0,760 × Masse Oxyde (kg) – 41,12 × Ordre + 0,213 × Température Bec + 1,007 × Masse totale (kg)	Énergie consommée (kWh) = 3035 – 0,188 × Masse Aluminium (kg) – 0,383 × Masse Oxyde (kg) – 77,3 × Ordre + 0,270 × Température Bec + 0,113 × Masse totale (kg)
Régression (R <sup>2</sup> )	63,44	42,43
MAPE (%)	4,28	3,11

Saison	Été	Automne
Variables de prédiction	Ordre, masse aluminium, masse totale et masse oxyde	
Modèle	Énergie consommée (kWh) = 567 – 0,266 × Masse Aluminium (kg) – 0,710 × Masse Oxyde (kg) – 69,9 × Ordre + 1,62 × Température Bec + 0,491 × Masse totale (kg)	Énergie consommée (kWh) = 472 – 0,474 × Masse Aluminium (kg) – 0,584 × Masse Oxyde (kg) – 69,9 × Ordre + 1,784 × Température Bec + 0,811 × Masse totale (kg)
Régression (R <sup>2</sup> )	41,66	64,21
MAPE (%)	4,33	3,47

Les résultats montrent que l'ajout de la saison en tant que variable prédictive de catégorie entraîne une amélioration du coefficient de régression pour l'hiver et l'automne seulement. Néanmoins, en ce qui concerne MAPE, cette amélioration demeure marginale, se situant dans le même intervalle de 3 à 4 %, ce qui ne justifie pas le développement de modèles distincts pour chaque saison.

Dans ce contexte, l'adoption d'un modèle généralisé apparaît comme étant plus adéquate, car elle permet d'éviter la complexité associée à l'utilisation de multiples modèles saisonniers. En effet, un modèle adapté à chaque saison impliquerait des ajustements réguliers ainsi que des modifications continues des rapports employés dans le secteur. Ainsi, le modèle sélectionné sera directement intégré dans les rapports de coulée dans le but d'assister les opérateurs dans la détermination du moment idéal pour la coulée. Un modèle unique assure une application plus facile, cohérente et efficace.

#### **3.4.4 Comparaison entre le modèle développé et le modèle actuel adopté par l'industrie**

Dans le but d'évaluer les avantages provenant du développement de ce nouveau modèle, une étude comparative a été effectuée entre le modèle actuel, établi sur les données de la période estivale, et le modèle prédictif suggéré. Comme il a été indiqué dans la section précédente, les critères d'évaluation retenus incluent le coefficient de régression ( $R^2$ ). De plus, la MAPE est également utilisée, mesurant l'écart relatif entre l'énergie prédite et l'énergie effectivement consommée pour atteindre 750°C lors du processus de coulée de l'aluminium.

Le modèle actuel utilise l'équation 3.23, tandis que le nouveau modèle est présenté dans l'équation 3.22.

$$E_{consommée} = -559 + 1,428 \times 750 - 215,9 \times \text{Ordre} - 0,294 \times (\text{Masse Oxyde} + \text{Masse Cryolite}) + 0,4936 \times (\text{Masse Aluminium} + \text{Masse Oxyde} + \text{Masse Cryolite}) \quad (3.23)$$

#### 3.4.4.1 Les intervalles de validation de chaque modèle

Chaque modèle développé possède ses propres intervalles de validation, établis en fonction de la base de données employée pour l'étude. Les tableaux 18 et 19 présentent une illustration de ces intervalles pour chaque modèle. Les valeurs maximales et minimales des températures ainsi que des masses ont été extraites à partir des bases de données examinées. Les énergies associées ont par la suite été déterminées pour ces refontes spécifiques, représentant respectivement les masses maximales et minimales fondues. Cette méthode garantit que le modèle est validé sur un éventail de valeurs réalistes et représentatives des conditions industrielles.

Tableau 18

Intervalle de validation de modèle actuel

<b>Modèle</b>	<b>Empirique</b>
<b>Énergie minimum (kWh)</b>	1785,76
<b>Énergie maximum (kWh)</b>	1191,4
<b>Masse minimum (kg)</b>	5166
<b>Masse maximum (kg)</b>	6330
<b>Température minimale (°C)</b>	24
<b>Température maximale (°C)</b>	55

Tableau 19

Intervalle de validation du nouveau modèle

<b>Modèle</b>	<b>Empirique</b>
<b>Énergie minimum (kWh)</b>	1863
<b>Énergie maximum (kWh)</b>	1205,74
<b>Masse minimum (kg)</b>	4500
<b>Masse maximum (kg)</b>	6330
<b>Température minimale (°C)</b>	10
<b>Température maximale (°C)</b>	130

### 3.4.4.2 Comparaison des deux modèles

Le tableau 20 offre une synthèse de la comparaison effectuée afin d'évaluer l'efficacité des deux modèles. Bien que l'analyse de régression révèle que le modèle fondé sur la période estivale présente un coefficient de régression supérieur de 4,28 %, il convient de noter que la valeur du MAPE, calculée sur l'ensemble des données, est significativement plus faible pour le nouveau modèle (3,7 %) comparativement au modèle actuel (8 %). Cette distinction souligne que le modèle élaboré représente de manière plus fidèle la réalité, en offrant des prévisions plus exactes et mieux ajustées aux fluctuations industrielles.

