

Table des matières

Avant-propos	i
Résumé.....	ii
Abstract	v
Remerciements.....	viii
Table des matières	ix
Liste des tableaux.....	xii
Liste des figures	xiii
Nomenclature.....	xxi
CHAPITRE 1	1
INTRODUCTION GENERALE	1
1-1. Introduction	1
1-2. Problématique	7
1-3. Objectifs de l'étude.....	9
1-4. Méthodologie	10
1-5. Originalité de la thèse	13
1-7. Contenu de la thèse.....	16
CHAPITRE 2	18
RECHERCHE BIBLIOGRAPHIQUE	Erreur ! Signet non défini.
2-1. Introduction	18
2-2. Les fours de cuisson d'anodes.....	18
2-2-1. Les différents types de fours de cuisson d'anodes	19
2-2-2. Procédé de cuisson des anodes en carbone	22
2-3. La modélisation des fours de cuisson d'anodes.....	26
2-4. État de l'art dans la modélisation des fours de cuisson d'anodes.....	32
2-4-1. Les modèle de contrôle et de procédé	33
2-4-2. Les modèle de design	40
2-5. Le design des fours horizontaux de cuisson d'anodes.....	51
2-5-1. Design des différentes parties constituant le four de cuisson.....	51
2-5-2. Design de l'ensemble du feu de cuisson	54
2-6. Conclusions	57
CHAPITRE 3	59
MODÉLISATION MATHÉMATIQUE ET RÉOLUTION NUMÉRIQUE DU PROCÉDÉ DE CUISSON.....	59
3-1. Introduction	59
3-2. Phénomènes régissant le fonctionnement du four	59
3-3. Formulation mathématique du modèle 3D	61
3-3-1. Le sous-modèle de la cloison	62
3-3-2. Le sous-modèle des solides	82

3-3-3. Pertes thermiques	89
3-4. Stratégie de résolution	92
3-4-1. Méthodes de résolution	95
3-3-2. Le couplage des deux sous-modèles	97
3-5. Conditions aux limites et propriétés thermophysiques.....	100
3-5-1. Conditions aux limites des gaz.....	101
3-5-2. Conditions aux limites des solides	104
3-5-3. Propriétés thermophysiques	108
3-5-4. L'interaction entre les sections d'un four.....	111
3-6. Modèle mathématique transitoire 3D	113
3-6-1. Présentation du modèle global	115
3-6-2. Organigramme du modèle global	115
3-7. Conclusions	117
CHAPITRE 4.....	119
DÉTERMINATION DES PARAMÈTRES NUMÉRIQUE ET VALIDATION DU MODÈLE DU FOUR	119
4-1. Introduction	119
4-2. Détermination des paramètres numériques du modèle.....	120
4-2-1. Choix de la taille du maillage.....	120
4-2-2. Choix du pas de temps	124
4-3. Investigations sur l'écoulement dans la cloison	127
4-3-1. Écoulement à travers toutes les cloisons du feu	127
4-3-2. Bilan de masse pour le débit de l'air du refroidissement	132
4-4. Campagnes de mesure et validation du modèle	134
4-4-1. Différentes méthodes de validation d'un modèle mathématique	135
4-4-2. Campagne de mesure	137
4-4-3. Validation du modèle	163
4-5. Conclusions	175
CHAPITRE 5.....	176
RÉSULTATS DU MODÈLE MATHÉMATIQUE ET ETUDE PARAMÉTRIQUE SUR LE FOUR.....	176
5-1. Introduction	176
5-2. Résultats du modèle de la cloison.....	177
5-2-1. Design de la cloison	177
5-2-2. Déformation de la cloison	188
5-3. Résultats du modèle de l'alvéole	190
5-3-1. Effet de la géométrie des alvéoles sur le profil de température des solides	191
5-3-2. Effet de la position des anodes	193
5-4. Étude du modèle global	194

5-4-1. Résultats du modèle global complet.....	195
5-4-2. Visualisation des résultats du modèle global	200
5-5. Le modèle 3D du four comme outil de prédiction.....	207
5-5-1. Effet de la géométrie des briques entretoises	207
5-5-2. Effet du nombre de rangées des briques entretoises	212
5-5-3. Effet de la variation de la largeur de la cloison.....	218
5-5-4. Effet de la variation des propriétés des briques réfractaires.....	224
5-5-5. Effet de la dévolatilisation des anodes	228
5-5-6. Effet de la variation de la taille des anodes	232
5-5-7. Effet de la variation du débit du carburant	240
5-5-8. Effet de la déformation de la cloison	244
5-5-9. Effets des propriétés thermiques des anodes sur le profil de température	246
5-6. Conclusions	249
CHAPITRE 6	252
CONCLUSIONS ET RECOMMANDATIONS	252
6-1. Conclusions générales	252
6-2. Recommandations	255
Publications.....	257
Références.....	259

Liste des tableaux

Tableau 2.1. Les avancées dans la cuisson des anodes en carbone [140]	49
Tableau 3.1. Coefficients pour l'émissivité [162]	74
Tableau 3.2. Dimensions de la géométrie du four auquel le modèle est appliqué [143] ..	95

Liste des figures

Figure 1.1. Les coûts liés à la production de l'aluminium primaire [16]	5
Figure 1.2. Les coûts liés à la production des anodes [16]	6
Figure 2.1. Schéma du four vertical de cuisson d'anodes en carbone [59]	20
Figure 2.2. Schéma du four horizontal de cuisson d'anodes en carbone [53]	21
Figure 2.3. Schéma du feu de cuisson des anodes en carbone [69]	23
Figure 2.4. Schéma du feu de cuisson des anodes avec toutes les étapes de cuisson [69]	25
Figure 2.5. Schéma de l'enfournement, permutation des rampes et défournement des anodes	26
Figure 2.6. Représentation schématique de la partie du four modélisée [113]	38
Figure 2.7. Schéma de la maquette à eau de la cloison : (a) géométrie Keller (1980) [131] et (b) géométrie Engelsman [132]	41
Figure 2.8. Champs d'écoulement dans une cloison obtenu avec un model 2D : (a) modèle de cloison de Gendre et al. (2007) [42] et (b) modèle de cloison de Palavar et al. (2015) [74]	42
Figure 2.9. Structure du modèle global [46]	44
Figure 2.10. Un aperçu tridimensionnel des prédictions du modèle global (profiles de la vitesse et de la température des gaz, et profile de la température dans l'alvéole) [46]	45
Figure 2.11. Schéma de la cloison et de l'alvéole à modéliser [135]	46
Figure 2.12. Géométries des cloisons testées par le modèle [135]	47
Figure 2.13. Champs de température des anodes à la fin de la cuisson pour les deux géométries [135]	47
Figure 2.14. Arrangements des chicanes dans une cloison de four horizontal [114]	47
Figure 2.15. Lignes de courant calculées par le modèle [114]	48
Figure 2.16. Schéma d'une cloison typique d'un four horizontal [143, 144]	52
Figure 2.17. Courbe de cuisson typique d'un four horizontal de cuisson d'anodes [96] ..	57
Figure 3.1 Schéma du modèle global composé de deux sous-modèles	61
Figure 3.2. Schéma de la couche limite d'un écoulement [155]	70
Figure 3.3. Organigramme des routines Fortran pour le calcul du taux de conversion des matières volatiles.	88
Figure 3.4. Organigramme du modèle mathématique transitoire global	93

Figure 3.5 Organigramme de la solution de l'équation du mouvement [111].....	97
Figure 3.6. Schéma de la connectivité du maillage des différents domaines via des interfaces.....	100
Figure 3.7 Schéma du feu de cuisson avec les conditions aux limites pour chaque phase de cuisson.....	101
Figure 3.8. Maillage et conditions aux limites du modèle de la cloison.....	103
Figure 3.9. Maillage et conditions aux limites des briques réfractaires.....	105
Figure 3.10. Maillage et conditions aux limites du domaine du coke de garnissage.....	106
Figure 3.11. Maillage et conditions aux limites du domaine des anodes	107
Figure 3.12. Maillage et conditions aux limites du domaine du couvercle en béton réfractaire	108
Figure 3.13. Schéma d'une section et les conditions nécessaires pour la simulation grâce au modèle mathématique	112
Figure 3.14. Aperçu du modèle mathématique transitoire 3D global.....	115
Figure 3.15. Organigramme général du modèle global	116
Figure 4.1. Position des lignes où les profils de température sont tracés	121
Figure 4.2. Comparaison des profils température des solides avec différentes tailles du maillage dans le modèle 3D	122
Figure 4.3. Comparaison de la température transitoire moyenne des anodes avec différentes tailles du maillage dans le modèle	123
Figure 4.4. Variation de la durée des simulations numériques pour différentes tailles du maillage dans le modèle 3D	124
Figure 4.5. Comparaison de la température transitoire moyenne des anodes avec différents pas de temps dans le modèle 3D.....	125
Figure 4.6. Variation de la durée des simulations numériques pour différents pas de temps dans le modèle 3D.....	126
Figure 4.7. Contours de vitesse dans trois cloisons successives.....	129
Figure 4.8. Distribution des gammes de vitesse dans les trois cloisons à la température de 25°C	130
Figure 4.9. Perte de charge à travers les trois cloisons à la température de 25°C	130

Figure 4.10. Distribution des gammes de vitesse dans les trois cloisons à la température de 1000°C.....	131
Figure 4.11. Perte de charge à travers les trois cloisons à la température de 1000°C	132
Figure 4.12. Schéma des cloisons du refroidissement avec les ouvreaux ouverts.....	134
Figure 4.13. Profils de température de gaz mesurés avec le système de contrôle durant les opérations réelles de cuisson.....	140
Figure 4.14. Profils de la température des gaz mesurés avec les thermocouples additionnels durant les opérations réelles de la cuisson.....	141
Figure 4.15. Profil de température dans l'alvéole mesurée par le système de contrôle durant les opérations réelles du four horizontal	144
Figure 4.16. Schéma de la disposition des thermocouples pour la mesure de la température des anodes durant les opérations réelles de cuisson	145
Figure 4.17. Profils de température des anodes enregistrées lors de la campagne de mesure durant les opérations réelles du four de cuisson ; (a) thermocouple dans les trous et (b) juste à la surface des anodes.....	146
Figure 4.18. Schéma de la disposition des creusets dans l'alvéole pour la mesure de la température maximale équivalente durant les opérations réelles de la cuisson.....	148
Figure 4.19. Contours des températures équivalentes maximales mesurées dans deux alvéoles de deux sections différentes durant les opérations réelles de cuisson : (a) alvéole A-1 section S-B et (b) alvéole A1 section s-C	149
Figure 4.20. Températures maximales mesurées sur les paquets d'anodes à l'aide de thermocouples (T max thermo) et de Lc du coke calciné (T max creusets)	150
Figure 4.21. Variation de la conductivité thermique des anodes en fonction de la température ; (a) mesurée et (b) littérature	152
Figure 4.22. Variation de la conductivité thermique des briques réfractaires en fonction de la température.....	153
Figure 4.23. Variation de la chaleur spécifique des anodes en fonction de la température ; (a) mesurées et (b) littérature	155
Figure 4.24. Variation de la chaleur spécifique des briques réfractaires en fonction de la température	156
Figure 4.25. Variation de la densité en fonction de la température	158

Figure 4.26. Variation de la masse d'un échantillon d'anode durant la cuisson.....	160
Figure 4.27. Exemple de pics mesurés des différentes espèces après une injection de gaz dans le chromatographe	161
Figure 4.28. Taux de conversion des matières volatiles durant la cuisson des anodes...	162
Figure 4.29. Énergie issue de la combustion des matières volatiles.....	163
Figure 4.30. Comparaison entre les profils de température des gaz des différentes compagnes de mesures.....	165
Figure 4.31. Comparaison des prédictions avec les mesures de la température des gaz dans la cloison du four	166
Figure 4.32. Comparaison des prédictions de la température des gaz avec les mesures du système d'acquisition du four.....	168
Figure 4.33. Profils de température à la surface des anodes: comparaison entre les valeurs prédites et mesurées pour 8 thermocouples (Thermocouples 1-8 correspondent aux figures a-h, respectivement).....	171
Figure 4.34. Température du coke de garnissage prédite vs celle mesurée avec le système de contrôle.....	172
Figure 4.35. Contour des températures calculées des anodes comparaison (en %) aux températures maximales mesurées.....	173
Figure 4.36. Températures maximales prédites vs températures maximales mesurées..	174
Figure 5.1. Contours de vitesse pour différents nombres de rangées d'entretoises rectangulaires dans la cloison : (a) une rangée, (b) deux rangées et (c) trois rangées d'entretoises dans un passage de la cloison.	179
Figure 5.2. Distribution de la vitesse pour les trois géométries de la Figure 5.1, la fraction surfacique ou volumique vs la gamme de vitesse correspondante : (a) sur un plan traversant le quart de la cloison et (b) le volume entier de la cloison.....	181
Figure 5.3. Variation de la perte de charge et celle de la vitesse moyenne dans la cloison vs le nombre de rangées d'entretoises rectangulaires entre les chicanes.	182
Figure 5.4. Contours de vitesse pour différents nombres de rangées d'entretoises profilées dans la cloison : a) une rangée, b) deux rangées et c) trois rangées d'entretoises dans un passage de la cloison.	183

Figure 5.5. La distribution de la vitesse pour les trois géométries de la Figure 5.4, la fraction volumique vs la gamme de vitesse correspondante.....	184
Figure 5.6. Variation de la perte de charge et celle de la vitesse moyenne dans la cloison vs. le nombre de rangées d'entretoises profilées entre les chicanes	186
Figure 5.7. Distribution de la vitesse pour différentes largeurs d'une cloison (les chiffres montrent la demi-largeur)	187
Figure 5.8. Variation de la perte de charge et de la vitesse moyenne en fonction de la demi-largeur de la cloison.....	188
Figure 5.9. Représentation schématique de la déformation de la cloison vue du dessus, cloison normale (a), cloison déformée (b)	189
Figure 5.10. Comparaison des champs d'écoulement (a) dans une cloison normale et (b) dans une cloison déformée.....	190
Figure 5.11. Profil de température transitoire des solides sur la ligne centrale en fonction de l'épaisseur de la couche du coke de garnissage	192
Figure 5.12. Schéma du modèle complet des solides	193
Figure 5.13. Profil de température transitoire du modèle global des solides en fonction de l'asymétrie des anodes dans les alvéoles	194
Figure 5.14. Profils de température des gaz et des anodes prédites par le modèle global complet.....	196
Figure 5.15. Variation des fractions massiques prédites de l'O ₂ , le CO ₂ et le H ₂ O le long du four.....	197
Figure 5.16. Contours de la distribution de la fraction massique du: (a) CO ₂ et (b) H ₂ O durant le cycle du préchauffage 1	198
Figure 5.17. Contours sur le plan central de la cloison de la distribution du coefficient d'absorption des gaz : (a) Cloison dans la phase du préchauffage 1, (b) cloison dans la phase du chauffage 3.....	199
Figure 5.18. Coefficient moyen d'absorption des gaz par cloison le long du feu de cuisson	200
Figure 5.19. Distribution de la pression le long du feu de cuisson.....	201
Figure 5.20. Positions des plans transversaux verticaux dans une section pour la visualisation de la température.....	201

Figure 5.21. Contours de température sur les plans transversaux dans le four à différentes étapes de la cuisson : (a) préchauffage, (b) chauffage et (c) refroidissement	203
Figure 5.22. Plan transversal horizontal dans le four pour la visualisation de la température durant la cuisson	204
Figure 5.23. Profils de température dans l'alvéole, le mur réfractaire et la cloison à différentes étapes de la cuisson. La température est indiquée en °C sur l'axe des ordonnées et est standardisée sur la même échelle: (a) préchauffage section 1, (b) préchauffage section 2, (c) chauffage section 4, (d) trempage thermique section 6, (e) refroidissement section 7 et (f) refroidissement section 8	205
Figure 5.24. Profils de température dans l'alvéole, le mur réfractaire et la cloison à différentes étapes de la cuisson. La température est indiquée en °C sur l'axe des ordonnées, l'échelle de température est ajustée selon l'étape de cuisson (a-f) selon la gamme de valeurs afin de visualiser les gradients : (a) préchauffage section 1, (b) préchauffage section 2, (c) chauffage section 4, (d) trempage thermique section 6, (e) refroidissement section 7 et (f) refroidissement section 8	206
Figure 5.25. Différentes formes des briques entretoises	208
Figure 5.26. Distribution des vitesses d'écoulement dans deux cloisons avec des briques entretoises droites ou profilées.....	209
Figure 5.27. Variation de la température moyenne des anodes durant la cuisson pour les deux cloisons ; avec entretoises rectangulaire et avec entretoises profilées	210
Figure 5.28. Contours de température dans un plan longitudinal (quart de l'alvéole) à la fin du chauffage des anodes pour les deux cas ; (a) entretoises rectangulaire et (b) profilées.....	212
Figure 5.29. Schéma des géométries de cloison : (a) deux rangées [143] et (b) une rangée de briques entretoises	213
Figure 5.30. Profils de température moyenne transitoire des anodes durant la cuisson pour les deux cas ; avec une ou deux rangées de briques entretoises	214
Figure 5.31. Écart de température moyenne transitoire des anodes maximal durant la cuisson pour les deux cas ; avec une ou deux rangées de briques entretoises	215