Tableau 20

Récapitulation des différences entre le modèle actuel et le nouveau modèle

<b>Modèle</b>	<b>Modèle actuel</b>	<b>Nouveau modèle</b>
<b>Base de données</b>	Été 2022	3 ans (2022, 2023, 2024)
<b>Variables de prédiction</b>	Ordre, masse totale, masse de résidu, et température du bec	Ordre, masse aluminium, masse totale, masse oxyde et température du bec
<b>Régression (<math>R^2</math>)</b>	61,40	56,58
<b>MAPE (%)</b>	8,05	3,75
<b>Plage de température initiale (°C)</b>	24-55	10-130

Le nouveau modèle se base entièrement sur des données réelles, en particulier en ce qui concerne les masses de fonte, ce qui renforce sa pertinence et sa fiabilité. Une MAPE de 3,75 % se situe dans les limites de tolérance généralement acceptées au sein de l'industrie, ce qui confère à ce modèle une plus grande représentativité et une meilleure capacité d'exploitation opérationnelle. La MAPE constitue un indicateur de performance couramment employé dans les modèles de prévision, et une valeur inférieure à 5 % est fréquemment perçue comme preuve d'une excellente précision prédictive, notamment dans les secteurs industriels et énergétiques.

Cette analyse prouve que le modèle élaboré présente une précision supérieure ainsi qu'une robustesse accrue pour l'évaluation de la consommation énergétique, tout en étant davantage conforme aux conditions réelles du processus R.A.M.E.

### **3.5 SYNTHÈSE DES RÉSULTATS**

L'élargissement de la base de données a considérablement amélioré l'efficacité du modèle statistique développé, ce qui a permis d'établir un intervalle de validation plus large couvrant presque tous les scénarios opérationnels probables (tels que la saison, l'ordre, la température initiale des sous-produits et la masse totale fusionnée). Ce modèle est principalement basé sur des paramètres concrets, tels que la masse de la charge ajoutée pendant le processus. Cette méthode permet de surveiller en temps réel la température de fusion avec une précision moyenne de 3,7 %, ce qui est considéré comme acceptable dans un contexte industriel. L'un des principaux progrès apportés par ce modèle réside dans sa capacité à compenser l'incapacité de mesurer en continu la température du bain de fusion. Il met à disposition des opérateurs de procédé de refonte chez Industri-Al un outil prédictif fiable qui leur permet de déterminer le moment optimal pour effectuer la coulée, c'est-à-dire lorsque la température du bain atteint 750°C.

Le modèle a été testé dans les rapports de l'industrie et est maintenant prêt à fonctionner. Pour vérifier son efficacité en situation réelle, il faudra suivre la consommation d'électricité. Les résultats aideront à trouver si des ajustements sont nécessaires pour améliorer les performances du modèle. À cet effet, une étude complémentaire pourrait être menée, explorant l'utilisation de modèles non linéaires afin de maximiser le rendement du système en termes de qualité et de quantité de métal récupéré. Cette approche offrirait une flexibilité accrue pour améliorer continuellement la précision et l'efficacité du modèle en fonction des variations des conditions de production.

### **3.6 CONCLUSION**

Le modèle développé permet de prédire avec précision le moment optimal pour la coulée, améliorant ainsi le suivi du processus de refonte. Son application dans le contexte industriel d'Industri-AI a démontré son utilité et sa fiabilité. Des travaux futurs pourraient explorer des approches non linéaires afin d'optimiser davantage les performances du système.

## RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- [1] Bureau, J., & Duval, M. (2017, décembre 7). Recyclage. Présentation au Centre d'expertise et d'innovation sur l'aluminium, AluQuébec.
- [2] Green, J. A. S. (2007). Aluminum recycling and processing for energy conservation and sustainability. ASM International.
- [3] Levée, V. (2016). Aluminium 101. Magazine FORMES, 12(2), 28-33.
- [4] Gouvernement du Québec. (n.d.). Stratégie québécoise de développement de l'aluminium. Consulté le 20 novembre 2023, sur <https://www.quebec.ca/strategie-quebecoise-de-developpement-de-laluminium>
- [5] AlCircle. (2022). Aluminium dross processing: A global review. Consulté sur <https://www.alcircle.com>
- [6] Cassayre, L. (2006). Production d'aluminium par électrolyse. Revue de l'électricité et de l'électronique et des technologies de l'information et de la communication, 1, 89-96.
- [7] Thonstad, J., Fellner, P., Haarberg, G. M., Hives, J., Kvande, H., & Sterten, A. (2001). Aluminium electrolysis: Fundamentals of the Hall-Héroult process (3rd ed.). Düsseldorf, Germany: Aluminium-Verlag.
- [8] Tsakiridis, P. E. (2012). Aluminium salt slag characterization and utilization—A review. Journal of hazardous materials, 217, 1-10.
- [9] Investissement Québec International. (n.d.). L'aluminium le plus vert au monde. Consulté le 15 décembre sur <https://www.investquebec.com/international/fr/secteurs-activite-economique/aluminium/L-aluminium-le-plus-vert-au-monde.html>
- [10] Meshram, A., Jha, R., & Varghese, S. (2021). Towards recycling: Understanding the modern approach to recover waste aluminium dross. Materials Today: Proceedings, 46, 1487-1491.
- [11] Azom, K. (2002). Aluminum dross recycling: a new technology for recycling aluminum waste products. AZ Mat, 24, 346-353.
- [12] Hu, Y., & Bakker, M. C. M. (2015). Recovery of Aluminum Residue from Incineration of Cans in Municipal Solid Waste. Journal of Residuals Science & Technology, 12(3).
- [13] Shinzato, M. C., & Hypolito, R. (2005). Solid waste from aluminum recycling process: characterization and reuse of its economically valuable constituents. Waste management, 25(1), 37-46.
- [14] Bureau, J., & Duval, M. (2017, décembre 7). Recyclage. Présentation au Centre d'expertise et d'innovation sur l'aluminium, AluQuébec.

- [15] Srivastava, A., & Meshram, A. (2023). On trending technologies of aluminium dross recycling: A review. *Process Safety and Environmental Protection*, 171, 38–54.
- [16] Lavoie, S., & Dube, G. (1991). A salt-free treatment of aluminum dross using plasma heating. *Proceedings of the TMS Annual Meeting. The Minerals, Metals & Materials Society*.
- [17] Besson, S., Pichat, A., Xolin, E., Chartrand, P., & Friedrich, B. (2011, juin). Amélioration de la coalescence dans le recyclage de l'aluminium par optimisation du sel. Dans *Actes de la Conférence métallurgique européenne* (pp. 26–29), Düsseldorf, Allemagne.
- [18] Ünlü, N., & Drouet, M. G. (2002). Comparison of salt-free aluminum dross treatment. *Hydro-Québec Technical Report*.
- [19] Smith, N. (2019). *Methods of oxidation inhibition for Al-Mg Alloys*. NTNU.
- [20] Lefebvre Industri-Al. (n.d.). Lefebvre Industri-Al. Consulté le 19 novembre 2024, sur <https://www.lefebvre-al.com/>
- [21] Milani, V., & Timelli, G. (2023). Solid salt fluxes for molten aluminum processing a review. *Metals*, 13(5), 832.
- [22] Trunov, M. A., Schoenitz, M., & Dreizin, E. L. (2006). Effect of polymorphic phase transformations in alumina layer on ignition of aluminium particles. *Combustion Theory and Modelling*, 10(4), 603-623.
- [23] Hinton, E. M. (2016). *The oxidation of liquid aluminium and the potential for oxides in grain refinement of aluminium alloys* (Doctoral dissertation, University of Birmingham).
- [24] Bahk, S., Chavez, D., Emery, B., Wilson, B., & Stoltzfus, J. (1993). Protecting aluminum alloy from particle-impact ignition with an Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> film. *International Journal of Impact Engineering*, 14(1-4), 61-71.
- [25] Tabereaux, A. T., & Peterson, R. D. (2014). *Treatise on Process Metallurgy Volume 3: Industrial Processes*. Amsterdam, The Netherlands: Elsevier Ltd, 839-917.
- [26] Dispinar, D., & Campbell, J. (2007). Effect of casting conditions on aluminium metal quality. *Journal of materials processing technology*, 182(1-3), 405-410.
- [27] Parrat, M., Monti, F & Ibarra, J. (2021). Al Application to Melting Temperature Prediction in an Electric Arc Furnace. *Iron & Steel Technology*, 58-6

## CONCLUSION GÉNÉRALE

La présente étude s'inscrit dans le cadre de l'amélioration du procédé industriel R.A.M.E. (Recyclage d'Aluminium en Mode Écoresponsable), tel que mis en œuvre par l'entreprise Lefebvre Industri-Al. Ce projet a porté sur l'optimisation de la qualité du métal recyclé et la maximisation de la quantité d'aluminium récupéré, tout en réduisant les pertes par oxydation dans un four à induction. La problématique traitée a permis de répondre à deux besoins majeurs : protéger efficacement le bain de fusion par l'injection d'un gaz inerte, et prédire avec fiabilité le moment optimal de la coulée sans capteurs thermiques directs, souvent inadaptés en milieu industriel.

Dans cette optique, ce travail apporte plusieurs contributions concrètes : le développement d'un modèle numérique 3D appliqué à un cas industriel encore peu traité dans la littérature, la mise au point d'un modèle statistique prédictif simple, fiable et transférable, la structuration d'une base de données industrielle représentative et réutilisable, ainsi que la formulation de recommandations opérationnelles pour ajuster les paramètres du procédé selon les conditions de fonctionnement. Pour atteindre ces résultats, deux approches méthodologiques complémentaires ont été mises en œuvre.

La première a consisté à développer, à l'aide du logiciel COMSOL Multiphysics®, un modèle numérique 3D basé sur la dynamique des fluides numérique (CFD), intégrant la turbulence (modèle  $k-\epsilon$ ), le transfert thermique et le transport d'espèces. Ce modèle a permis de quantifier la répartition de l'argon injecté dans divers scénarios industriels, montrant notamment que le débit d'injection et le niveau de remplissage influencent fortement l'efficacité de l'inertage, contrairement à la position des injecteurs. Par exemple, une concentration massique moyenne d'argon de 83 % est atteinte après une heure à 40 L/min, contre 60 % à 20 L/min.

En parallèle, un modèle statistique prédictif a été développé avec Minitab® à partir de trois années de données industrielles représentatives (2022, 2023 et 2024), permettant d'estimer la température du bain de fusion à partir de variables mesurées comme l'énergie électrique consommée et les masses d'aluminium, d'oxydes et de cryolithe. Après validation, ce modèle a atteint une erreur moyenne de 3,7 %, le rendant fiable et directement exploitable pour la régulation du procédé.

En combinant modélisation numérique et approche statistique, ce mémoire propose des outils concrets, directement applicables en contexte industriel, qui participent à l'optimisation du procédé R.A.M.E. et à l'amélioration globale du contrôle des opérations de recyclage de l'aluminium.

### **Limitations et perspectives**

Malgré les avancées réalisées, certaines limitations du modèle numérique doivent être reconnues afin de mieux encadrer les résultats obtenus et d'en améliorer l'applicabilité dans un contexte industriel. Le maillage utilisé a été conçu pour la simulation d'un seul gaz, ce qui peut limiter la précision dans le cas de mélanges binaires comme l'air et l'argon. Une adaptation spécifique du maillage serait alors nécessaire pour des études plus complexes. De plus, la sortie du four a été modélisée comme entièrement ouverte, alors qu'en réalité elle est partiellement fermée avec une certaine étanchéité, ce qui peut influencer la dynamique des gaz. Enfin, l'absence de validation expérimentale s'explique par le manque de travaux antérieurs sur des cas similaires, rendant difficile toute comparaison directe ou calibration sur des données physiques réelles.