Figure 5.32. Contours de température sur un plan longitudinal dans les anodes (quart de l'alvéole) pour les deux cas ; (a) une rangées et (b) deux rangées de briques entretoises dans la cloison à la deuxième phase de préchauffage (à 90 heures de la cuisson)	217
Figure 5.33. Schéma d'une alvéole et deux cloisons du four horizontal	219
Figure 5.34. Température transitoire moyenne des anodes pour les trois différentes demi-largeurs de la cloison testées avec le modèle transitoire.....	220
Figure 5.35. Contours de température des anodes à 120 heures de la cuisson sur un plan longitudinal (quart de l'alvéole) pour les trois cas de demi-largeur de la cloison ; (a) 12cm, (b) 15cm et (c)18 cm	222
Figure 5.36. Contours de température des anodes pour les différents cas des propriétés des briques réfractaires ; (a) diffusivité de la littérature, (b) +10% et (c) -10%	227
Figure 5.37. Profils de la température des gaz durant le préchauffage pour les trois cas de teneur en matières volatiles.....	229
Figure 5.38. Contours de la température des anodes pour les trois cas avec différentes teneur en matières volatiles (fin préchauffage, quart de l'alvéole) ; (a) 5%, (b) 6% et (c) 4%	231
Figure 5.39. Schéma des différentes tailles d'anodes	233
Figure 5.40. Schéma de la disposition des anodes de différentes tailles dans l'alvéole .	235
Figure 5.41. Température moyenne transitoire des anodes pour les différentes tailles d'anodes et différentes épaisseur de la couche du coke de garnissage	236
Figure 5.42. Écart de température moyenne des anodes durant le chauffage des anodes pour les trois cas de l'épaisseur de la couche de coke de garnissage ; 20, 40 et 60 mm	237
Figure 5.43. Contours de la température des anodes pour les trois cas de l'épaisseur de la couche du coke de garnissage (fin du chauffage, quart de l'alvéole) ; (a) 20mm, (b) 40mm et (c) 60 mm	239
Figure 5.44. Température moyenne transitoire des anodes pour les différents cas du débit du carburant testés avec le modèle.....	242
Figure 5.45. Contours de la température des anodes à la fin du chauffage sur un plan passant par le quart de l'alvéole pour les différents cas du débit du carburant injecté dans la cloison (a) débit bas, (b) débit intermédiaire et (c) débit haut	243

Figure 5.46. Représentation schématique de (a) deux cloisons droites entourant un puits ou section neuve, (b) une cloison droite et une autre déformée ou une section vieille ..	244
Figure 5.47. Profils de température à différentes étapes de la cuisson à travers une cloison droite, une alvéole déformée et une cloison déformée	246
Figure 5.48. Contours de température transitoires après un chauffage de (a) 75 h, (b) 100 h et (c) 120 h (propriétés thermiques variables)	247
Figure 5.49. Profil de température transitoire dans une anode le long de la ligne centrale pour les propriétés thermiques constantes et variables.	249

Nomenclature

Lettres latines

A	Aire [m ²]
a_i	Ordre de réaction du carburant lors de la combustion
$a_{\varepsilon,i}$	Facteurs de pondération de l'émissivité
$b_{\varepsilon,i,j}$	Coefficient d'interpolation linéaire de la température de l'émissivité
b_i	Ordre de réaction de l'oxygène lors de la combustion
c	Vitesse de la lumière [2.99 10 ⁸ m/s]
c_p	Chaleur spécifique [J/kg K]
$C_{\varepsilon 1}, C_{\varepsilon 2}$	Constante du modèle de turbulence $k - \varepsilon$
C_μ	Constante de la viscosité totale
D_h	Diamètre hydraulique [m]
E_i	Énergie d'activation de l'espèce i [J/mol]
g	Accélération de la pesanteur [9.81 m/s ²]
Gr	Nombre de Grashof
H_{tot}	Enthalpie spécifique totale [J/kg]
$h_{convection}$	Coefficient d'échange thermique par convection [W/m ² K]
$h_{rayonnement}$	Coefficient d'échange thermique par rayonnement [W/m ² K]
h_{total}	Coefficient total d'échange thermique [W/ m ² K]
I_ν	Intensité spectrale du rayonnement [W/m ² sr]
ILOC	Incrément de la table du maillage des anodes
J_i	Flux massique de l'espèce i [kg/s m ²]
j_ν	Intensité moyenne sur un angle solide [W/m ² sr]
k	Énergie cinétique de la turbulence [m ² /s ²]
k_g	Coefficient d'absorption des gaz [m ⁻¹]
$k_{0,i}$	Facteur pré-exponentiel pour la dévolatilisation de l'espèce i [s ⁻¹]
$k_{\nu,s}$	Coefficient de dispersion chromatique du rayonnement [m ⁻¹]
$k_{\nu,a}$	Coefficient d'absorption chromatique [m ⁻¹]
L_c	Longueur caractéristique [m]
m	Exposant de la température dans l'équation (74)
mf_i	Fraction massique du composant i dans le fluide
$\dot{m}_i$	Débit de l'espèce [kg/s]
Nf	Nombre total des fractions massiques dans les gaz
Nu	Nombre de Nusselt
n_i	Ordre de réaction de l'espèce i
NLOC	Nombre total d'élément de maillage des anodes
P	Pression [Pa]
P'	Pression corrigée [Pa]

P_i	Pression partielle de l'espèce i [Pa]
P_k, P_{kb} et $P_{\varepsilon b}$	Production de la turbulence par cisaillement
Pr	Nombre de Prandtl
R	Constante universelle des gaz [8.314 J/mol K]
Ra	Nombre de Rayleigh
Re	Nombre de Reynolds
S_E	Source d'énergie [W/m ³ s]
S_M	Source de la quantité de mouvement [kg/m ² s ²]
$Source\ i$	Source de production et de disparition de l'espèce i [kg m ⁻³ s ⁻¹]
Su	Constante de Sutherland
T	Température [°C]
T_h	Température de la paroi chaude (figure 3.2) [°C]
T_c	Température de la paroi froide (figure 3.2) [°C]
T_g	Température des gaz [°C]
T_s	Température de la surface [°C]
T_∞	Température de l'air ambiant [°C]
t	Temps [s]
U	Vitesse [m/s]
U_t	Vitesse tangente à la paroi [m/s]
U_∞	Vitesse loin de la surface [m/s]
u_τ	vitesse de friction du fluide [m/s]
u^+	Vitesse dans la couche limite [m/s]
u, v, w	Composantes de la vitesse dans les trois directions [m/s]
X_i	Facteur de conversion pour la dévolatilisation de l'espèce i
y^+	Distance à partir du mur dans la couche limite [m]
x, y, z	Coordonnées spatiales

Lettres grecques

α_g	Absorptivité du gaz
β	Coefficient de dilatation [K ⁻¹]
δ	Matrice identité
δ_f	Épaisseur de la couche limite mécanique [m]
δ_t	Épaisseur de la couche limite thermique [m]
ΔH_i	Enthalpie de combustion i [J/kg]
Δy	Distance de la limite de la couche limite de la paroi [m]
$\Delta \varepsilon$	Facteur de correction de l'émissivité
ε	Taux de dissipation turbulente [m ² /s ³]
ε_{H_2O}	Émissivité du H ₂ O
ε_{CO_2}	Émissivité du CO ₂

ε_g	Émissivité du gaz
κ	Constante pour la couche limite
λ	Conductivité thermique de l'espèce i [W/m K]
μ	Viscosité dynamique moléculaire [kg/m s]
μ_0	Viscosité dynamique à la température de référence [kg/m s]
μ_{eff}	Viscosité effective [kg/m s]
μ_t	Viscosité turbulente [kg/m s]
ν	Fréquence du rayonnement [Hz]
ρ	Densité [kg/m ³]
ρ_i	Densité partielle de l'espèce i [kg/m ³]
φ	Densité du flux de chaleur [W/m ²]
σ	Constante de Stephan-Boltzmann [5.67 10 ⁻⁸ W/m ² K ⁴]
$\sigma_k, \sigma_\varepsilon$	Constantes pour le modèle de turbulence k- ε
τ	Tenseur du cisaillement
τ_ω	Contrainte du cisaillement du mur
Ω	Angle solide [sr]
$\dot{\omega}_i$	Taux de réaction de l'espèce i [kg/m ³ s]

CHAPITRE 1

INTRODUCTION GENERALE

1-1. Introduction

La réduction de l'alumine pour produire de l'aluminium de première fusion se fait dans des cellules électrolytiques munies d'électrodes en carbone : des anodes et des cathodes [1]. Au passage d'un courant électrique de grande intensité entre les deux électrodes, l'alumine réagit avec le carbone en produisant du gaz carbonique et de l'aluminium sous sa forme métallique [2]. Théoriquement, pour produire une tonne d'aluminium, il faut 1.89 tonne d'alumine et 0.334 tonne de carbone [3]. En pratique, il y a des imperfections qui impliquent des diminutions dans le rendement causées par des réactions parasites [4, 5]. Le carbone nécessaire à l'opération d'électrolyse provient principalement des anodes [6]. La durée de vie de la cathode d'une cellule d'électrolyse est relativement longue (5-7 ans) [7], tandis que les anodes ont une durée de vie de 20 à 28 jours [8]. L'industrie de l'aluminium est une très grande consommatrice d'anodes en carbone qu'elle doit produire en très grande quantités afin de subvenir à ses besoins [9].

Les anodes en carbone doivent posséder des propriétés spécifiques en termes de conductivité électrique, de densité, de résistance mécanique et de réactivités à l'air et au CO₂ pour permettre le bon fonctionnement des cuves d'électrolyse et obtenir un bon

rendement du procédé de production de l'aluminium. Ces propriétés des anodes sont liées au processus de production des anodes qui se passe en deux étapes distinctes. La première partie est la fabrication des anodes crues (ou dites vertes aussi) et la deuxième partie est la cuisson dans le four. En général, les anodes sont produites en continu dans les installations des usines d'anodes pour fournir aux besoins des opérations en électrolyse.

La fabrication des anodes se fait selon les étapes suivantes [10, 11]. Les matières premières (coke de pétrole calciné, anodes recyclées, mégots d'anodes et brai de houille de goudron) sont mélangées en une pâte [12] et les anodes crues sont moulées à l'aide d'un vibro-compacteur ou une presse [13]. Cette partie de la production des anodes est réalisée dans la tour à pâte. Ensuite, les anodes crues sont acheminées vers la cuisson après leurs refroidissement [14]. La cuisson est effectuée dans de larges fours qui sont spécifiques à la cuisson des anodes en carbone [15]. La cuisson est l'une des étapes la plus importante et la plus coûteuse dans le procédé de fabrication des anodes [16]. Hormis les coûts des matières premières, la cuisson des anodes représente 60% du coût global de production de ces anodes [17].

Les propriétés des anodes sont fixées à la fin de l'étape de cuisson. Des anodes crues de meilleures propriétés peuvent être altérées lors de la cuisson si les conditions ne sont pas favorables à l'obtention des propriétés voulus une fois les anodes cuites. À titre d'exemple, un taux de chauffage élevée peut engendrer des fissures qui rendent les anodes plus fragiles mécaniquement [18]. De ce fait, non seulement la qualité des matières premières, mais aussi les opérations de fabrications (mélange de la pâte et formage des anodes) sont déterminantes dans la production d'anodes en carbone de

bonne qualité. La maîtrise du procédé de la cuisson des anodes est très importante pour maintenir les qualités des anodes durant la cuisson afin qu'elles gardent un bon rendement dans les cuves d'électrolyse.

Les fours de cuisson d'anodes sont considérés comme des échangeurs de chaleur et de masse à contrecourant [19]. Ils sont constitués d'un certain nombre de sections (jusqu'à 76 sections) placées en série [20]. Chaque section se compose de plusieurs cloisons (jusqu'à 9 cloisons) construites de briques réfractaires. Entre chaque deux cloisons une alvéole (ou un puits) est formée qui sert à contenir les anodes durant toute les étapes de cuisson.

Les cloisons ont une géométrie bien déterminée qui fait en sorte qu'il y ait un vide à l'intérieur où les gaz circulent. C'est dans la cloison que la combustion des matières volatiles et du carburant se produit. Les anodes sont de taille et de masse considérable, une fois enfournées dans une alvéole, un nombre de différentes rampes passe à travers une section pour préchauffer, chauffer et refroidir les anodes [21]. Une partie de l'énergie nécessaire à la cuisson des anodes est fournie par les rampes de bruleurs [22], qui injectent un carburant (gaz naturel ou huile), l'autre partie de l'énergie est fournie par les matières volatiles qui sont dégagées des anodes durant leurs préchauffage [23]. L'ensemble des sections disposées en série et qui regroupent toutes les rampes nécessaires à la cuisson est appelé un feu [24].

La production des anodes en carbone se fait en continue pour fournir les cellules d'électrolyse en électrodes. La consommation des anodes est très importante par rapport à la production de l'aluminium. Cela engendre des coûts additionnels au coût de revient de

l'aluminium produit [78, 79]. La production des anodes en carbone se fait à travers plusieurs étapes. L'étape finale étant la cuisson qui est un procédé irréversible. L'énergie consommée durant la cuisson des anodes est très grande et très couteuse en plus des coûts reliés aux infrastructures du four et de son exploitation [80]. Dans cette partie, un aperçu de l'aspect économique de la cuisson des anodes en carbone, sur la production des anodes et sur la production de l'aluminium est donné.

Le coût des anodes dans la production de l'aluminium

La production de l'aluminium de première fusion engendre des coûts comme montré dans la Figure 1.1, notamment le coût de l'énergie qui est très considérable [81]. La consommation d'énergie théorique pour la réduction de l'alumine dans les cellules d'électrolyse est de 6.3 kWh/kg d'aluminium produit [78]. Les coûts reliés à l'énergie de l'électrolyse viennent s'ajouter aux coûts des installations des cuves d'électrolyse et des matières premières. Parmi les matières premières, le carbone est utilisé pour la fabrication des anodes. Les installations de l'usine d'anode en carbone représentent de 15 à 25% d'une aluminerie [16]. La disponibilité en anodes pour les cuves d'électrolyse est indispensable et doit être permanente. Une attention particulière est donnée au coût de revient des anodes pour réduire les coûts de production de l'aluminium.

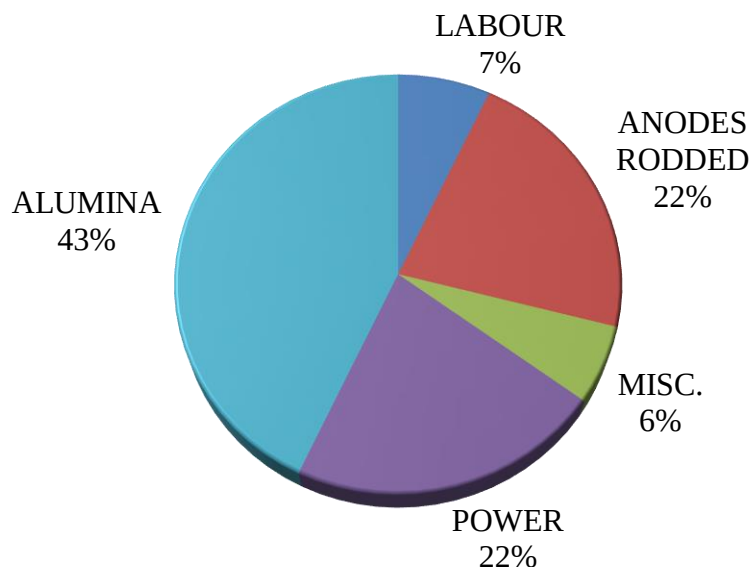


Figure 1.1. Les coûts liés à la production de l'aluminium primaire [16]

La production de l'aluminium génère des émissions de gaz à effet de serre. La valeur théorique de génération du dioxyde de carbone durant l'électrolyse est de 1.22 kg CO₂/kg d'aluminium produit [78]. Mais à cause des réactions indésirables cette valeur augmente considérablement. La réaction des anodes avec l'air produit 0.30 kg CO₂/kg d'aluminium produit [78] et la réaction du dioxyde de carbone avec le carbone des anodes augmente cette valeur. Cela entraîne une augmentation du prix de revient de l'aluminium et en plus il faut y ajouter les taxes de carbone appliquées dans plusieurs pays [82].

Les coûts de la cuisson dans la production des anodes

La cuisson des anodes en carbone nécessite de l'énergie sous forme de carburant pour fournir la chaleur pour le traitement thermique des anodes. L'énergie contenue dans les volatiles qui se dégagent des anodes durant le préchauffage est théoriquement presque suffisante pour la cuisson des anodes [70]. Cette énergie est celle nécessaire pour cokéfier le brai. L'énergie issue des matières volatiles et qui contribue directement dans la cuisson des anodes est évaluée par Holden et al. [83] à 40% de l'énergie totale de la cuisson. La

quantité d'énergie perdue vers l'atmosphère et celle nécessaire à amener toutes la structure du four à la température de cuisson des anodes nécessite l'utilisation d'une quantité additionnelle de carburant. La part de la cuisson dans tout le procédé de production des anodes est autour de 20% en incluant les coûts des matières premières. La Figure 1.2 montre la distribution des coûts de la fabrication des anodes en incluant les coûts des matières premières. Parmi les différentes opérations de la fabrication des anodes, la cuisson est la plus couteuse. Elle représente 60% du coût des opérations [16].