Les perspectives liées au modèle numérique incluent l'intégration des perturbations thermiques dues aux ouvertures successives du four, afin de rendre le modèle plus représentatif des conditions industrielles réelles. Une validation expérimentale à l'échelle laboratoire pourrait également être envisagée, notamment à l'aide d'un mini-four à induction, en mesurant le taux d'oxydation en fonction des paramètres simulés.

Dans le cadre des analyses de la composition chimique des sous-produits par MEB, le calcul d'un écart-type à partir des mesures répétées aurait permis de mieux illustrer la variabilité et les limites de la méthode. Cette approche sera à considérer dans la continuité du projet afin d'évaluer l'efficacité et la robustesse de la méthode employée.

En ce qui concerne le modèle statistique, une régression linéaire multiple a été utilisée pour modéliser la consommation énergétique en fonction des variables jugées pertinentes. Ce choix a permis de construire un modèle simple, interprétable et facilement applicable. Toutefois,

cette approche présente certaines limites, notamment sa capacité restreinte à représenter des relations complexes ou non linéaires entre les paramètres. De plus, dans un contexte industriel en constante évolution, le modèle nécessite des ajustements réguliers afin de maintenir sa fiabilité, notamment en cas de modification de la nature ou de la quantité des produits recyclés traités.

Pour surmonter ces limites, d'autres approches pourraient être envisagées. Les modèles additifs généralisés (GAM) offriraient une plus grande souplesse en intégrant des relations non linéaires, tout en conservant une bonne interprétabilité des résultats. L'intégration de techniques d'apprentissage automatique, telles que les forêts aléatoires, le gradient boosting ou les réseaux de neurones, pourrait également permettre de mieux modéliser des interactions complexes entre les variables, en s'adaptant plus efficacement aux variations du procédé industriel.

## ANNEXE A

## Schéma technique en coupe du four LIA

Cette figure montre la conception et les composants du four LIA, avec une vue en coupe pour illustrer les détails internes.

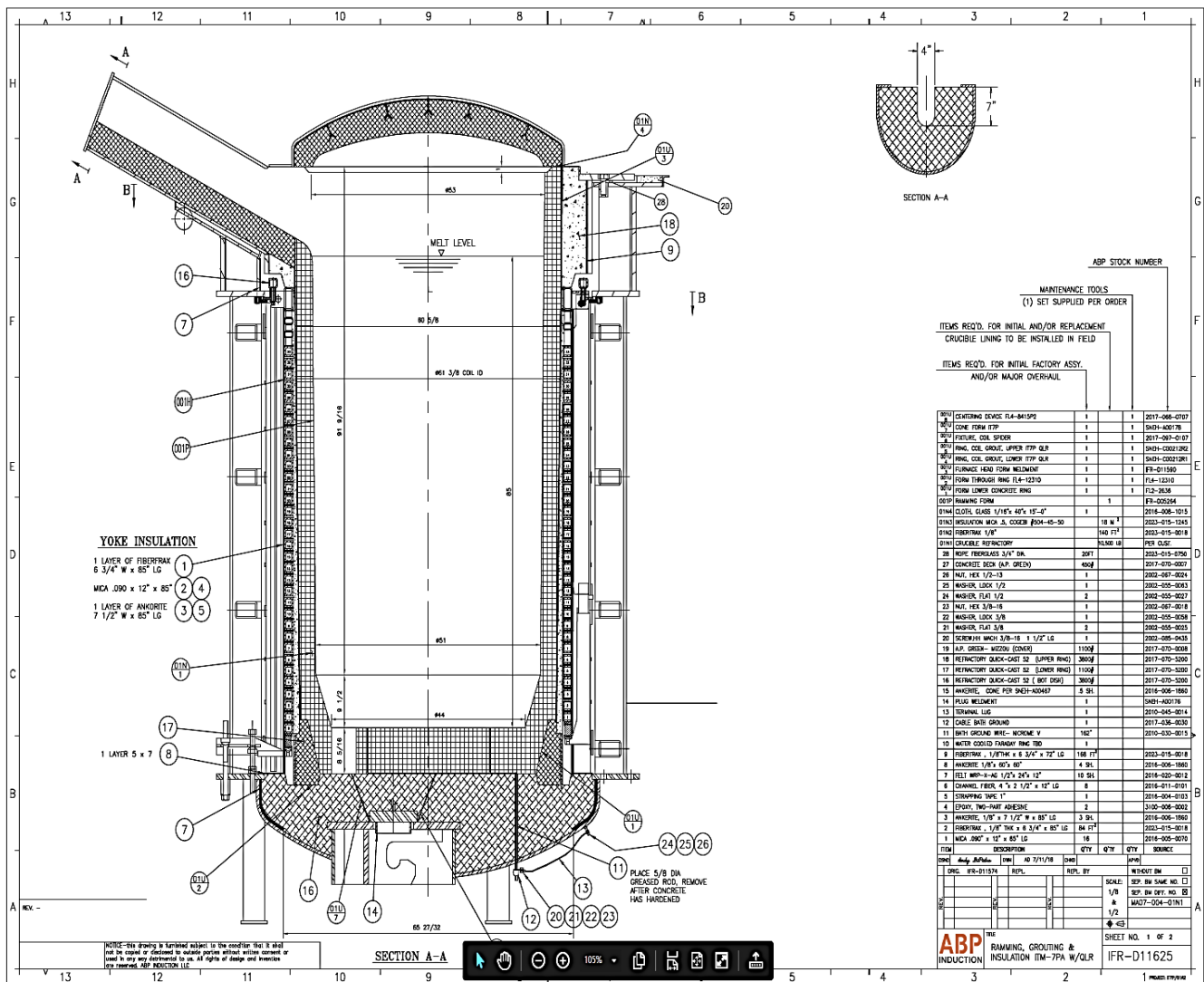


Figure A.1. Four LIA

## ANNEXE B

### Configuration des modules COMSOL®

Cette annexe présente les plans de symétrie ainsi que les configurations des différents modules utilisés dans les modèles COMSOL®.

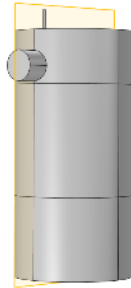


Figure B.1. Plan de symétrie du four (xz)



Figure B.2. Coupe du four selon le plan de symétrie (xz)

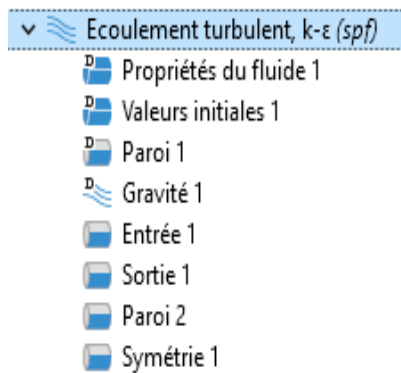


Figure B.3. Configuration du modèle d'écoulement turbulent et des conditions aux limites

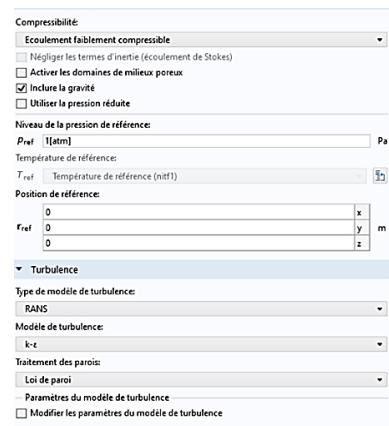


Figure B.4. Choix du régime et nature du flux d'écoulement

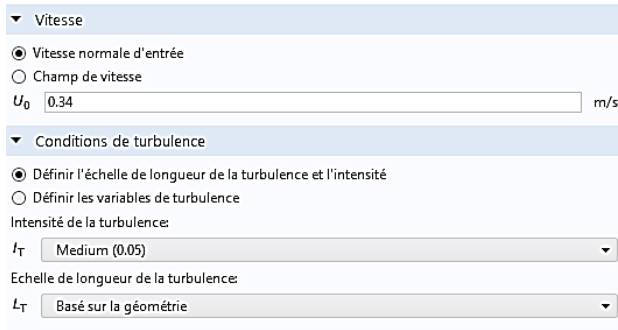


Figure B.5. Configuration de la vitesse d'entrée et de l'intensité de turbulence

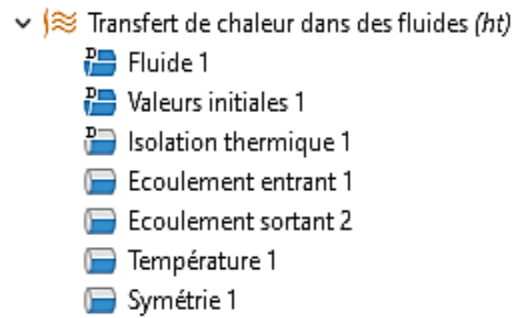


Figure B.6. Configuration du modèle de transfert de chaleur dans des fluides et des conditions aux limites

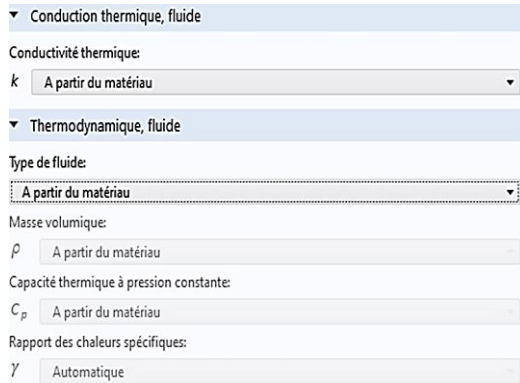


Figure B.7. Configurations des propriétés du matériau pour le modèle à un seul gaz

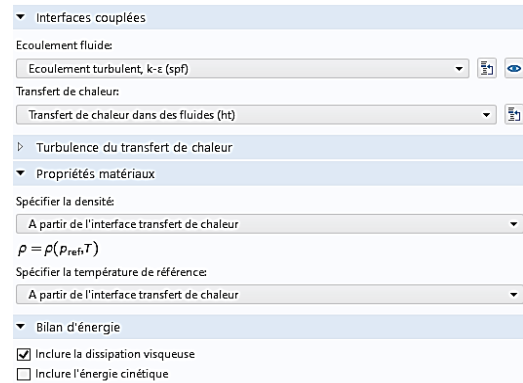


Figure B.8. Couplage multiphysique entre l'écoulement fluide et le transfert de chaleur

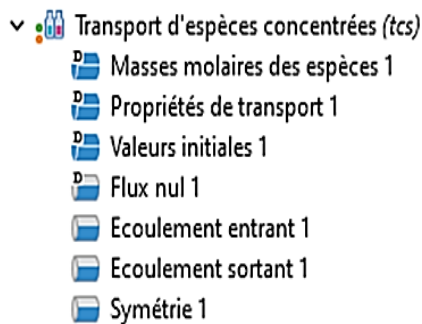


Figure B.9. Configuration du modèle de transport des espèces concentrées et des conditions aux limites