Approximativement 0.66 kWh sont nécessaires et une émission de 0.12 kg de dioxyde de carbone est dégagé pour produire la quantité de carbone d'anode cuite nécessaire pour produire 1 kg d'aluminium avec le rendement de 0.42 à 0.45 kg de carbone pour 1 kg d'aluminium [78]. Cette quantité d'énergie fournie par le carburant et les taxes carbone qui peuvent être appliquées augmentent considérablement les coûts de la cuisson des anodes lors de leur fabrication ou lors de la production de l'aluminium.

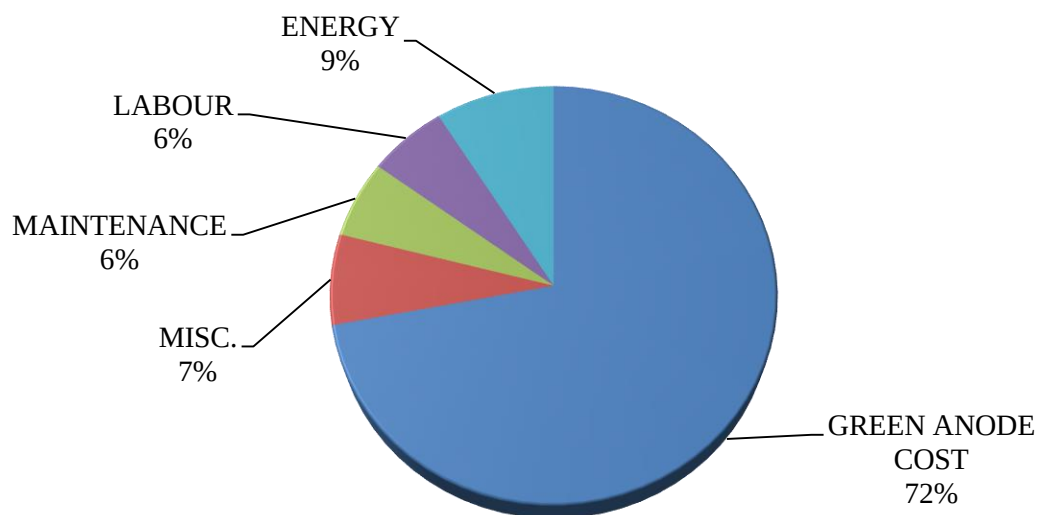


Figure 1.2. Les coûts liés à la production des anodes [16]

1-2. Problématique

Bien que la fabrication des anodes en carbone passe par plusieurs étapes qui sont très importantes, leur cuisson reste l'étape la plus délicate du fait que plusieurs paramètres affectent son contrôle [25]. De plus, la variation de l'un des paramètres de la cuisson peut avoir un impact considérable sur les propriétés des anodes. L'utilisation d'anodes denses augmente leur durée de vie dans les cellules d'électrolyse [26-28]. L'effet de la température de cuisson sur la résistivité électrique des anodes a été démontré par Belitskus [29] et Samanos et Dryer [30], ainsi que l'effet de la température sur la réactivité à l'air [31, 32] a également été rapportée. Une température élevée de cuisson résulte en des anodes moins réactives et avec une résistivité électrique moins élevée. La réactivité des anodes est aussi liée à la teneur en soufre du coke de pétrole [30]. Il a été trouvé que la durée de cuisson, la vitesse du chauffage et la durée du trempage thermique ont un impact considérable sur les propriétés des anodes du fait que le dégagement des matières volatiles ne se fait pas de la même manière à différents taux de chauffage [33]. La vitesse de dégagement des matières volatiles en est le phénomène déterminant pour pouvoir exploiter au maximum le potentiel énergétique des matières volatiles et éviter de produire de anodes de mauvaise qualité à cause de la dévolatilisation [34-36]. La température à laquelle les matières volatiles se dégagent est très importante à contrôler afin de savoir si ces matières seront brûlées comme montré par Arnold et al. [37].

En résumé, la qualité des anodes en carbone produites pour l'électrolyse de l'aluminium est étroitement liée aux conditions de cuisson dans les fours [38-40]. Dans ce sens, les travaux de Fischer et al. (1993) [26] ont démontré l'influence des propriétés

des anodes (la résistance à la flexion, la résistivité électrique, la conductivité thermique, la teneur en soufre, la réactivité à l'air et la présence de fissures) en fonction du taux de chauffage, de la température finale et de la distribution de la température dans les anodes subis durant la cuisson.

De plus, le four de cuisson des anodes est d'une très grande taille. La cuisson des anodes se fait à travers des opérations très complexes et elle est difficile à contrôler avec précision à l'aide des mesures sur le four. Il est très difficile aussi de réaliser des modifications dans la géométrie du four et dans les opérations et connaître directement les résultats sur la qualité de la cuisson. Les tests pour déterminer la qualité des anodes sont effectués après la cuisson, et ce délai pour la vérification de l'impact des modifications faites sur le four peut engendrer des pertes considérables si ces modifications ne sont pas appropriées. Toutes ces complexités liées au four de cuisson des anodes laissent peu de possibilités à intervenir d'une manière efficace et facile sur les opérations du four dans le but de produire des anodes de bonne qualité.

La modélisation mathématique est l'une des solutions qui sont appliquées dans ce genre de situation afin de fournir un ensemble d'outils de prédiction qui permet de visualiser au préalable les résultats de quelconques changements dans la géométrie du four ou dans les opérations. Ce type d'information détaillée est très difficile à obtenir à l'aide des essais expérimentaux sur le four à cause de sa taille considérable et de l'inaccessibilité des différentes parties du four pour réaliser des mesures.

1-3. Objectifs de l'étude

L'objectif principal de ce projet de recherche est de concevoir un modèle transitoire en 3D d'un four horizontal de cuisson d'anode composé d'un sous-modèle des gaz et d'un sous-modèle des solides qui doivent être couplés. Le modèle doit prendre en considération les principaux phénomènes thermiques et thermodynamiques qui se produisent durant la cuisson des anodes en carbone dans ce genre de four.

De cet objectif principal, différents objectifs spécifiques en découlent et sont présentés dans les points suivants :

- Effectuer la validation du modèle à l'aide des mesures de température réalisées sur le four durant l'opération de cuisson.
- Produire une analyse détaillée du four de cuisson pour voir les variations engendrées dans la cuisson par une quelconque variation dans les paramètres de cuisson (considérées comme conditions aux limites dans le modèle) ou dans la variation de la géométrie du four (celle de la cloison, de l'alvéole ou les deux).
- Déterminer les conditions de cuisson pour produire des anodes de bonne qualité avec une densité élevée avec le minimum de fissures.
- Tester différentes géométries de cloison afin d'assurer une distribution uniforme de chaleur via un champ d'écoulement approprié.
- Déterminer les indicateurs et étudier les modifications nécessaires au four pour un processus de cuisson adéquat.

À long terme, le développement du modèle œuvre à réduire la consommation énergétique du four et l'émission des gaz à effet de serre tout en produisant des anodes en carbone de haute qualité.

1-4. Méthodologie

L'atteinte des objectifs de ce projet passe par une approche en 4 volets. Dans le premier volet, le modèle global transitoire en 3D du four horizontal de cuisson d'anodes est conçu à l'aide du code de calcul ANSYS-CFX. Deux sous-modèles sont conçus séparément ; celui de la cloison et celui des solides qui regroupe les anodes, le coke de garnissage, les briques réfractaires et le béton qui couvre la cloison par le dessus. Les phénomènes thermo-physiques qui se produisent dans chacune des deux parties du modèle global sont différents. Du côté de la cloison, les équations de l'écoulement sont résolues, ainsi que l'équation d'état pour les gaz, l'équation de l'énergie, l'équation des fractions massiques et les équations de la turbulence. Dans l'équation de l'énergie, en plus de l'énergie des gaz en écoulement, des termes sources sont ajoutés pour représenter la combustion du carburant et des matières volatiles ainsi que le transfert de chaleur par rayonnement entre les gaz et les parois du mur de briques réfractaires. Pour chacune des espèces chimiques (carburant, matières volatiles, O_2 , CO_2 et H_2O), une équation est implémentée pour décrire l'évolution de sa concentration dans le four durant le cycle de cuisson. L'infiltration de l'air est prise en considération pour quantifier la variation dans la concentration des différentes espèces chimique. Du côté de l'alvéole, le transfert de la chaleur par conduction est solutionné dans tous les solides. Le béton qui recouvre la cloison est considéré dans ce sous-modèle de l'alvéole du fait que seulement la

conduction est résolue et qu'il est un solide (et différent des gaz qui circulent dans la cloison). Le dégagement des matières volatiles est calculé à partir de la distribution de la température dans les anodes et du taux de chauffage subi localement par les anodes, et les quantités des volatiles dégagés sont imposées comme condition aux limites au modèle des gaz. Afin de représenter convenablement le débit des matières volatiles qui est acheminé vers les cloisons, les conditions limites de l'injection des matière volatiles sont appliquées sur les positions des interstices dans le modèle de la cloison [43]. Les équations de la cinétique de dévolatilisation sont résolues dans des routines additionnelles écrites à l'aide du code FORTRAN. Ces routines sont exécutées simultanément au calcul des profils de température dans les anodes et permettent de quantifier les quantités des volatiles issues des anodes. Les équations régissant la combustion de l'huile lourde ont été incorporées au modèle pour tenir compte du changement de phase de l'huile et de sa combustion dans la cloison. Un module a été ajouté à ANSYS-CFX pour représenter ce genre de combustion. Le calcul de coefficient d'absorption des gaz a été ajouté dans le modèle du transfert de chaleur par rayonnement. Ce dernier permet la détermination avec précision les échanges thermiques par rayonnement dans la cloison. Concernant l'infiltration de l'air extérieur dans les cloisons à cause de la pression relative négative dans une partie du feu [44], des approximations soutenues par des essais expérimentaux sont effectuées pour mieux représenter ce phénomène dans le modèle global [45].

Dans le deuxième volet, les deux sous-modèles sont couplés via une interface dans laquelle, après le calcul de la température des gaz dans la cloison, une condition limite de type flux de chaleur est transférée vers le sous-modèle des solides. Le sous-modèle des solides calcule alors le profil de température dans les différents solides et impose de

nouveau une température comme condition limite au sous-modèle de la cloison. À différents profils de température, les anodes dégagent des matières volatiles qui sont calculées et transférées comme condition de flux de matière au sous-modèle de la cloison.

La température des gaz change rapidement à cause de la combustion du carburant et des matières volatiles due à sa faible inertie thermique, tandis que la variation de la température dans les solides est très lente à cause de la grande inertie thermique des différents solides. Il peut être considéré que la température à la surface du mur de la cloison qui est en contact avec les gaz est une condition limite constante pour une certaine durée (durant le pas de temps utilisé dans les simulations). Le modèle calcul le transfert de la chaleur entre les gaz et la surface du mur via une condition limite de type température définie à la limite du domaine des solides. Ce type d'hypothèse est couramment utilisé dans ce genre d'application [46, 47].

Le troisième volet consiste en la collecte des données de l'usine afin de valider le modèle. En parallèle au développement du modèle global 3D, des campagnes de mesures ont été menées sur des fours horizontaux. Le but de ces campagnes de mesures est de mesurer l'évolution de la température transitoire des gaz dans les cloisons et celle des anodes dans les alvéoles durant le fonctionnement du four. Plusieurs mesures de la variation de la température des gaz dans différentes cloisons de différents fours à différents cycles de cuisson ont été effectuées. Des thermocouples ont été placés dans les cloisons à travers les ouvreaux et sont maintenus sur place pour la totalité du cycle de cuisson. Ces mesures ont été effectuées plusieurs fois sur les fours à différentes périodes de l'année.

Au niveau de l'alvéole, les anodes ont été munies de thermocouples dans le but de mesurer la variation transitoire de leurs températures durant tout le cycle de cuisson. La température maximale atteinte par les anodes durant la cuisson a été mesurée à l'aide de la longueur cristalline de coke de pétrole calibré qui est calciné au même moment que la cuisson des anodes. Plus de détails sur les campagnes de mesures sont présentés dans le chapitre 4 pour la validation du modèle à l'aide des résultats des différentes mesures prises sur le four.

Le quatrième volet consiste en l'application du modèle à différentes géométries du four et avec différentes conditions de fonctionnement. Les résultats des différentes campagnes de mesure sont une référence pour des conditions de fonctionnement réel très utiles afin de valider le modèle 3D transitoire pour que des études paramétriques puissent être faites sur le four horizontal pour simuler le procédé de cuisson des anodes en carbone et atteindre les objectifs fixés pour cette étude.

1-5. Originalité de la thèse

La modélisation des phénomènes se produisant dans les fours de cuisson d'anodes en carbone est une pratique qui s'est développée durant les trois dernières décennies avec l'apparition des ordinateurs capables de résoudre les différentes équations qui régissent ces phénomènes [48, 49]. Les prédictions sur les résultats de cuisson sont très importantes pour permettre de réunir les conditions optimales à la production et la cuisson d'anodes avec des propriétés précises [50, 51]. Les premiers modèles n'étaient pas capables de voir l'impact de la géométrie du four sur la cuisson des anodes de façon détaillée et utilisent des hypothèses simplificatrices notamment sur l'écoulement des gaz dans la cloison, où

seulement un bilan de masse et d'énergie étaient considérés sans résoudre les équations de la quantité de mouvement [16]. Le modèle proposé dans cette étude reprend des conditions de fonctionnement du four très proches de celles dans le fonctionnement réel du four.

Très peu de modèles 3D sont disponibles dans la littérature qui permettent de résoudre l'écoulement des gaz dans la cloison et qui prennent en considération plusieurs des phénomènes thermo-physiques qui se produisent durant la cuisson. La majorité des résultats de ces modèles ne sont pas disponibles dans le domaine public et les rares résultats disponibles sont faits pour des modèles spécifiques pour tester quelques paramètres de la cuisson et quelques aspects géométriques du four comme présenté par Young [52]. À comparer avec les modèles mathématiques disponibles dans la littérature, le modèle mathématique transitoire en 3D développé dans le présent projet de recherche est un modèle plus complet d'un point de vue des détails géométriques et celui des phénomènes thermiques considérés.

Dans ce travail, l'originalité consiste à développer un modèle en 3D avec le plus de précision dans la représentation géométrique du four horizontal, à améliorer l'efficacité du four avec des géométries plus adaptées et à choisir les modèles phénoménologiques les plus adaptés (rayonnement, combustion, dévolatilisation) pour avoir la représentation la plus réaliste des phénomènes qui se produisent dans le four. Le modèle permet d'aider à améliorer la géométrie et l'opération du four, notamment les cloisons, qui auront des caractéristiques aérodynamiques plus favorables pour la cuisson des anodes et qui favoriseront l'amélioration du processus de cuisson.

Le transfert thermique dans le four durant tout le cycle de cuisson est représenté sous toutes ses formes et ce malgré la complexité de la géométrie du four. L'effet des chicanes et des briques entretoises sur le transfert de la chaleur vers les anodes peut être visualisé à travers les prédictions de la température des anodes que ce soit durant le chauffage ou le refroidissement des anodes. Cet aspect du transfert de la chaleur entre les gaz et les solides n'est pas disponible dans la littérature.

Il est à mentionner qu'un point particulier qui apparaît dans très peu de références bibliographiques concerne le bilan énergétique des matières volatiles et leur impact sur le rendement de la cuisson. Cependant, ce phénomène est une source d'énergie nécessaire et importante de la cuisson des anodes. Le dégagement des matières volatiles est très intéressant à étudier afin de pouvoir valoriser tous leurs potentiels énergétiques. Cette nouveauté a rendu le modèle de transfert de masse pour les matières volatiles plus complet que ceux publiés dans les différents travaux académiques. Les connaissances sur les matières volatiles et le mécanisme de leurs émanations permettraient des économies considérables sur la consommation de carburant lors de la cuisson des anodes. Cet aspect est bien développé dans cette étude et donne une avancée considérable dans ce domaine. Concernant la deuxième source d'énergie pour le chauffage des anodes, le carburant utilisé peut être de différents types. Très peu de travaux portent sur des fours de cuisson qui fonctionnent aux huiles comme source d'énergie. Pour le modèle développé dans cette étude, le phénomène de combustion de l'huile comme carburant liquide a été modélisé, ce qui constitue une nouveauté considérable pour ce genre de modèle. Le modèle mathématique transitoire peut être adapté si un autre type de carburant est utilisé dans le four. Le modèle peut prédire l'impact de la variation du carburant sur les résultats

de la cuisson des anodes. La possibilité de changer le modèle de combustion rend les champs d'application du modèle mathématique plus larges.

Le modèle 3D permet de simuler le feu de cuisson des anodes au complet, est capable de trouver les paramètres nécessaires à appliquer pour trouver une courbe de cuisson pour un profil de chauffage déterminé et fait le calcul du taux de dévolatilisation et du taux de combustion des matières volatile en fonction de la température et du taux de chauffage. Les phénomènes qui se déroulent dans une partie du feu de cuisson dépendent fortement de ce qui se passe dans les autres parties du feu. La simulation du feu au complet est nécessaire pour permettre de suivre l'évolution de la cuisson des anodes durant tout le cycle quel que soit le paramètre qui change. La simulation du feu au complet était réservée jusque-là à des modèles simplifiés qui ne prenaient pas en compte tous les détails géométriques du four. Une avancée significative a été franchie avec le présent modèle mathématique transitoire 3D qui peut simuler le feu de cuisson au complet.