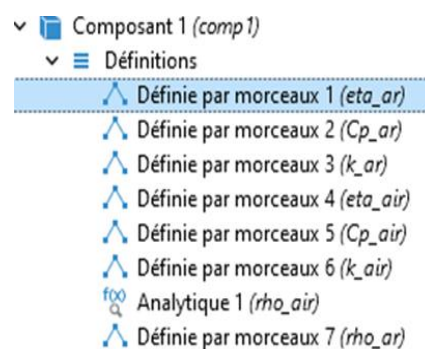




Figure B.10. Définition des propriétés thermophysiques des gaz

Définie par morceaux

 Afficher  Créer un graphique

Label: Définie par morceaux 1

Nom de la fonction: eta\_ar

▼ Définition







Argument: T

Extrapolation: Constant

Lissage: Aucun lissage

— Intervalles

» Début	Fin	Fonction
50.0	313.0	$1.543468E-6 + 4.229844E-8 \cdot T^1 + 3.145939E-10 \cdot T^2 - 1.058698E-...$
313.0	3273.16	$2.823345E-6 + 7.51229E-8 \cdot T^1 - 3.008134E-11 \cdot T^2 + 8.881353E-1...$

↑ ↓      

Début:

Fin:

Fonction:

▼ Unités



Arguments: K

Fonction: Pa\*s

Figure B.11. Définition par morceaux de la viscosité dynamique d'argon en fonction de la température

Réglages

Définie par morceaux

 Afficher  Créer un graphique

Label: Définie par morceaux 2

Nom de la fonction: Cp\_ar

▼ Définition

Argument: T

Extrapolation: Constant

Lissage: Aucun lissage



— Intervalles

» Début	Fin	Fonction
100.0	6800.0	520.326424
6800.0	10000.0	$737.320379 - 0.135691597 \cdot T^1 + 3.34987399E-5 \cdot T^2 - 4.06994374...$
10000.0	20000.0	$3866.45155 - 1.38421741 \cdot T^1 + 2.27834406E-4 \cdot T^2 - 1.85931437E...$

Figure B.12. Définition par morceaux de la capacité calorifique d'argon en fonction de la température

**Réglages**

Définie par morceaux

 Afficher  Créer un graphique

Label:

Nom de la fonction:

▼ Définition






Argument:

Extrapolation:

Lissage:

— Intervalles

» Début	Fin	Fonction
88.0	340.0	$-2.420719E-4 + 7.233846E-5 \cdot T^1 - 5.020862E-8 \cdot T^2 + 2.864443E-...$
340.0	690.0	$-2.46709E-4 + 7.367416E-5 \cdot T^1 - 5.22509E-8 \cdot T^2 + 2.297758E-11...$
690.0	2500.0	$0.004222052 + 5.576743E-5 \cdot T^1 - 2.632101E-8 \cdot T^2 + 1.050359E-1...$

↑ ↓     

Début:

Fin:

Fonction:

▼ Unités



Arguments:

Fonction:

Figure B.13. Définition par morceaux de la conductivité thermique d'argon en fonction de la température

**Réglages**

Définie par morceaux

 Afficher  Créer un graphique

Label:

Nom de la fonction:

▼ Définition






Argument:

Extrapolation:

Lissage:

— Intervalles

» Début	Fin	Fonction
200.0	1600.0	$-8.38278E-7 + 8.35717342E-8 \cdot T^1 - 7.69429583E-11 \cdot T^2 + 4.6437...$

↑ ↓     

Début:

Fin:

Fonction:

▼ Unités

Arguments:

Fonction:

Figure B.14. Définition par morceaux de la viscosité dynamique d'air en fonction de la température

Réglages

Définie par morceaux

Afficher Créer un graphique

Label: Définie par morceaux 5

Nom de la fonction: Cp\_air

Définition

Argument: T

Extrapolation: Constant

Lissage: Aucun lissage

Intervalle

Début	Fin	Fonction
200.0	1600.0	$1047.63657 - 0.372589265 \cdot T + 9.45304214E-4 \cdot T^2 - 6.02409443 \cdot 10^{-6} \cdot T^3 + 1.54800222E-8 \cdot T^4 - 1.154800222E-10 \cdot T^5 + 4.11 \cdot 10^{-12} \cdot T^6$

Unités

Arguments: K

Fonction: J/(kg\*K)

Figure B.15. Définition par morceaux de la capacité calorifique d'argon en fonction de la température

Réglages

Définie par morceaux

Afficher Créer un graphique

Label: Définie par morceaux 6

Nom de la fonction: k\_air

Définition

Argument: T

Extrapolation: Constant

Lissage: Aucun lissage

Intervalle

Début	Fin	Fonction
200.0	1600.0	$-0.0027583562 + 1.15480022E-4 \cdot T - 7.90252856E-8 \cdot T^2 + 4.11 \cdot 10^{-10} \cdot T^3 - 1.15480022E-12 \cdot T^4 + 1.15480022E-14 \cdot T^5 - 4.11 \cdot 10^{-16} \cdot T^6$

Unités

Arguments: K

Fonction: W/(m\*K)

Figure B.16. Définition par morceaux de la conductivité thermique d'argon en fonction de la température

$\mu$  Défini par l'utilisateur

$\eta_{ar}(T) \cdot tcs.x\_w\_argon + \eta_{air}(T) \cdot tcs.x\_w\_air$  Pa.s

Figure B.17. Équation de la viscosité dynamique pour le mélange air-argon dans le module d'écoulement fluide

Pression absolue:  
 $P_A$  Pression absolue (nitf1)

Température:  
 $T$  Température (nitf1)

▼ Masse volumique

Masse volumique du mélange:  
 $\rho$  Gaz idéal

▼ Convection

Champ de vitesse:  
 $u$  Champ de vitesse (nitf1)

▼ Diffusion

Type d'entrée de diffusion binaire:  
 Table

Diffusivités de Maxwell-Stefan

Espèce 1	Espèce 2	Diffusivité	Coefficient de diffusion (m <sup>2</sup> /s)
w <sub>air</sub>	w <sub>argon</sub>	Défini par l'utilisateur	1.21E-4(m <sup>2</sup> /s)

▼

Coefficient de diffusion thermique

$D_{w\_air}^T$  0 kg/(m·s)

$D_{w\_argon}^T$  0 kg/(m·s)