1-7. Contenu de la thèse

Dans cette thèse, le premier chapitre donne une introduction générale autour du projet de recherche. La problématique est définie ainsi que la méthodologie générale suivie. Dans ce même chapitre, les différents points d'originalité des travaux de la thèse sont présentés. Dans le deuxième chapitre, les différentes technologies et pratiques de la cuisson des anodes en carbone sont présentés ainsi que l'état de l'art de la modélisation des fours de cuisson des anodes est détaillé avec les différentes approches de la modélisation choisies et les principaux modèles qui ont donné des résultats pertinents.

Dans le troisième chapitre, le modèle 3D est décrit ainsi que la formulation mathématique des différents phénomènes est présentée avec les différents sous-modèles qu'il contient et les hypothèses considérées. Dans le quatrième chapitre, les paramètres numériques du modèle sont déterminés ainsi que la validation du modèle est présentée en détail avec tous les résultats des campagnes de mesure. Dans le cinquième chapitre les résultats du modèle sont présentés en testant différentes configurations géométriques du four et différentes conditions du fonctionnement du four. Enfin, dans le sixième chapitre, les conclusions générales et les recommandations sont présentées.

CHAPITRE 2

REVUE DE LA LITTÉRATURE

2-1. Introduction

Depuis l'adoption de la technologie des anodes pré-cuite dans la production de l'aluminium de première fusion, la cuisson des anodes a connu des innovations en terme de fours de cuisson d'anodes en carbone [53]. Différents travaux ont été réalisés et ont mené de nouvelles approches et pratique afin de produire des anodes de qualité acceptable à leurs utilisation dans la production des anodes [24]. Différentes technologies ont vu le jour et un nombre très important de recherches ont été produites ces dernières années sur la cuisson des anodes [27].

Dans ce chapitre, les différentes technologies de cuisson des anodes en carbone, un aperçu sur le développement de ces technologies, la pratique de la cuisson des anodes et bien sûr le rôle et les intérêts de la modélisation des fours de cuisson des anodes dans le développement des fours de cuisson et l'amélioration de la cuisson des anodes sont présentés [54, 55].

2-2. Les fours de cuisson d'anodes en carbone

Les anodes en carbone sont généralement cuites dans des fours annulaires. Le principe de la cuisson consiste à faire subir aux anodes un traitement thermique qui sert à cokéfier

le brai qui rentre dans la composition de l'anode [56]. Durant la cuisson, les propriétés mécaniques, chimiques, électrique et physiques sont fixées et il est très important qu'elles soient dans les normes de qualité requise pour la production de l'aluminium [57]. La cuisson est donc l'une des étapes les plus importantes et les plus déterminantes pour la cuisson des anodes en carbone [58]. La cuisson est une étape irréversible durant laquelle les anodes atteignent les propriétés nécessaires à leur utilisation pour la production de l'aluminium par électrolyse.

2-2-1. Les différents types de fours de cuisson d'anodes

On peut distinguer entre deux principaux types de four, verticaux et horizontaux, de cuisson des anodes en carbone. Malgré leurs différences structurelles, les deux types de fours sont construits afin d'accomplir la cuisson d'anode de carbone de volume et de masse considérable. Dans ce qui va suivre, un aperçu de chacun des types est présenté.

Four de type vertical

Le four vertical est communément appelé four à toit fermé du fait qu'il possède des couvercles sur le côté haut du four. Ce four est appelé four vertical car les canaux où les gaz circulent sont disposés verticalement autour des anodes qui sont disposés dans des alvéoles. La Figure 2.1 montre une représentation schématique de ce genre de four où sont montrés les détails géométriques qui le constituent [59, 60].

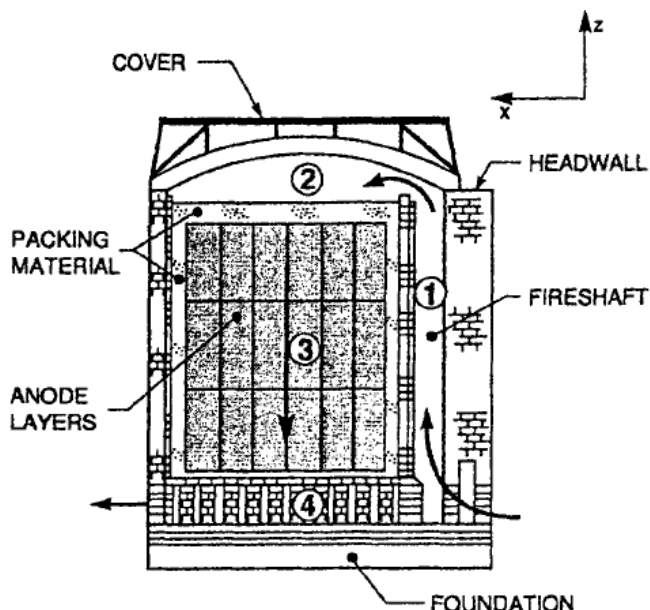


Figure 2.1. Schéma du four vertical de cuisson d'anodes en carbone [59]

Ce genre de four continue d'être exploité pour la cuisson des anodes dans certaines alumineries mais le type de four le plus utilisé aujourd'hui est le four horizontal à cause des gains en énergie et la simplicité dans leurs exploitation [61].

Four de type horizontal

Le four horizontal de cuisson des anodes en carbone est appelé aussi 'four à toit' ouvert. Ce genre de four est constitué de cloisons qui sont disposées en parallèle avec les alvéoles. Les blocs d'anodes en carbone sont placés dans les alvéoles et sont couverts de coke calciné qui joue le rôle de garnissage et de support mécanique pour les anodes. Aucun couvert n'est présent sur ce genre de four, et les anodes sont protégées pendant la cuisson par le coke de garnissage pour les isolées du contact avec l'air [62, 63]. Dans la Figure 2.2, un aperçu de la structure du four horizontal avec les détails géométriques de la cloison et de l'alvéole est donné [53]. Les cloisons du four horizontal ont une structure spécifique qui présente des chicanes et des entretoises servant à distribuer l'écoulement

des gaz dans le four [53, 64] tandis que les alvéoles constituent le volume disponible entre chaque deux cloisons où les anodes sont enfournées et couvertes du coke de garnissage.

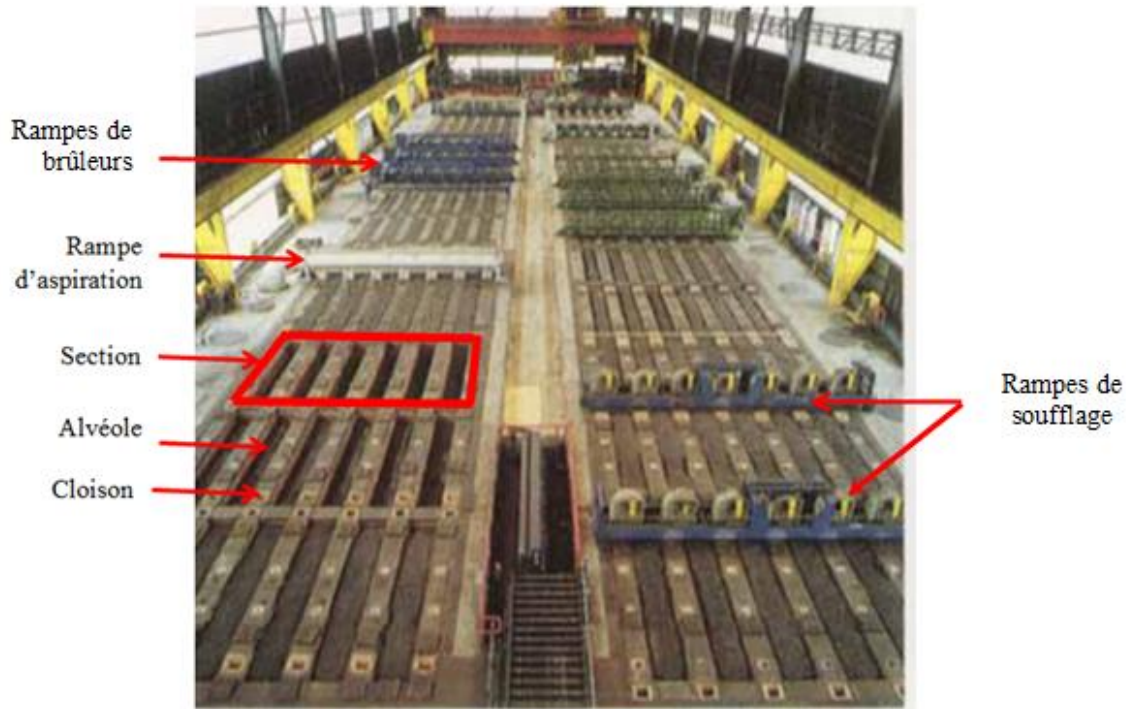


Figure 2.2. Schéma du four horizontal de cuisson d'anodes en carbone [53]

Ce genre de four est le plus utilisé actuellement. Plusieurs avancées techniques et pratiques ont été réalisées pour ce genre de four [65]. Le modèle développé dans le projet actuel est consacré au four de cuisson des anodes en carbone de type horizontal.

Four tunnel

Dans le cas des deux précédents types de four, les anodes sont placées dans des chambres où des alvéoles et un ensemble de rampes passent par les différentes sections pour la cuisson des anodes. Cette méthode de cuisson a été mise en œuvre car la taille et la masse des anodes est très importante et leurs déplacements à travers toutes les étapes de cuisson est difficile. Le four tunnel consiste en une chambre de dimensions spécifique

où les anodes sont transportées sur des plateformes mobiles qui parcourent un ensemble de zones à différentes températures pour subir le traitement thermique de la cuisson [66, 67]. Ce genre de four n'a pas connu un grand succès dans le processus de cuisson des anodes en carbone, à cause de la difficulté d'assurer un environnement complètement inerte dans lequel les anodes ne peuvent pas réagir avec l'oxygène à haute température.

2-2-2. Procédé de cuisson des anodes en carbone

La cuisson des anodes en carbone nécessite des pratiques particulières. Le traitement thermique de la cuisson passe par une étape de préchauffage, de trempage thermique et de refroidissement. Durant la cuisson des anodes dans les fours horizontaux, une attention particulière doit être portée à la température maximale de la cuisson des anodes, la consommation de l'énergie, les émissions des gaz à effet de serre, la qualité des anodes produites ainsi que la continuité des opérations du four. Toutes ces contraintes sont nécessaires afin d'assurer l'obtention d'anodes de qualité au moindre coût et ce, dans le respect des normes environnementales en vigueur. Dans ce qui va suivre, les pratiques et les exigences du processus de la cuisson des anodes seront présentés [68].

Feu de cuisson des anodes

L'unité principale qui constitue le four de cuisson des anodes est la section. Elle est constituée de plusieurs cloisons disposées en parallèle entre lesquelles il y'a les alvéoles pour contenir les anodes. Le four en entier contient un certain nombre de section qui peut aller jusqu'à 76 sections. Ces sections sont disposées en série de deux lignes parallèles [65]. Durant la cuisson des anodes, un ensemble de sections est utilisé pour la réalisation d'un cycle de cuisson complet et constitue ainsi un feu. Le feu peut être constitué de 10 à 15 sections et un four peut contenir jusqu'à 4 feux qui fonctionnent en même temps. La

Figure 2.3 montre une représentation d'une rangée des sections équipées des différentes rampes et qui forme un feu.

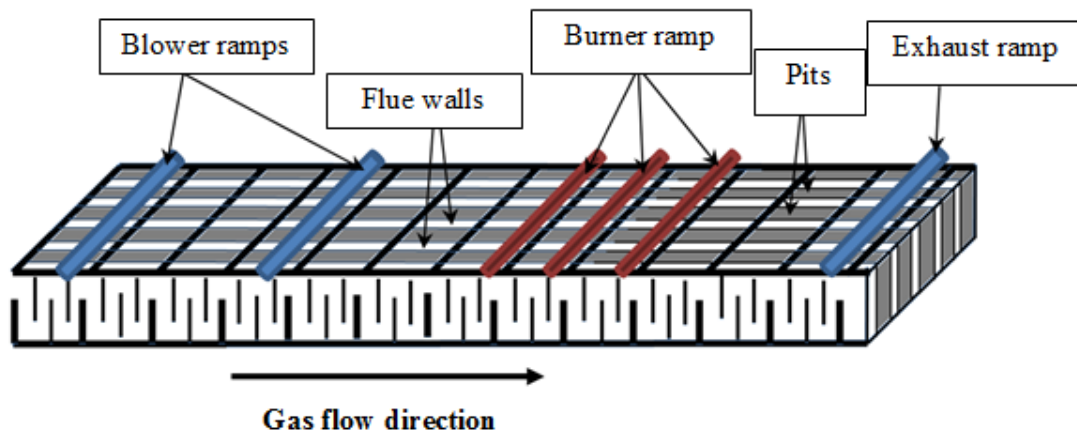


Figure 2.3. Schéma du feu de cuisson des anodes en carbone [69]

Au début et à la fin du feu, il y a respectivement une rampe d'aspiration et au moins une rampe de soufflage. Ces différentes rampes servent à aspirer les fumées issues de la combustion dans les cloisons ou à souffler l'air de l'autre côté pour refroidir les anodes et chauffer l'air avant d'atteindre la zone où il y a la combustion pour le chauffage des anodes. Le feu possède au moins une rampe de brûleurs qui fournit une partie de l'énergie nécessaire pour la cuisson des anodes. L'autre partie de l'énergie est fournie par les volatiles qui se dégagent des anodes durant l'étape du préchauffage [70]. Une petite partie de la chaleur est produite par la combustion involontaire du coke de garnissage.

La pression dans les sections de chauffage et de préchauffage du feu est maintenue dans des valeurs négatives pour véhiculer les fumées vers les stations de traitement de fumé et pour assurer le transfert des matières volatiles vers les cloisons où leur combustion se produit durant la partie du préchauffage des anodes [71, 72].

Étapes de la cuisson des anodes

Une fois les anodes placées dans les alvéoles d'une section, l'ensemble des rampes passe par cette section avec un cycle de permutation contrôlé afin d'assurer un taux de chauffage déterminé à chaque moment du cycle de cuisson des anodes. La température des anodes et le taux de chauffage déterminent le taux du dégagement des matières volatiles à partir des anodes et de leur combustion dans les cloisons pendant la phase de préchauffage [33]. Cette étape est définie entre la température initiale des anodes au début de la cuisson et 600°C. La majorité des matières volatiles sont dégagés dans cette plage de température. Le dégagement des matières volatiles continue après cette gamme de température, mais en plus petite quantité. Les matières qui se dégagent dans les hautes températures sont le méthane et l'hydrogène principalement.

Durant le cycle de chauffage des anodes qui est entre 600°C et 1100°C, la température maximale des anodes est atteinte et elle est déterminée par la durée du cycle du trempage thermique et de la quantité du carburant qui est utilisée par les brûleurs [64, 73].

Durant la partie de refroidissement, deux aspects sont considérés. Le premier est la température finale de défournement des anodes qui ne doit pas dépasser environ 250 à 300°C [74, 75] et le deuxième est la température des gaz atteinte à l'entrée de la section des brûleurs. La température des anodes doit être la plus basse possible au défournement pour éviter que les anodes ne se consomment au contact de l'air, et une température élevée de l'air à l'entrée des cloisons de la section munie des rampes de brûleurs aide à la combustion du carburant et à réduire la quantité de carburant de la cuisson [76]. Ainsi donc, le refroidissement des anodes aide à récupérer la chaleur des anodes et des solides. Cette caractéristique du fonctionnement du four résulte en des économies de carburant.

La Figure 2.4 montre un feu de cuisson des anodes avec les différentes parties par lesquelles la cuisson des anodes passe.

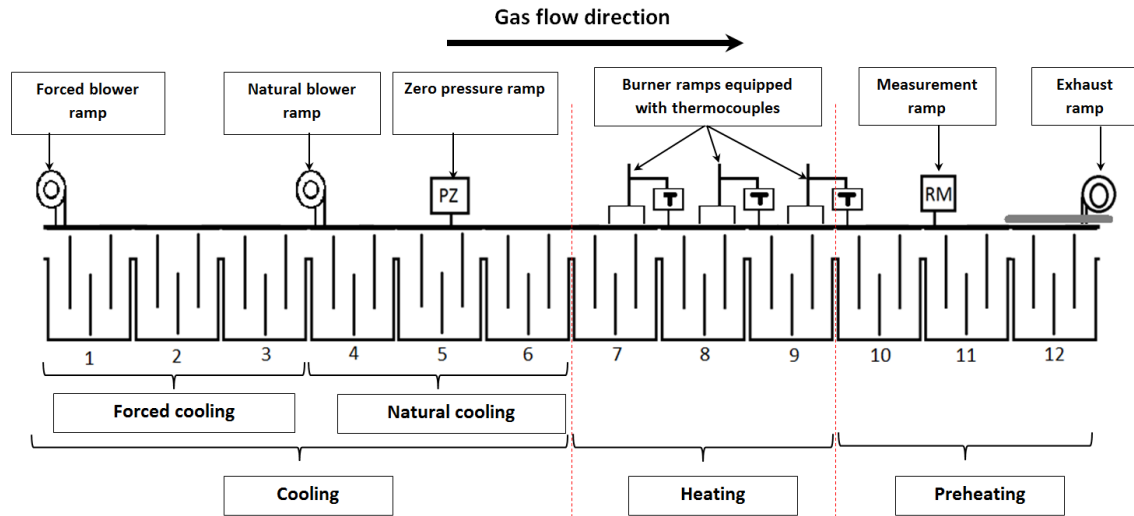


Figure 2.4. Schéma du feu de cuisson des anodes avec toutes les étapes de cuisson [69]

Enfournement et défournement des anodes

La permutation des différentes rampes d'un feu, qui peut être considérée comme la progression du feu sur le four, détermine directement le nombre d'anodes produites. À chaque fois que les rampes sont avancées d'une section sur le four, des anodes cuites sont défournées en aval du feu et cela veut dire aussi que des anodes crues ont déjà été enfournées en amont, c'est-à-dire, dans la section qui va être munie de la rampe d'aspiration [77]. L'avancement du feu sur le four se fait selon un cycle de permutation qui est définie comme la période de temps durant laquelle les différentes rampes du feu couvrent les mêmes sections. La Figure 2.5 montre deux schémas représentant l'avancement du feu sur un four avec les opérations d'enfournement, de permutation et du défournement des anodes cuites.

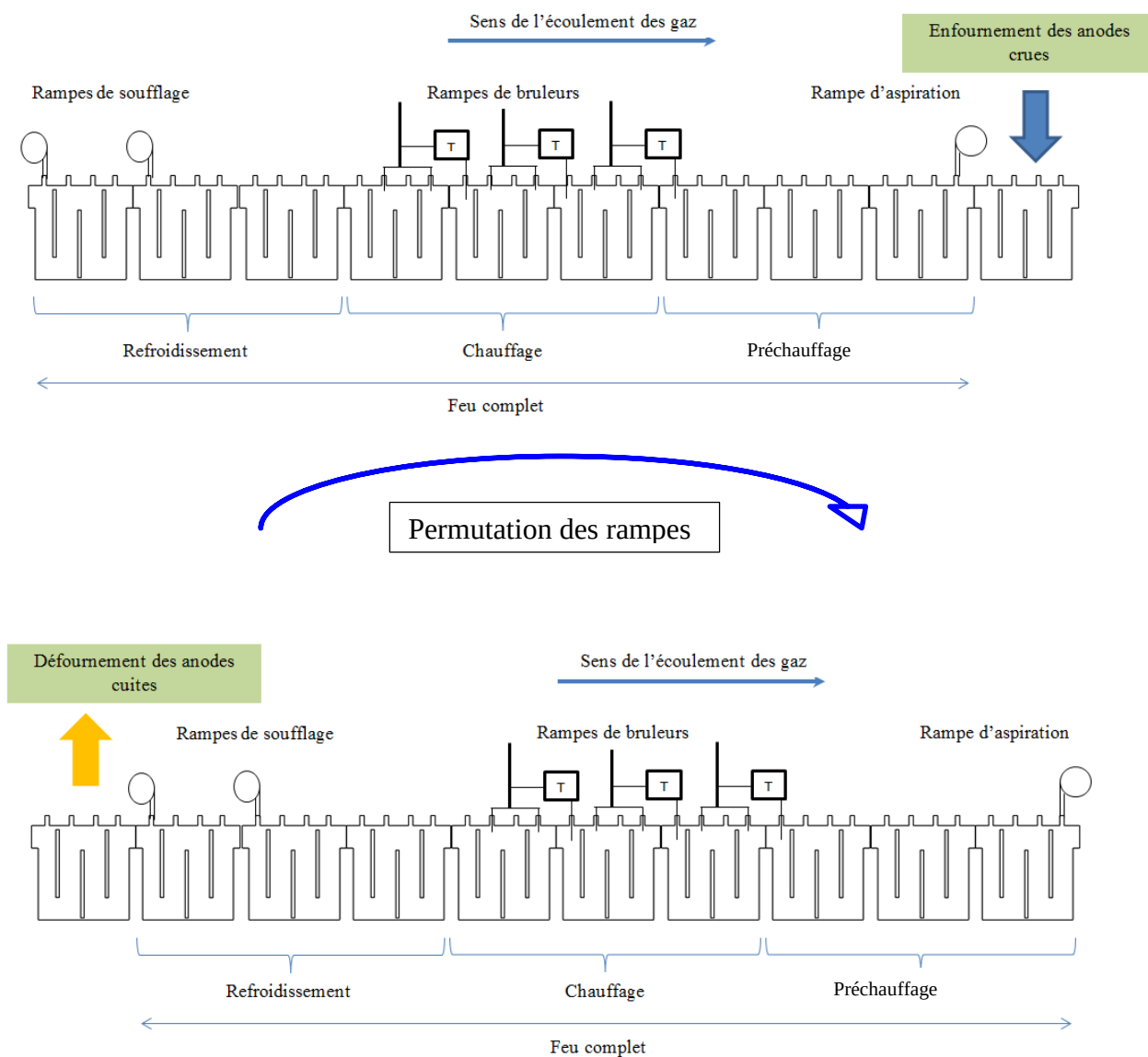


Figure 2.5. Schéma de l'enfournement, permutation des rampes et défournement des anodes

2-3. La modélisation des fours de cuisson d'anodes

L'amélioration de la cuisson des anodes en carbone dans les fours horizontaux a fait l'objet de plusieurs travaux expérimentaux et numériques [84]. Les phénomènes qui se

produisent durant la cuisson sont complexes et très importants à contrôler pour augmenter le rendement du four [53, 64].

Les paramètres de cuisson et la qualité des anodes cuites sont étroitement liés [26, 53, 64, 70, 84, 85]. Plusieurs travaux expérimentaux ont été effectués afin de voir l'impact des variations dans la pratique de la cuisson sur la qualité des anodes produites. Une méthodologie a été proposée [86] afin d'évaluer la qualité des anodes par rapport à la pratique dans la cuisson. Cette méthode donne des résultats en aval de la cuisson des anodes et peut s'avérer très couteuse. Il est difficile aussi de voir grâce à cette méthode l'impact de la géométrie du four sur le déroulement de la cuisson [87]. Des travaux plus récents sur la géométrie du four et la distribution de la flamme dans la cloison ont été menés, en dédiant une partie d'une cloison de taille réelle équipée de thermocouples et de caméra pour voir le comportement des gaz chaud de la combustion [88]. Cette méthode est très intéressante mais peut aussi s'avérer couteuse.

Une autre façon de prédire l'efficacité du four de cuisson d'anodes est de faire des simulations avec un modèle transitoire en 3D. Un tel modèle permet de voir, a priori, l'impact de quelconques changements dans le four ou dans son exploitation [48, 69].

Différents modèles des fours de cuisson d'anodes en carbone

Autour des différentes technologies des fours industriels, il existe un nombre très important de modèle mathématique qui servent à différents besoins. La conception, l'exploitation et le contrôle des fours nécessitent des considérations très complexes et sont reliés à des coûts très élevés. Pour ce faire, la modélisation constitue un moyen de compréhension de ce qui se passe dans de tels systèmes [89]. Il existe différents types de

modèle mathématiques [90], pour chaque type il existe un intérêt, que ce soit en donnant des informations indicatives sur les phénomènes ou en donnant des résultats plus détaillés. Les différents types de modèles mathématiques des fours industriels sont décrits dans les sous-sections suivantes. Cette classification reste la même pour un four de cuisson d'anodes en carbone.

Modèles de contrôle et de procédé

Le modèle de contrôle est considéré aussi comme un modèle à 0-dimension [89]. Les équations phénoménologiques ne sont pas résolues en suivant un schéma de discrétisation. Des paramètres tels la température et la pression sont mesurés durant le fonctionnement du four et des corrélations sont établies entre les mesures effectuées et les paramètres de contrôle utilisés [39]. Ce genre de modèle est caractérisé par un temps de calcul très court. Les détails sur la géométrie et la distribution de la température par exemple ne peuvent pas être obtenus grâce à ce modèle. La validation de ces modèles se fait en comparant les résultats du modèle avec les données expérimentales pour la calibration des paramètres du four qui produisent des anodes de bonne qualité.

Les modèles de procédé sont des modèles où les équations phénoménologiques du four sont résolues en faisant des simplifications par rapport aux directions spatiales et en considérant certaines approximations des phénomènes. Dans la modélisation mathématique des fours de cuisson d'anodes, il est très courant de simplifier les écoulements des gaz dans les cloisons à un bilan de masse et d'énergie sans résoudre les équations du mouvement. Cette hypothèse nécessite de spécifier des coefficients d'échange de chaleur pour réduire les contraintes liées au temps de calcul qui peut être très long si l'écoulement est considéré. La discrétisation spatiale dans ce genre de modèle

se fait en considérant un passage unidirectionnel dans le sens longitudinal du feu sur le four. Des travaux plus récents considèrent un écoulement imposé dans la direction principale de l'écoulement [48, 91, 92]. Ce genre de modèle peut servir aussi comme un outil de contrôle en ligne. De nos jours, ce genre de modèle est très appliqué aux fours de cuisson d'anodes mais, il peut s'avérer limité pour décrire la distribution détaillée de la température dans toutes les parties du four [93, 94].

Modèles transitoire en trois dimensions

Les modèles en trois dimensions sont construits sur la base de la résolution des équations des phénomènes qui se produisent durant le fonctionnement du four en utilisant un schéma numérique pour la discrétisation spatiale et temporelle des différentes variables dans la géométrie du four considéré. En développant ce genre de modèle, les phénomènes sont représentés le plus fidèlement possible par rapport à la réalité. Le modèle mathématique transitoire 3D peut servir comme un outil de design pour construire un nouveau four, pour optimiser un paramètre géométrique donné du four et pour déterminer les paramètres de fonctionnement tel que la consommation d'énergie, la distribution de la température et les conditions dans lesquelles les anodes sont cuites [95].

Ce genre de modèle est aussi considéré comme un outil très puissant pour tester les modifications nécessaires sur le four avant de les mettre en pratique et prédire les changements qui vont être apportés au four et à son fonctionnement [96]. La capacité de production du four par exemple peut être augmentée en modifiant les cloisons du four. La vérification des changements de la géométrie et de la modification des cloisons peut très bien être vérifiée par le modèle transitoire 3D. Les différentes géométrie peuvent être

testées à l'aide du modèle afin d'éviter des expériences très coûteuses qui nécessitent beaucoup de temps pour voir les résultats apportés [42].

Chaque phénomène qui se produit dans le four durant son fonctionnement peut être représenté à l'aide de la résolution de ses équations respectives. Cette caractéristique offre la possibilité d'étudier de façon plus approfondie un des phénomènes à part et d'optimiser ses paramètres. Par exemple, la combustion du carburant et des matières volatiles dans les cloisons du four de cuisson d'anodes dépend de plusieurs paramètres de la cloison (la température, la composition des gaz et la nature de l'écoulement dans la cloison), du dimensionnement de la cloison et du contrôle des systèmes de combustion (dépendant du type de brûleur et du type de carburant) qui nécessite des vérifications à l'aide d'un modèle mathématique de ce genre [97].

Spécificité du modèle de design 3D

Le type de modèle développé dans cette étude est celui de type transitoire en 3D. Ce genre de modèle couvre un panel très varié de possibilités que ce soit sur le plan de la représentation des détails géométrique, des variables traitées ou des résultats obtenus. Dans cette partie, les spécificités du modèle 3D vont être présentées.

Représentation géométrique

Les modèles mathématique 3D fournissent la possibilité de solutionner un problème en intégrant le plus précisément ses représentations topologiques et géométrique du ou des domaines considérés dans le modèle mathématique. Les variations physiques dans lesquelles le modèle évolue varient en fonction des dimensions du système. Cette représentation géométrique détaillée est rendu possible grâce à la technologie CAD

disponible de nos jours [98]. La représentation géométrique du four horizontal de cuisson d'anodes nécessite la représentation de plusieurs détails géométriques qui influencent son fonctionnement en général. En effet, le rôle des briques entretoises dans la distribution de l'écoulement et des échanges de chaleur et de masse dans la cloison dépend directement de la configuration de ces briques et de la géométrie de la cloison. Le modèle 3D offre la possibilité de voir l'impact de la géométrie sur le fonctionnement du four.

Le four horizontal de cuisson d'anodes se compose de plusieurs parties. Durant la cuisson des anodes, le système à considérer dans le modèle se compose des briques réfractaires qui construisent le four, le coke de garnissage, les anodes dans les alvéoles, le béton réfractaire qui couvre les cloisons et enfin le domaine fluide qui représente les gaz dans la cloison. Le modèle 3D est construit à l'aide de l'interface ANSYS-Workbench [99] qui permet la représentation détaillée de chaque partie qui constitue le four et qui sont couplés en un domaine global construit de plusieurs sous-domaines. Ce couplage est réalisé à l'aide d'une table de connectivité entre les nœuds aux limites du maillage de chacun des sous-domaines [100].

Solutions du modèle 3D

Une fois la partie conception du modèle avec les différents sous-domaines qui le constituent est faite, les différents phénomènes sont représentés afin de reproduire les champs de température et de vitesse dans les différents sous-domaines. La solution est obtenue grâce à la résolution des équations phénoménologique selon un schéma numérique et en utilisant différents algorithmes. Le modèle mathématique 3D peut se distinguer des autres types de modèle par sa capacité à donner des représentations détaillées dans l'espace des résultats obtenus. Les résultats obtenus peuvent donc être

représentés sous la forme de gradient dans les trois directions de l'espace et sous la forme de distribution de champs dans tous les sous domaines considérés dans le modèle mathématique. Pour le modèle du four horizontal de cuisson d'anodes, les équations qui régissent les phénomènes qui se passent dans le four et les méthodes de résolution de ces équations vont être présentées dans le chapitre suivant.

Différentes manières de l'utilisation du modèle 3D

La manière principale dont le modèle en trois dimensions peut être exploité est de voir les effets des variations des détails géométriques sur le fonctionnement du système modélisé. Ceci permet dans des cas particuliers de voir l'influence des paramètres géométriques particuliers dans le but d'optimiser cette géométrie. La possibilité de voir les résultats sous différents angles permet de tester plusieurs paramètres d'opération et de trouver les prédictions pour chaque paramètre testé. Dans le cas du four horizontal de cuisson d'anodes, le modèle 3D permet de tester différentes stratégies d'exploitation du four pour obtenir des conditions favorables dans le but de produire des anodes de bonne qualité durant le fonctionnement du four [48].

2-4. État de l'art dans la modélisation des fours de cuisson d'anodes

Depuis le début des années 80, différents travaux sur la modélisation des fours de cuisson d'anodes ont vu le jour. Les premiers modèles étaient assez simples dans leur représentation du four, mais capables de donner un aperçu des profils de température dans chacune de ses parties, de voir la distribution du gradient de pression le long du feu, de reproduire la courbe de cuisson et faire le bilan énergétique de la cuisson des anodes. Ces modèles sont appelés modèles de procédé. L'approche utilisée est de considérer un élément discret (un axe ou un plan) de la géométrie et de résoudre quelques équations

phénoménologiques dans une ou deux dimensions. L'opération est refaite pour plusieurs éléments de la section, ainsi tout le feu est parcouru.

2-4-1. Les modèle de contrôle et de procédé

Dans le but de montrer l'importance de la modélisation dans les applications industrielles comme celui de la cuisson des anodes, Bui (1997) [93] a parcouru la modélisation des différents phénomènes thermo-physiques de la cuisson et des fours en général dans l'industrie des métaux légers, à savoir l'industrie de l'aluminium primaire. Un aperçu général sur les travaux de modélisation de la cuisson a été donné, notamment sur les fours de type vertical ou de type fermé. Quelques travaux avaient été réalisés durant les années 70, dans le but d'améliorer les performances thermiques du four horizontal. À titre d'exemple, on peut citer le travail de Racunas (1979) [101] qui a fait la description du bilan énergétique d'un four de ce type. La consommation énergétique a aussi fait l'objet d'une étude afin de la réduire [102], et l'utilisation de coke de garnissage a été traitée comme un lit fluidisé. La corrélation entre l'utilisation de ce dernier et la qualité des anodes produites a aussi été étudiée [62].

Parmi les premiers modèles mathématiques simplifiés du four de cuisson horizontal dont celui qui a été développé par Furman et al. (1980) [103], la méthode des différences finies a été utilisée. Le transfert de chaleur dans la partie solide a été résolu en 2D, tandis que du côté des gaz, seulement des bilans de masse et d'énergie ont été calculés. Due à la symétrie, le modèle a été appliqué au quart d'une alvéole. L'influence du pas de temps et des propriétés des différents matériaux impliqués a été analysée. La variation des propriétés thermiques des différents matériaux en fonction de la température n'a pas été considérée dans ce modèle. Avec la même approche, Fernandez et al. (1982) [84] ont

développé le même genre de modèle mais pour un four de type vertical. Des mesures sur le four en opération ont été faites pour valider ce modèle.

Un modèle de procédé d'un four horizontal de cuisson d'anodes a été développé en plusieurs étapes par Bui et al. (1984) [104-106]. Un bilan d'énergie et de masse est appliqué à un domaine simplifié qui représente les différentes parties du four. Le débit des gaz à l'intérieur de la cloison est ajusté par les gradients de pressions appliqués à différentes positions sur toute la longueur du feu et par l'infiltration de l'air ambiant à cause de la dépression. Le bilan d'énergie inclut la chaleur de la combustion du carburant et celle de matières volatile. Le modèle prend en considération les pertes de la chaleur du four vers le haut et le bas. Le modèle a été testé jusqu'à la détermination des paramètres pour reproduire des conditions opérationnelles existantes d'un four. Ce modèle de procédé avait permis de tester différents paramètres et donner des idées pour améliorer les pratiques de la cuisson des anodes en carbone.