Figure B.18. Propriétés de transport pour le mélange air-argon dans le module de transport des espèces concentrées

▼ Conduction thermique, fluide

Conductivité thermique:

$k$  Défini par l'utilisateur

$k_{ar}(T)*tcs.x\_w\_argon + k_{air}(T)*tcs.x\_w\_air$  W/(m·K)

Isotrope

▼ Thermodynamique, fluide

Type de fluide:  
 Gaz/Liquide

Masse volumique:  
 $\rho$  Masse volumique (tcs/cdm1)

Capacité thermique à pression constante:  
 $C_p$  Défini par l'utilisateur

$Cp_{ar}(T)*tcs.x\_w\_argon + Cp_{air}(T)*tcs.x\_w\_air$  J/(kg·K)

Rapport des chaleurs spécifiques:  
 $\gamma$  Automatique

Figure B.19. Propriétés thermophysiques de mélange air-argon dans le module de transfert de chaleur

**Analytique**

☒ Afficher ☐ Créer un graphique

Label:

Nom de la fonction:

▼ Définition

Expression:

Arguments:

Dérivées:

▸ Extension périodique

▼ Unités

Fonction:

Argument	Unité
t	s

▸ Paramètres locaux

▸ Avancé

▼ Paramètres d'affichage

Afficher	Argument	Limite inférieure	Limite supérieure	Valeur fixe	Unité
<input checked="" type="checkbox"/>	t	0	1	0	s