Un modèle simplifié de procédé d'un four de type vertical a été conçu par Gundersen et al. (1995) [107]. La géométrie change entre le four horizontal et le four vertical, mais dans la pratique, les mêmes phénomènes se passent de la même manière dans les deux types de four durant la cuisson des anodes. Comme dans le cas des modèles précédents, la résolution du problème du transfert de chaleur dans les anodes est résolue en trois dimensions, et la volatilisation a été prise en compte dans les solides. Vu la symétrie, la moitié du four seulement a été considérée. Pour les gaz, un modèle stationnaire est considéré avec un bilan de chaleur simple pour éviter toute complication due à la limitation des outils de calculs disponibles à ce moment-là. Les résultats obtenus avec ce modèle ont été comparés avec des observations faites sur un four industriel et le modèle

semblait donner une description quantitative correcte des opérations de base du four de cuisson. Le modèle ne prend pas en considération la variation des propriétés thermiques en fonction de la température, ce qui est en soit une source importante d'incertitudes. Ainsi le modèle reste limité dans la reproduction complète des phénomènes se produisant lors de la cuisson des anodes en carbone dans les fours annulaires.

Bui et al. (1995) [108] ont développé un modèle mathématique d'un four de type vertical. Le modèle prend en compte une section complète du four vertical avec cinq alvéoles où les anodes sont enfournées. Les équations phénoménologiques ont été résolues en 2D sur deux plans normaux, l'un dans la direction longitudinale et l'autre dans la direction transversale de la section. Le modèle inclut l'effet de la combustion du carburant, des matières volatiles et du coke de garnissage ainsi que l'infiltration de l'air et les pertes thermiques à l'air ambiant. Du côté des gaz, les équations du mouvement ne sont pas résolues directement, puisque seule l'équation de l'énergie est considérée. La simulation est faite dans une section de préchauffage du four, et les résultats sont comparés avec les observations dans un four de cuisson d'anodes. Les résultats montrent une bonne correspondance avec les observations faites sur un four industriel.

Ouellet et al. (1995) [109] ont développé un modèle mathématique transitoire du four de type horizontal de cuisson d'anode qui permet une évaluation très rapide en 1D des différents paramètres de cuisson. L'écoulement des gaz est considéré sur un axe unidirectionnel le long du feu. Ce modèle permet de tester quelques changements sur les conditions de cuisson des anodes. Le modèle a été calibré avec les données de l'usine, et les paramètres du modèle ont été testés avec différentes grandeurs de valeur jusqu'à obtenir des résultats qui montrent une bonne correspondance entre les températures de la

cloison et celles de l'alvéole prédites et mesurées. Par son approche simplifiée, ce modèle a permis de tester différentes conditions de cuisson des anodes très rapidement. Cependant, l'écoulement est de nature complexe dans les cloisons du four, sa représentation très simplifiée peut engendrer de grandes incertitudes.

Peter et al. (1996) [59] ont développé un modèle mathématique 2D étendu d'un four de cuisson d'anode de type vertical. La stratégie de modélisation est basée sur la division de chaque section en 4 zones, et l'introduction de deux plans de symétrie comme celui de Bui et al. (1995) [108]. Les auteurs ont établi le modèle pour prédire les variations de la concentration des différentes espèces chimiques des gaz dans la cloison, la distribution de la température des gaz et celle des anodes et en fin, la consommation de carburant par les rampes de bruleur.

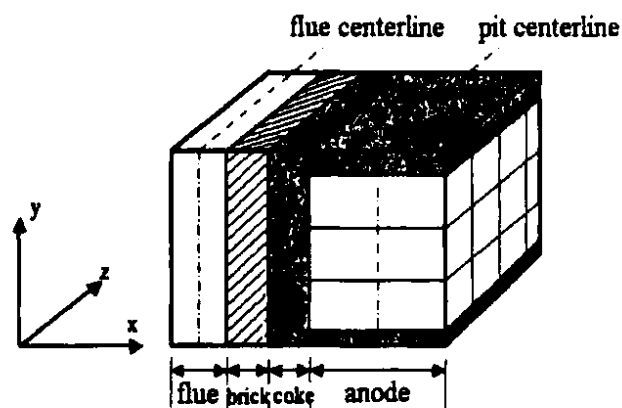
Le modèle permet à l'utilisateur de prévoir la non-uniformité de la cuisson dans un plan perpendiculaire à l'axe longitudinale d'un four de cuisson vertical. L'utilisation d'un plan de symétrie au milieu de deux alvéoles voisinant la cloison est un moyen simple de quantification du chauffage dans ces alvéoles.

Dans le but aussi de simuler numériquement la cuisson d'anodes en carbone dans un four vertical, Jacobsen et al. (1998) [110] ont développé un modèle transitoire en 2D assez simple mais, qui prend en considération plusieurs des phénomènes qui se produisent lors de la cuisson des anodes. L'effet du taux de chauffage et la configuration de la géométrie ont été testés pour avoir le minimum d'écart de température dans l'anode avec des considérations très simplifiées. L'anode était considérée comme un milieu poreux afin de voir aussi l'influence du taux de chauffage sur le transfert de masse (des

matières volatile) au sein de l'anode. Le modèle élaborée a été conçu à l'aide du code ANSYS-Fluent qui est capable de résoudre des équations simplifiées de Navier-Stokes en 2D [111].

En 2004, Johnson et al. [112] ont développé un modèle mathématique simplifié pour résoudre le problème de transfert de chaleur conjugué dans le four horizontal. Un bilan de masse est considéré à travers la cloison pour représenter l'écoulement des gaz provoqué par le gradient de pression. Un bilan d'énergie a été effectué pour représenter la quantité d'énergie de la combustion du carburant et des matières volatiles dans la cloison. Dans les gaz, les équations considérées ont été supposées pseudo-stationnaire, tandis que dans les solides, le transfert de chaleur était considéré transitoire. Une importance particulière a été portée sur le bilan thermique où les différents modes de transfert de chaleur ont été considérés. La méthode de flux a été utilisée pour le calcul du transfert de chaleur par rayonnement.

Zhang (2004) [113] a développé un modèle mathématique transitoire en 2D d'un four de cuisson horizontal. La Figure 2.6 montre un schéma de la structure élémentaire du modèle. Ce modèle combine les phénomènes thermiques complexes qui se produisent durant le processus de cuisson tel que l'infiltration de l'aire dans la cloison, la combustion des matières volatiles, la combustion du coke de garnissage, et les pertes thermiques. Ces phénomènes sont représentés avec un bilan de masse et d'énergie. La représentation de la géométrie du four est limitée puisque seulement des éléments en 2D sont considérés pour le four de cuisson.



3D view

Figure 2.6. Représentation schématique de la partie du four modélisée [113]

Le modèle proposé pour la simulation du transfert de chaleur du four de cuisson d'anodes a démontré qu'il est assez simple pour une exploitation industrielle, mais pas encore assez élaboré pour être représentatif du processus physique. Le modèle peut être utilisé seulement pour tester quelques paramètres opérationnels et pour estimer la consommation du carburent, mais il n'est pas suffisant pour la conception et le design d'un four.

En 2011 Severo et al. [114] ont énuméré les différentes exigences d'un four de cuisson de type horizontal pour la cuisson des anodes. Les auteurs ont présenté plusieurs approches pour que les fours déjà en fonctionnement et construits depuis longtemps puissent être entretenus et modifiés, notamment par l'utilisation de modèle de procédé à 1D ou 2D pour qu'il prédise l'état de fonctionnement du four et les opérations immédiates nécessaires pour améliorer la qualité de la cuisson.

D'autres résultats obtenus grâce aux modèles de procédés avec différentes approches sont disponible dans la littérature [43, 59, 115-117]. Plus récemment, ce genre de modèle continue à être développé du fait qu'il permet de voir rapidement l'impact de quelque paramètre dans la cuisson et le comportement des anodes dans le four [91, 92], mais il reste limité dans la représentation géométrique du four et la prédiction des différents paramètres de la cuisson dans toutes les directions et en tout point des parties qui constituent le four.

Concernant les modèles de contrôle, la pratique de la cuisson des anodes se fait durant des cycles relativement longs. C'est un processus lent, mais des variations non prévues d'un des paramètres peuvent changer les résultats de la cuisson. Il est donc primordial de contrôler la cuisson durant toute la durée de la cuisson en ayant la possibilité d'apporter des corrections. Le contrôle du four se fait en ajustant le débit des gaz dans les cloisons [118], le débit du carburant, la dépression dans les cloisons et la distribution de la pression le long du feu [85]. Un autre paramètre aussi est très important, celui de l'infiltration de l'air dans les cloisons sous des conditions de pression négative. Son contrôle est difficile, mais elle est directement liée au niveau de la dépression dans les cloisons [119]. Le contrôle des opérations sur le four pour la cuisson des anodes nécessite de connaître la corrélation entre les paramètres opérationnels et les paramètres de cuisson qui en résultent. La modélisation permet de tester différentes situation et donne une idée solide sur les paramètres opérationnels à suivre pour une cuisson d'anodes de bonne qualité [120-123]. Les modèles de contrôle existant dans la littérature ne sont pas tous basés sur la résolution des équations phénoménologiques mais peuvent aussi être construit sur des méthodes de prédiction d'un comportement en faisant un certain nombre

d'essais et d'expérience sur le four en fonctionnement [41, 124, 125]. Un des premiers modèles de contrôles du four qu'on peut trouver dans la littérature a été réalisé en 1976 par Adams [126]. Néanmoins, il existe des modèles de contrôle qui procèdent en estimant des prédictions obtenues à l'aide de modèles simplifiés rapides dans leur exécution [83, 127-130].

Ces modèles sont développés en utilisant un certain nombre des hypothèses simplificatrices ; donc, ils ne peuvent pas reproduire tous les phénomènes en détails. Par contre, le temps de calcul est généralement court (en secondes ou minutes), et ils sont utilisés pour des besoins spécifiques reliés au four.

2-4-2. Les modèle de design

Pour l'analyse de la géométrie d'un four de cuisson d'anodes, les premiers essais ont été réalisés en 1980 par Keller [131]. Dans ce travail, un modèle basé sur le bilan thermique pour les gaz a été élaboré pour reproduire la courbe de cuisson. Afin de visualiser l'écoulement, chose que le modèle n'était pas capable de faire, une maquette a été conçue pour observer l'écoulement de l'eau dans celle-ci et voir la différence de la topologie de l'écoulement en augmentant le nombre de chicanes et en changeant la position des entretoises dans la cloison. Mais du point de vu thermique, il n'était pas possible de voir l'impact de la géométrie sur les transferts de la chaleur. La Figure 2.7a montre la maquette construite avec deux cas de configuration des chicanes. La même approche a continué d'être utilisée, comme montré à la Figure 2.7b, pour tester le design de la cloison à défaut de moyens de calcul puissants pour résoudre les équations de l'écoulement dans de tels géométries comme rapporté par Engelsman et Sommer (1992) [132].

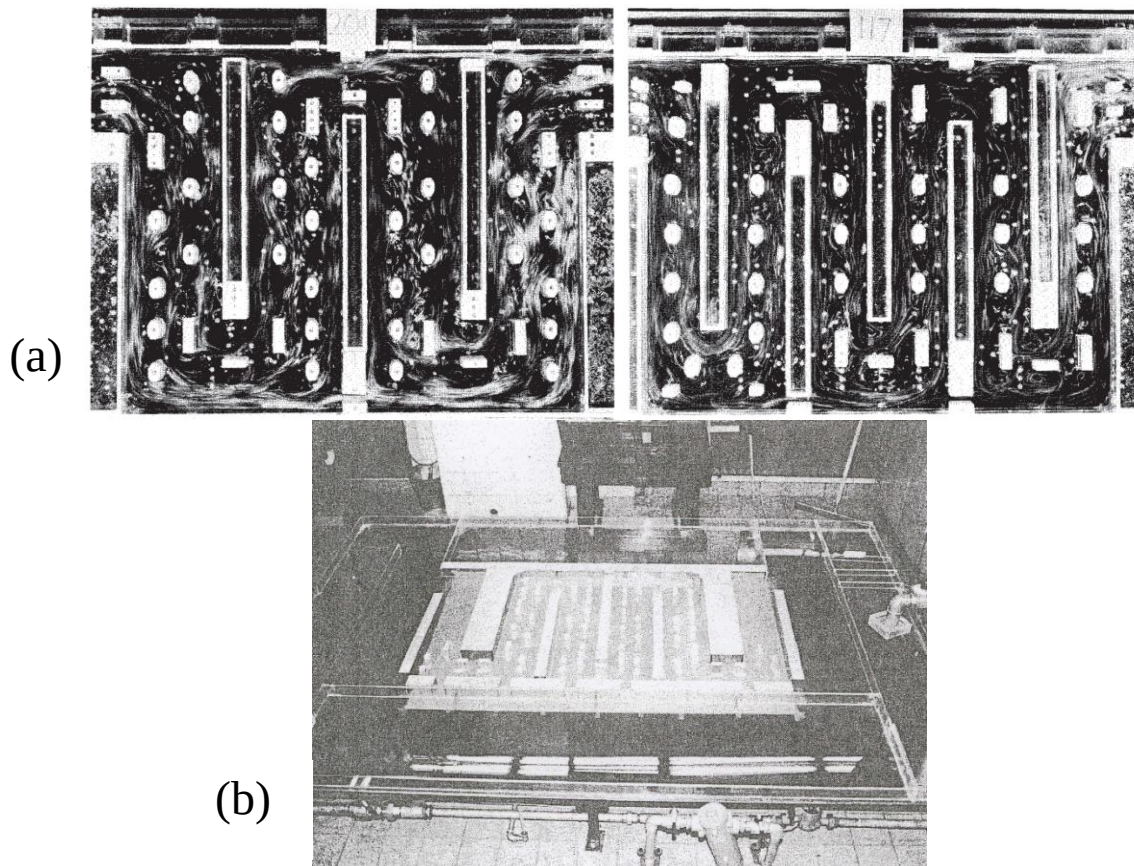


Figure 2.7. Schéma de la maquette à eau de la cloison : (a) géométrie Keller (1980) [131] et (b) géométrie Engelsman [132]

Après l'apparition des outils performants pour la simulation numérique comme les ordinateurs et les code de calculs en CFD, le design des cloisons de four de cuisson d'anodes a progressé. Des modèles à géométrie en 2D ont commencé à être utilisés pour voir l'impact des détails géométriques sur l'écoulement des gaz dans la cloison. Cette approche est toujours utilisée de nos jours afin de dimensionner les cloisons de telle sorte à produire un écoulement distribué dans toute la géométrie [133]. Cette méthode est utilisée dans la plupart des cas pour estimer le champ de vitesse afin de faire des approximations sur le coefficient de transfert de chaleur entre les gaz et la paroi du modèle des solides. De cette manière, un modèle de procédé peut être construit en

imposant un bilan de mass et de chaleur dans les gaz [74]. La Figure 2.8a présente deux champs d'écoulement dans deux cloisons, le premier est avec une géométrie conventionnelle avec des chicanes et l'autre géométrie avec une réorganisation de briques entretoises pour distribuer l'écoulement et réduire la quantité de brique réfractaire afin d'alléger la structure de la cloison [42]. La Figure 2.8b présente les résultats de la simulation en 2D de l'écoulement dans une cloison qui est modifiée afin de moderniser le four d'une aluminerie [74].

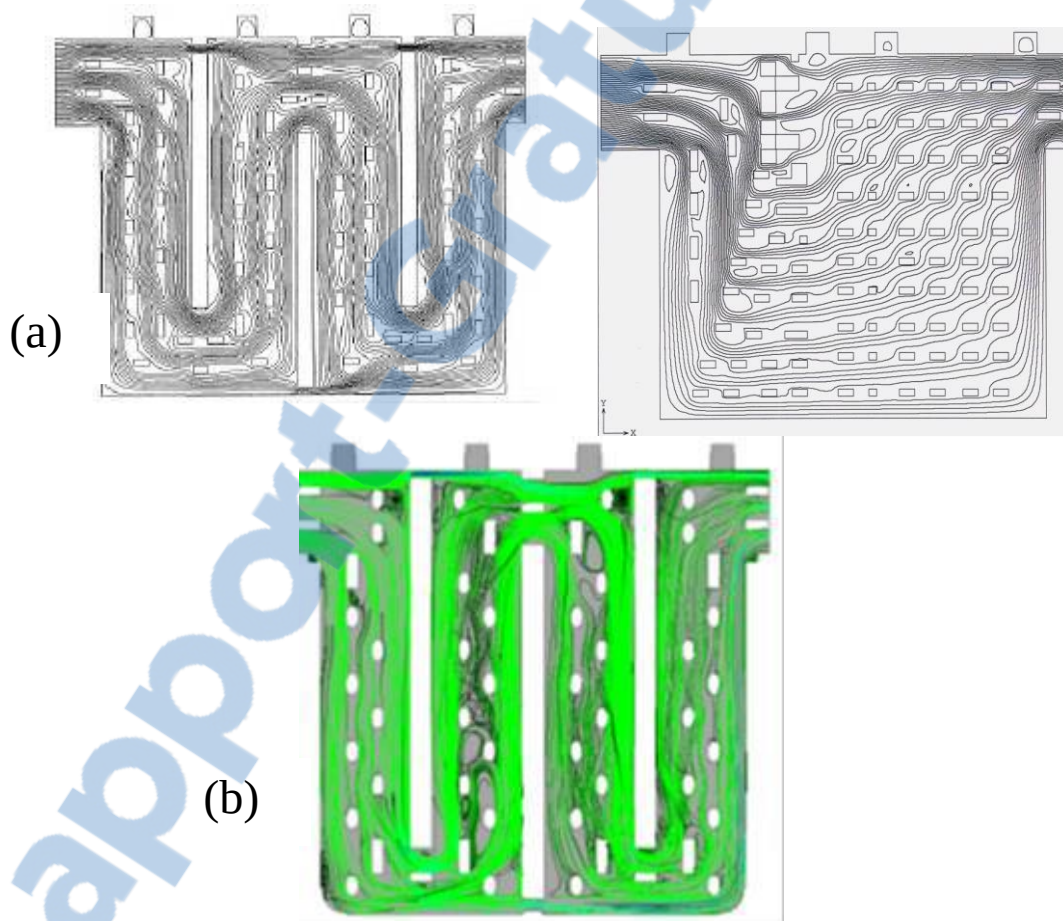


Figure 2.8. Champs d'écoulement dans une cloison obtenue avec un model 2D : (a) modèle de cloison de Gendre et al. (2007) [42] et (b) modèle de cloison de Palavar et al. (2015) [74]

Des modèles plus complexes en 3D ont commencé à être développés afin d'analyser plus en détail la géométrie du four. La géométrie de la cloison détermine la façon dont les gaz vont s'écouler et donc, les échanges de masse et de chaleur avec les solides, la combustion et la distribution de la température dans la cloison et l'alvéole. À l'aide de ces modèles, les champs de vitesse sont visualisés et la géométrie de la cloison peut, à ce moment-là, être améliorée.

Le premier modèle mathématique transitoire en 3D qui a été publié dans le domaine public a été présenté par Kocaefe et al. (1996) et Dervedde et al. (1995) [46, 134]. Le modèle mathématique a été développé pour le four de type horizontal en considérant la moitié de la largeur de la cloison et la moitié aussi de la largeur de l'alvéole due à la symétrie de la géométrie. Les caractéristiques et les phénomènes se produisant dans la cloison et l'alvéole sont complètement différents. Ainsi, des sous-modèles séparés ont été développés pour la cloison et pour l'alvéole, et alors ces deux modèles ont été connectés à travers les conditions limites de la température et le flux de chaleur du côté de la cloison du mur réfractaire. La Figure 2.9 montre le schéma des deux sous-modèles et l'interface entre les deux.

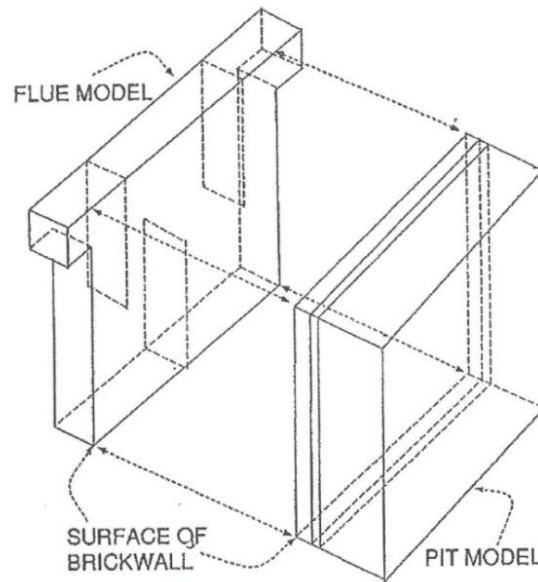


Figure 2.9. Structure du modèle global [46].

Les deux sous-modèles ont été développés en utilisant CFD-FLOW3D, un code commercial pour la résolution des équations de conservation, celles du mouvement, et le transfert de masse et de chaleur. L'écoulement est considéré turbulent en trois dimensions dans ce modèle et le transfert de chaleur inclue le rayonnement qui est représenté à l'aide de la méthode zone [46].

La Figure 2.10 montre dans la cloison, les contours de la température et les vecteurs de vitesse dans le plan central, et les contours de la température sur 5 plans transversaux dans l'alvéole. Les résultats de ce modèle donnent la possibilité de voir les résultats dans les trois directions et à travers toutes les parties qui constitue le modèle [46].



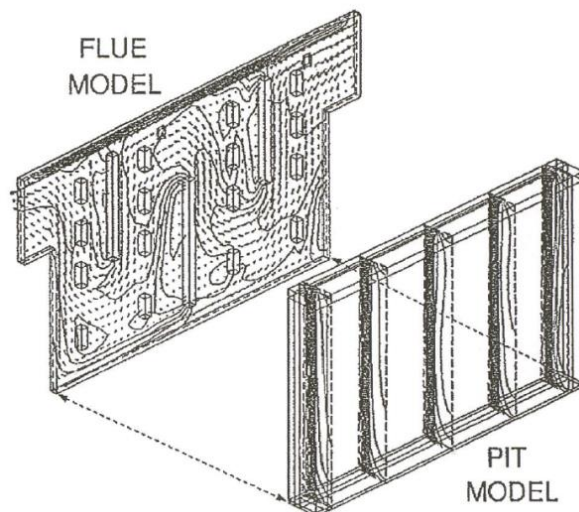


Figure 2.10. Un aperçu tridimensionnel des prédictions du modèle global (profils de la vitesse et de la température des gaz, et profile de la température dans l'alvéole) [46]

Ces travaux sont le point de départ pour le design des fours à l'aide de modèles mathématique en 3D. D'autres travaux inspirés de ce dernier ont suivi, toujours dans le but d'améliorer le concept de la cloison [113, 135].

Un modèle 3D a été construit par Severo et al. (2005) [135] d'un four horizontal de cuisson d'anodes, comprenant des tranches longitudinales typiques d'une section entre la ligne centrale de la cloison et la ligne centrale de l'alvéole, en s'inspirant des travaux de Kocaefe et al. [46]. Dans la cloison, toutes les briques entretoises (qui aident à distribuer l'écoulement sur tout l'espace de la cloison), et les chicanes sont représentées en détail. Dans l'alvéole, tous les solides sont représentés, c'est à dire ; les briques réfractaires, le coke de garnissage et les anodes, avec quelques détails géométriques, voir la Figure 2.11.

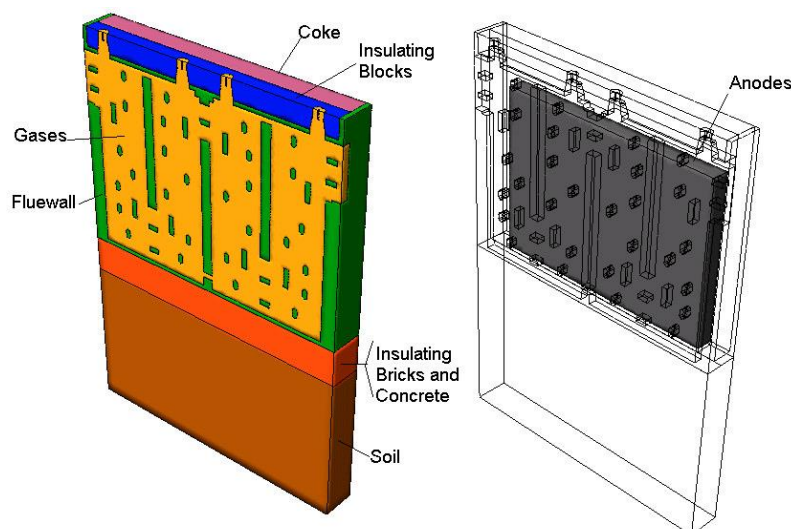


Figure 2.11. Schéma de la cloison et de l'alvéole à modéliser [135]

Le modèle développé par Severo et al. (2005) [135] a été fait pour être appliqué pour une section du feu et ne montre pas la possibilité de simuler le feu de cuisson au complet, depuis le préchauffage jusqu'au refroidissement des anodes. La résolution des équations aux dérivées partielles a été effectuée comme dans Kocafe et al. (1996) [46]. Quelques résultats ont été présentés afin de montrer la relation directe entre la géométrie de la cloison où les gaz circulent, et la distribution des températures dans les anodes. Les auteurs ont vérifié numériquement l'ajout d'une couche d'isolant en dessus et en dessous de la cloison et son impact sur la distribution de la température. La Figure 2.12, montre les deux différentes géométries testées par le modèle, et les résultats sont présentés sous forme d'iso-contours de la température à la fin de la cuisson dans la Figure 2.13. Les résultats obtenus montrent une meilleure distribution de la température dans les anodes et une diminution des pertes de chaleur.

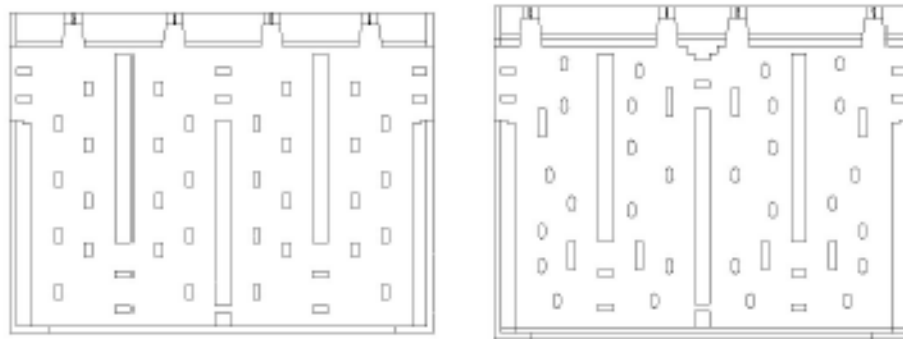


Figure 2.12. Géométries des cloisons testées par le modèle [135]

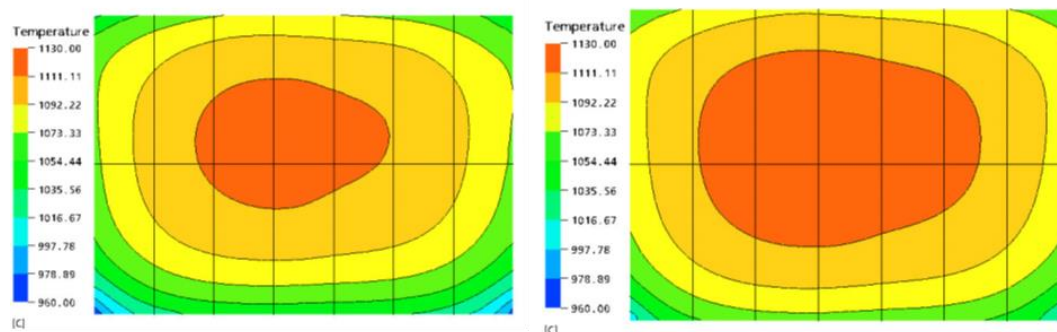


Figure 2.13. Champs de température des anodes à la fin de la cuisson pour les deux géométries [135]

Quelques exemples sont cités par Severo et al. (2011) [114], et parmi eux une modification dans la disposition des chicanes à l'intérieur de la cloison. La différence de la géométrie des deux cloisons est clarifiée dans la Figure 2.14. La Figure 2.15 montre une comparaison entre les distributions des lignes de courant dans chacune des différentes cloisons.

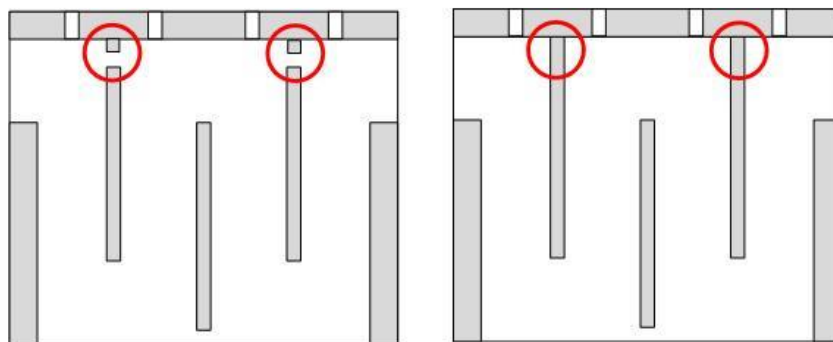


Figure 2.14. Arrangements des chicanes dans une cloison de four horizontal [114]

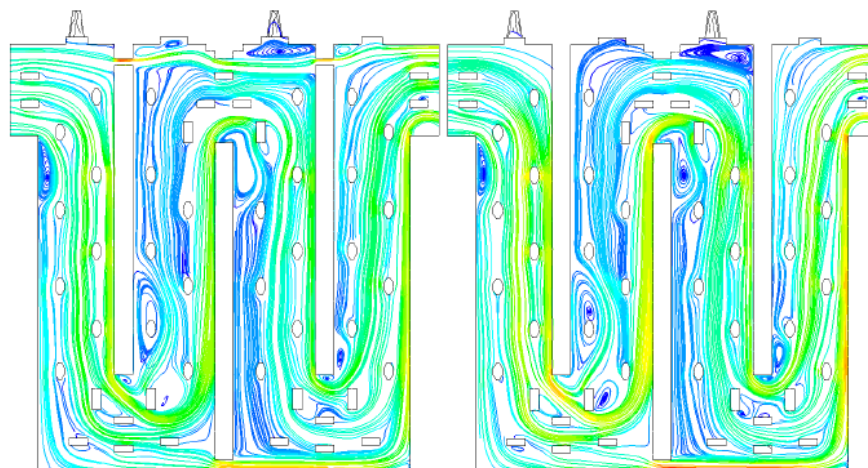


Figure 2.15. Lignes de courant calculées par le modèle [114]

Un phénomène à considérer à part entière dans le modèle du four de cuisson d'anodes est la production des matières volatiles. Ce paramètre est très important dans l'objectif de maîtriser le bilan énergétique et de contrôler la consommation du carburant utilisé par les brûleurs. Les équations décrivant la cinétique des espèces chimiques à utiliser dans le modèle 3D ont fait l'objet de plusieurs travaux [36, 136-139]. La plupart des travaux de modélisation du processus de cuisson des anodes ne prennent pas en compte la dévolatilisation des anodes de façon détaillée. Des corrélations sont généralement adaptées afin d'inclure l'énergie des matières volatiles après combustion dans le bilan d'énergie des gaz.

Dans cette recherche bibliographique, les travaux parcourus ne sont pas tous sur des modèles 3D. Seuls les travaux de Kocaefe et al. (1996) [46] et ceux de Severo et al. (2005) [135] ont été réalisés dans ce sens. Les résultats trouvés par ces auteurs, ainsi que les travaux réalisés sur les modèles de procédé, sont encourageants. Cependant le travail d'amélioration qu'il reste à faire sur la technologie des fours de cuisson d'anodes est considérable pour permettre l'amélioration de la qualité des anodes en carbone utilisées

dans la production d'aluminium, du fait que les différents travaux trouvés dans la littérature prennent des simplifications sur la géométrie du four ou sur les phénomènes qui se produisent durant la cuisson.

Le développement dans la technologie des fours de cuisson d'anodes est étroitement lié à la modélisation du procédé de cuisson et à l'intérêt de produire des anodes de meilleures qualités. Durant les 40 dernières années, des avancées dans les fours n'ont cessé d'être réalisées, notamment dans la consommation du carburant, la consommation du coke de garnissage, la durée de vie des réfractaires, la température maximale de cuisson et aussi la précision dans la température finale de cuisson [140]. Le Tableau 2.1 montre un récapitulatif de l'évolution des avancées technologiques dans les fours de cuisson d'anodes en carbone pour l'industrie de l'aluminium primaire.

Tableau 2.1. Les avancées dans la cuisson des anodes en carbone [140]

Années	70's	80's	90's	Jusqu' à 2007
La consommation de carburant (GJ/tonne)	3.5	2.7	2.7	1.8
Les matériaux de garnissage (kg/tonne)	10	5	5	3
La durée de vie des réfractaires (cycles de cuisson)	60	120	+ 150	+200
La température maximale (°C)	1300	1175	1160	1135
La constance de la température (°C)	+/- 120	+/- 60	+/- 30	+/- 15

Après avoir parcouru les principaux travaux effectués dans cet axe de recherche, un certain nombre de remarques semblent importantes à être énumérées. Premièrement, les modèles les plus répondus sont de types modèles de procédés simplifiés dans la plupart des cas en 1D ou 2D. Quelques-uns de ces modèles considèrent les trois directions de l'espace, mais pour des phénomènes tel que le transfert de chaleur dans les solides seulement. En général, seulement des bilans de masse et de chaleur sont considérés dans les gaz en imposant un écoulement simple, un gradient de pression et l'apport thermique de la combustion.

Ce genre de modèle est bien utile pour simuler le contrôle du four, tester certains paramètres de la cuisson et vérifier rapidement la performance opérationnelle du four. Ces modèles ont été validées avec des résultats expérimentaux, mais souvent, ils sont basés sur des hypothèses simplificatrices et pratiques qui permettent leur exécution simple sur un ordinateur. Mais, ils demeurent incapables de vérifier plusieurs aspects du four, notamment l'effet de l'écoulement des gaz dans les cloisons, la distribution de la pression au sein d'une cloison ainsi que sur la longueur du feu, la combustion du carburant et des matières volatiles avec l'effet de l'écoulement turbulent en 3D et enfin, la distribution des espèces chimiques dans les gaz.