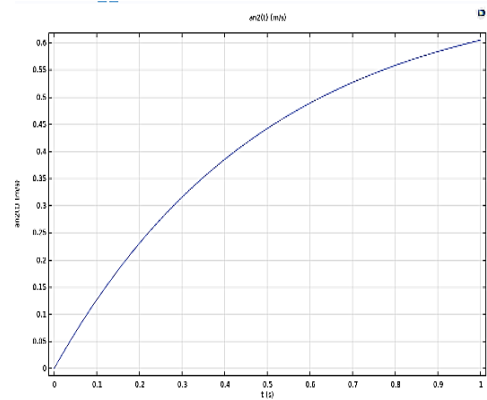


Figure B.20. Fonction analytique de la vitesse d'entrée d'argon

▼ Vitesse

☒ Vitesse normale d'entrée

☐ Champ de vitesse

$U_0$   m/s

Figure B.21. Configuration de la condition d'entrée d'argon

## ANNEXE C

### Coupes représentatives des maillages testés

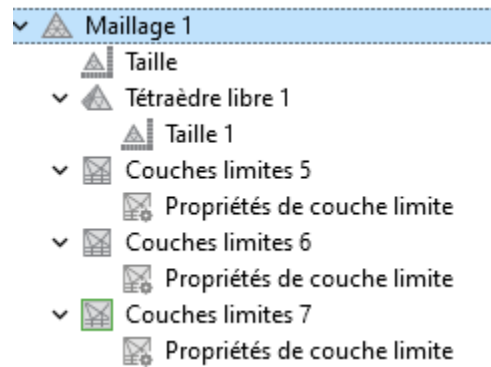


Figure C.1. Configuration de maillage

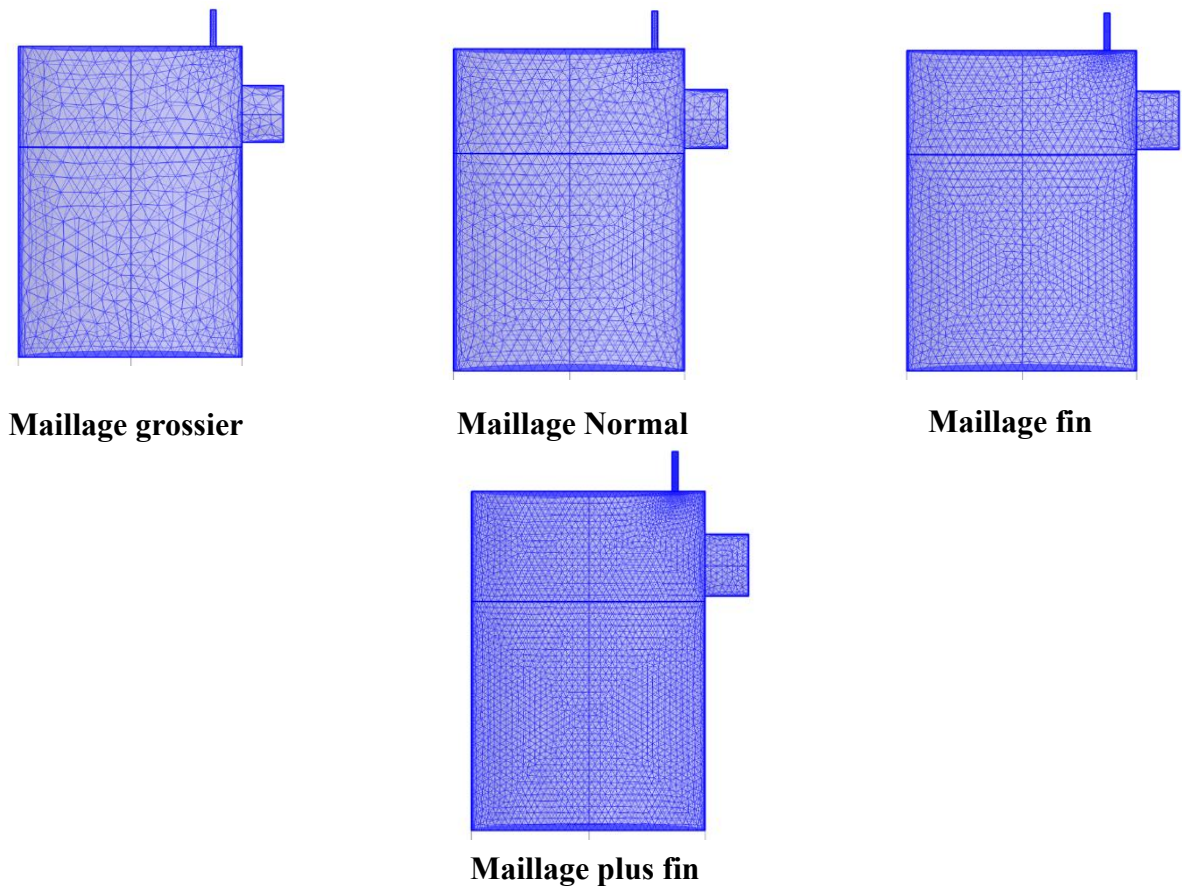


Figure C.2. Différentes densités de maillage testées

## ANNEXE D

### Rapport de coulée



#### Rapport de coulée

							Tini				Tini				Tini				Tini
<b>Opérateur four:</b>			christian t	<b>Matériaux à fondre:</b>				Fond de gueuse (1) :		14	Ecume de carroussel (2) :		21	Éc. de fonderie (3) :		20			
<b>Opérateur MVR:</b>			dany t	Limaille (4) :			21	Écume du four LIA (5) :			Alu Brique (6) :			Nett. de creuset (7) :		17			
<b>Aide Opérateur :</b>			guillaume/J-F D	Alu récupéré LIA (8) :				Gueuses recup (9) :			Fond de cuve (10) :			RBA (11) :					
Kwh total avant préchauffage :		n/a	heure du début de chargement:		10:33				heure début nettoyage :		12:59		Gross weight :		-451		Préchauffage		
Kwh total avant démarrage :		5526	Heure de fin de chargement		10:57				heure fin du nettoyage		13:12		Poid restant :		-52		KWH coulé		
Niveau d'argon départ :		68,6	heure début de coulé :		12:17				KWH total final :		7885								
Temps argon avant démarrage :		15 min	heure fin de coulé :		12:46				Niveau d'argon final :		67,8								
Load cell		5701	kWh restant (empirique)		1419,474				Équations non valides si M12 et M13										
KWH restants		1434,55	kWh restant (semi-empirique)		1461,363				sont rouges										
							MASSE TOTALE :	5701			5701						Ordre de la coulée		
<b>Lecture:</b>					KwH/ct:	Validation	Différence	Total	<b>Charge</b>			<b>Humidité</b>		<b>Préchauffe</b>	<b>Temp. °C</b>				
Heure:	Puissance %	Power KW	Mise à la terre	KwH	Kg Balance	Kg Balance	Kg load cell	load cell avant charge	Type de Charge	Kg Charge		Mettre un X Si charge froide	Valeur cible	FOUR	BEC				
				4000									750						
						-267	267	268	4	267	-1	x							
						-190	458	458	4	190	0	x							
10:35	30	644	19	4000		-206	664	664	4	206	0	x							
10:40	30	626	19	3945		-471	1135	1137	1	471	-2	x							
10:44	20	370	19	3883		-358	1495	1488	1	358	7	x							
10:51	100	1425	19	3800		-732	2220	2218	3	732	2								
10:54	100	1299	19	3744		-605	2823	2823	3	605	0								
10:57	100	1290	19	3715		-261	3084	3067	3	261	17								
11:35	40	902	19	2695		0	3067	3067		0	0								
11:37	100	1906	19	2652		-274	3341	3341	2	274	0								
11:38	100	1913	19	2637		-335	3676	3676	2	335	0								
11:39	100	1884	19	2605		-279	3955	3954	2	279	1								

## ANNEXE E

### Algorithme python d'extraction des données

Exemple d'algorithme développé pour extraire une cellule spécifique dans l'ensemble des feuilles d'un même classeur Excel

```
from openpyxl import load_workbook
import glob
import os

# use glob to get all the csv files
# in the folder
path = os.getcwd()
csv_files = glob.glob(os.path.join(path,
"*.*xlsx"))

# List all the sheets in the file.
# loop over the list of csv files
for f in csv_files:
    wb = load_workbook(f, data_only=True)
    for sheetname in wb.sheetnames:
        # Load one worksheet.
        ws = wb[sheetname]
        print(ws["H2"].value)
```

Exemple d'algorithme développé pour extraire une feuille spécifique à partir de plusieurs classeurs Excel et rassembler ces feuilles dans un nouveau fichier Excel.

```
import os

import openpyxl

# Créer un nouveau classeur Excel pour stocker
les feuilles extraites

new_workbook = openpyxl.Workbook()

# Liste des feuilles à extraire

sheets_to_extract = ['Données de calcul']

# Récupérer la liste des fichiers Excel dans le
répertoire actuel et les trier

excel_files = sorted([file for file in
os.listdir('.') if file.endswith('.xlsx')])

# Boucle à travers chaque fichier Excel pour
extraire les feuilles spécifiques

for file_name in excel_files:

    # Ouvrir le classeur Excel

    workbook = openpyxl.load_workbook
(file_name)

    # boucle à travers chaque feuille dans le
classeur

    for sheet_name in workbook.sheetnames:

        # Vérifier si la feuille dans la liste
des feuilles à extraire

        if sheet_name in sheets_to_extract:

            # Obtenir la feuille à extraire

            sheet = workbook[sheet_name]

            # Copier la feuille dans le nouveau
classeur Excel
```

```
        new_sheet =  
new_workbook.create_sheet(title=sheet_name)  
        for row in sheet.iter_rows():  
            for cell in row:  
new_sheet[cell.coordinate].value = cell.value  
  
        # Enregistrer le nouveau classeur Excel  
avec les feuilles extraites  
  
new_workbook.save('feuilles_extraites.xlsx')
```