Pour ces types des problématiques, les modèles transitoires en 3D sont plus adaptés. Leur développement et mise en œuvre est souvent plus complexe, mais très utiles pour les points énumérés précédemment. Ce genre de modèles nécessite aussi une capacité de calcul plus importante et un temps d'exécution relativement long.

Après avoir parcouru chronologiquement le développement des modèles mathématiques des fours de cuisson, ce qui est à remarquer et que très peu de modèle de design ont été conçus et ce, surtout pour le four horizontal. Le modèle le plus récent [135] présente une études comparative entre différentes géométries afin de montrer l'importance de ce genre de modèle. Ce modèle s'inspire principalement des travaux de Kocaefe et al. (1995) [46].

2-5. Le design des fours horizontaux de cuisson d'anodes

La structure du four horizontal de cuisson d'anodes en carbone est très particulière, contrairement à d'autres applications industrielles où les fours ont de certaines similarités [141]. Le four de cuisson des anodes en carbone est singulier de par son design et de par son mode de fonctionnement. Il présente des différences majeures dans sa construction par rapport aux autres types de four industriels. Une attention particulière est donnée dans cette partie sur la construction du four et du design des différentes parties qui le constitue à savoir les cloisons et les alvéoles.

2-5-1. Design des différentes parties constituant le four de cuisson

L'unité principale du four horizontal de cuisson des anodes en carbone est la cloison. Chaque section du four est constituée d'un certain nombre de cloisons disposée en parallèle. Entre chaque cloison il y a une alvéole où les anodes sont placées pour subir la cuisson. Le four contient un nombre important de sections disposées en deux rangées de telle sorte à former un anneau sur lequel les feux de cuisson se déplacent.

Design de la cloison du four de cuisson

Les gaz circulent dans le four le long du feu à travers les cloisons successives qui forment une ligne. La géométrie intérieure de la cloison doit fournir un canal qui permet la distribution de l'écoulement à travers toutes les dimensions de la géométrie. La distribution uniforme de l'écoulement détermine la qualité des échanges de la chaleur et de masse entre les gaz et les parois intérieures de la cloison [142]. La configuration typique de la cloison du four horizontal de cuisson d'anode se compose de chicanes verticales créant ainsi plusieurs passages verticaux des gaz sur toute la hauteur de la cloison. Entre les chicanes, un certain nombre de briques entretoise traversent la cloison créant des obstacles pour distribuer les gaz pendant leur passage. La Figure 2.16 montre un schéma d'une cloison typique du four horizontal [143].

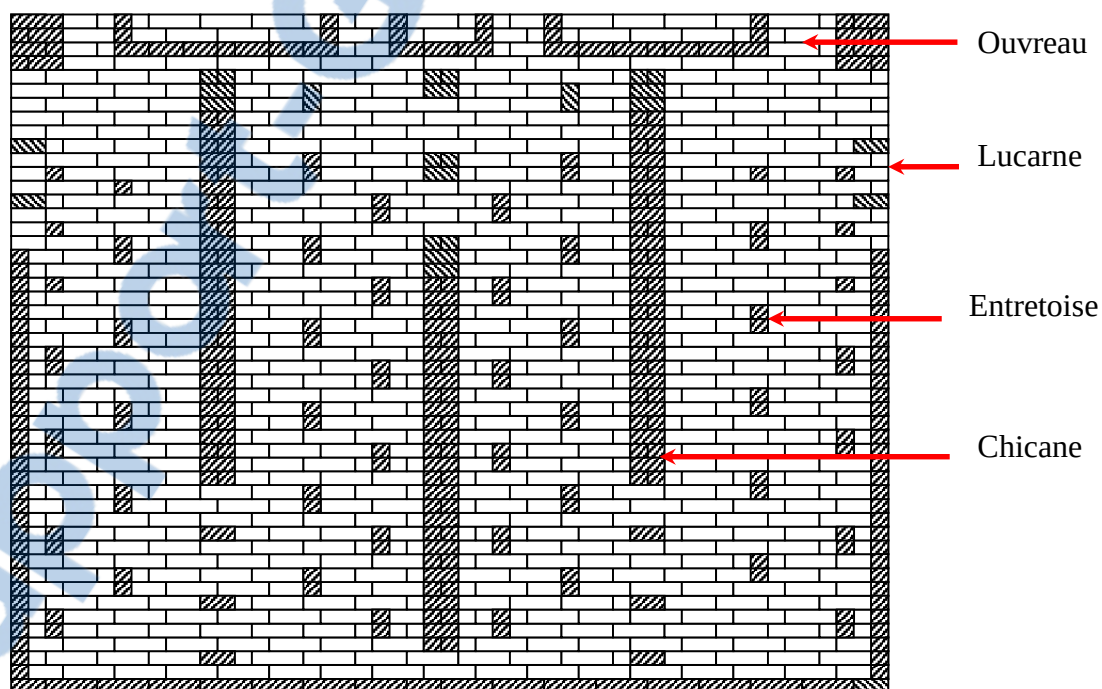


Figure 2.16. Schéma d'une cloison typique d'un four horizontal [143, 144]

La configuration peut changer d'un four à un autre selon les dimensions mais le même principe est toujours gardé [133]. Le design de la cloison peut être effectué en trouvant un arrangement adéquat des briques pour obtenir un écoulement favorable, en déterminant la hauteur, la longueur et la largeur de la cloison et en précisant les dimensions des chicanes verticales par rapport à la hauteur de la cloison [145]. Les briques entretoises peuvent être de différente sorte aussi, le choix de briques rectangulaires ou profilées joue un rôle sur le design de la cloison et sur l'écoulement à l'intérieur de la cloison [146].

La structure de la cloison est faite de briques réfractaires très massives et couvertes par le dessus d'un bloc en béton réfractaire qui joue le rôle d'un isolant par le haut de la cloison. Le type de brique réfractaires définit le transfert de la chaleur des gaz vers les anodes par leurs propriétés thermiques [147]. Entre les rangées de briques des interstices sont laissées ouvertes afin que les volatiles provenant des anodes puissent se dégager dans la partie des gaz [148]. Le design de la cloison inclut aussi les détails sur la position des interstices pour assurer une meilleure combustion de ces matières volatiles.

Design de l'alvéole du four de cuisson

L'alvéole est l'espace disponible entre deux cloisons de la même section. Cette espace contient les anodes durant leur cuisson. Les dimensions de l'alvéole doivent respecter la taille des blocs en carbone qui vont être cuits à l'intérieur. L'espace doit être suffisant pour pouvoir manipuler les anodes pour leur enfournement et défournement et permettre de les couvrir d'une couche de coke de garnissage qui joue le rôle d'un écran pour éviter le contact des anodes à haute température avec l'air. Le coke de garnissage doit être présent entre les anodes et le mur de briques réfractaires afin d'assurer un support

mécanique et éviter que les anodes ne soient en contact avec le mur de briques réfractaires. Pour des dimensions fixes d'anodes, la largeur de l'alvéole peut jouer sur l'épaisseur de la couche de coke de garnissage qui sépare les briques des anodes. Cette épaisseur joue un rôle significatif sur le transfert de la chaleur vers les anodes. Ce paramètre doit être bien pris en compte lors du design de l'alvéole [110].

2-5-2. Design de l'ensemble du feu de cuisson

Le feu de cuisson se compose de plusieurs sections en série. Les anodes placées dans les alvéoles de chaque section sont à différents stade de la cuisson puisque la cuisson finit après le passage de la dernière rampe de soufflage. La disposition du feu et des rampes dépend de plusieurs paramètres ; le cycle avant chaque permutation, le nombre de sections dans le feu, le taux de chauffage des anodes, la température maximale atteinte par les anodes, la température finale des anodes au défournement, le nombre de rampes de soufflage et le débit d'air injecté et le nombre de rampe de bruleurs. Ces paramètres sont importants dans la disposition du feu. Dans cette partie, la considération du design du feu est discutée ainsi que l'approche considérée pour simuler le fonctionnement de tout le feu par le modèle vu la complexité du fonctionnement du four de cuisson des anodes en carbone [19].

L'interaction entre les différentes sections du feu

Au début de la cuisson, les anodes sont enfournées et sont à une température initiale selon les conditions de leur entreposage à l'état cru. La cuisson commence par la mise en place de la rampe d'aspiration et sa mise en fonctionnement. Le chauffage des anodes commence progressivement et est effectué par les gaz chaud qui passent par les cloisons de cette section. Les gaz chauds arrivent de la section précédente, donc le taux de

chauffage dépend des conditions des gaz à la sortie de la deuxième section de préchauffage. La température des anodes évolue durant cette phase durant une période qui peut aller de 20 à 30 heures selon la pratique choisie de la cuisson [26]. Après la fin de la première phase de préchauffage, une permutation est effectuée et les anodes continuent leur cuisson à partir de l'état à la fin de la première phase. Les gaz à ce niveau du feu sont plus chauds dû à la combustion des matières volatile qui se dégagent des anodes et qui sont aspirés dans les cloisons à l'aide de la dépression créée dans cette section par la rampe d'aspiration. Après plusieurs permutations suivant le nombre de section prévus pour le préchauffage, la phase du chauffage débute à l'aide des rampes de brûleurs.

Dans cette partie, les gaz qui arrivent dans les cloisons sont déjà à une température élevée à cause de la présence des brûleurs en amont. L'air qui rentre dans la dernière section de chauffage est préchauffé durant le refroidissement des anodes. La température des anodes évolue dans la direction opposée à celle des gaz. Le préchauffage, le chauffage et le refroidissement des anodes suit la direction inverse de celle des gaz. Les gaz sont introduits dans les cloisons de la section du feu qui se trouve à l'étape de refroidissement. Les gaz entrent à la température ambiante et commencent la phase du chauffage en même temps que les anodes cuites refroidissent. La chaleur libérée par les anodes durant leur refroidissement est récupérée par l'air soufflé dans les cloisons. La température des gaz augmente au fur et à mesure que les gaz progressent dans les sections où les anodes sont en cours de refroidissement jusqu'à atteindre les cloisons des sections munies de rampes de brûleurs.

Les gaz préchauffés lors du refroidissement des anodes sont acheminés vers les sections munies de rampes de brûleurs. La température est augmentée rapidement grâce à la combustion du carburant dans ces sections et la chaleur est transmise aux anodes qui sont dans la phase de chauffage. Dû à ce type de fonctionnement, le four horizontal est considéré comme un échangeur de chaleur à contre-courant car la direction dans laquelle les anodes sont cuites est à l'opposé de la variation de la température des gaz le long du feu.

Détermination de la courbe de cuisson du four

Les différents paramètres choisis pour constituer un feu déterminent les conditions de cuisson des anodes dans le four. Ces conditions sont traduites par une variation bien déterminée de la température des anodes durant tout le cycle de cuisson. La température des anodes est contrôlée par la température des gaz dans les cloisons durant tout le cycle de cuisson ou sur tout le long du feu. La courbe de température des gaz durant le cycle de cuisson est appelée 'courbe de cuisson'. Cette courbe est contrôlée par le débit d'air soufflé, le débit des gaz aspirés par la rampe d'aspiration, la quantité de carburant brûlée, la quantité des matières volatiles qui se dégagent des anodes et l'infiltration de l'air ambiant dans les cloisons. La Figure 2.17 montre un exemple de courbe de cuisson appliqué dans un four horizontal. La modélisation mathématique 3D permet de calculer la courbe de cuisson d'un four donné ou prédire la courbe de cuisson adéquate à des conditions spécifiques de chauffage et de refroidissement des anodes.

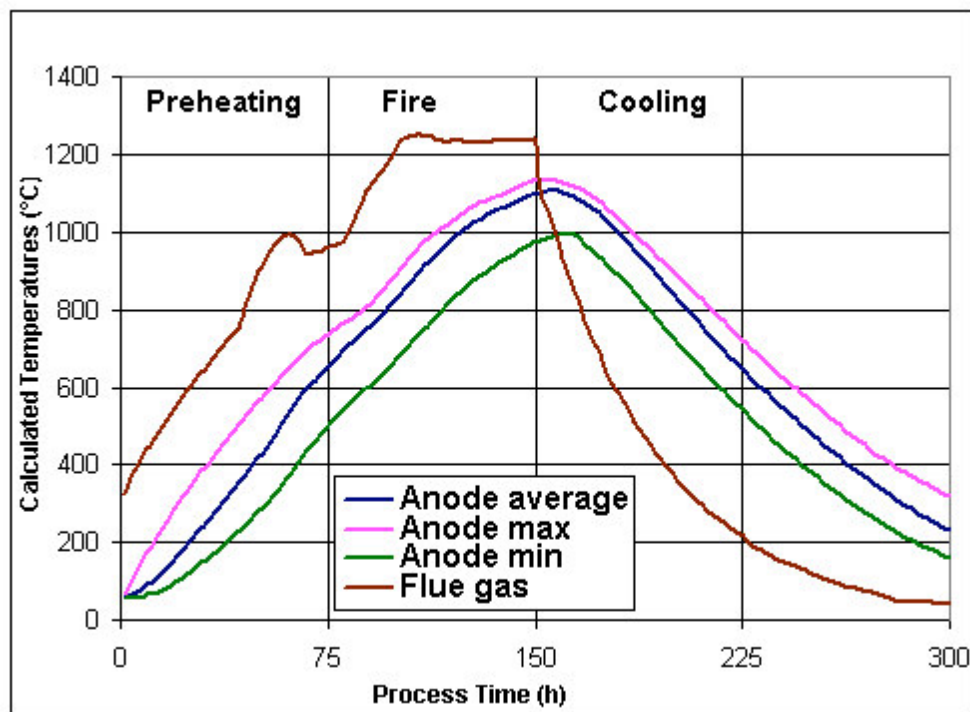


Figure 2.17. Courbe de cuisson typique d'un four horizontal de cuisson d'anodes [96]

2-6. Conclusions

La pratique de la cuisson des anodes en carbone dans le four horizontal nécessite des étapes particulières à ce genre de four ; ces étapes ne sont pas très courantes dans d'autres procédés industriels. Les travaux de recherche effectués afin d'améliorer la cuisson des anodes sont multiples et diverses, mais très peu de résultats des modèles mathématiques transitoires en 3D sont disponibles dans le domaine public. Néanmoins, un grand nombre de données sont disponibles dans la littérature sur les modèles de contrôle et de procédé du four horizontal. Le gain en termes de qualité des anodes en carbone est étroitement lié à la cuisson. Le contrôle du four horizontal passe tout d'abord par la compréhension de son fonctionnement et l'impact des paramètres de l'opération et du design du four. Le modèle mathématique transitoire permet de donner les informations nécessaires pour comprendre comment la cuisson se fait. La recherche bibliographique effectuée pour ce

projet permet de voir l'importance de la cuisson pour produire des anodes de bonne qualité, la complexité des opérations de la cuisson des anodes, la nécessité de simuler en détails le fonctionnement du four avec un modèle mathématique et l'état de l'art dans le développement des technologies reliées au four horizontal et à la cuisson des anodes en carbone.

CHAPITRE 3

MODÉLISATION MATHÉMATIQUE ET RÉOLUTION NUMÉRIQUE DU PROCÉDÉ DE CUISSON

3-1. Introduction

Dans ce chapitre, le modèle mathématique transitoire en 3D du four horizontal de cuisson d'anodes en carbone est décrit en détail. Le modèle est développé en régime transitoire, cette approche a été choisie car la cuisson des anodes se caractérise par un ensemble d'opérations de permutations qu'il faut assurer tout le long de la période de cuisson des anodes. Le four de cuisson d'anodes est particulier dans son mode de fonctionnement et la qualité des anodes produites dépend principalement des conditions de la cuisson.

3-2. Phénomènes régissant le fonctionnement du four

Le modèle transitoire 3D global a été construit en deux parties distinctes. Le premier sous-modèle est celui des gaz qui comportent les équations de la quantité de mouvement, de la turbulence, des trois modes de transfert de chaleur (rayonnement, convection et conduction), du transfert de masse et de la combustion du carburant et des matières volatiles. Le deuxième sous-modèle comprend la partie solide du four qui est constituée des briques réfractaires, du couvercle en béton réfractaire qui se situe sur les cloisons du

four, des anodes en carbone qui subissent la cuisson et du coke de garnissage qui couvre les anodes. Bien que le couvercle en béton réfractaire soit sur la cloison, il n'est pas considéré dans le sous-modèle de la cloison. La nature des phénomènes qui s'y déroulent, est la conduction de la chaleur seulement, contrairement à l'intérieur de la cloison qui est caractérisée par des phénomènes spécifiques aux gaz qui sont différents. Chacune des parties solides qui constituent le sous-modèle des solides est conçue à part (géométrie et maillage) et sont connectées entre elles. L'équation qui est considérée en même temps dans toutes les parties solides du sous-modèle des solides est le transfert de la chaleur par conduction. Tandis que pour les anodes, en plus du transfert thermique, les équations de conversion des matières volatiles sont considérées. Ces dernières sont directement liées à la température des anodes et à leur taux de chauffage durant la cuisson.

Les deux parties du modèle (le sous-modèle des gaz et celui des solides) sont connectées entre elles pour former le modèle transitoire 3D global. Chacun des deux sous-modèles, peut être utilisé tout seul ou combiné pour former le modèle global. La Figure 3.1 montre un schéma du modèle global avec les phénomènes importants qui régissent le fonctionnement du four.

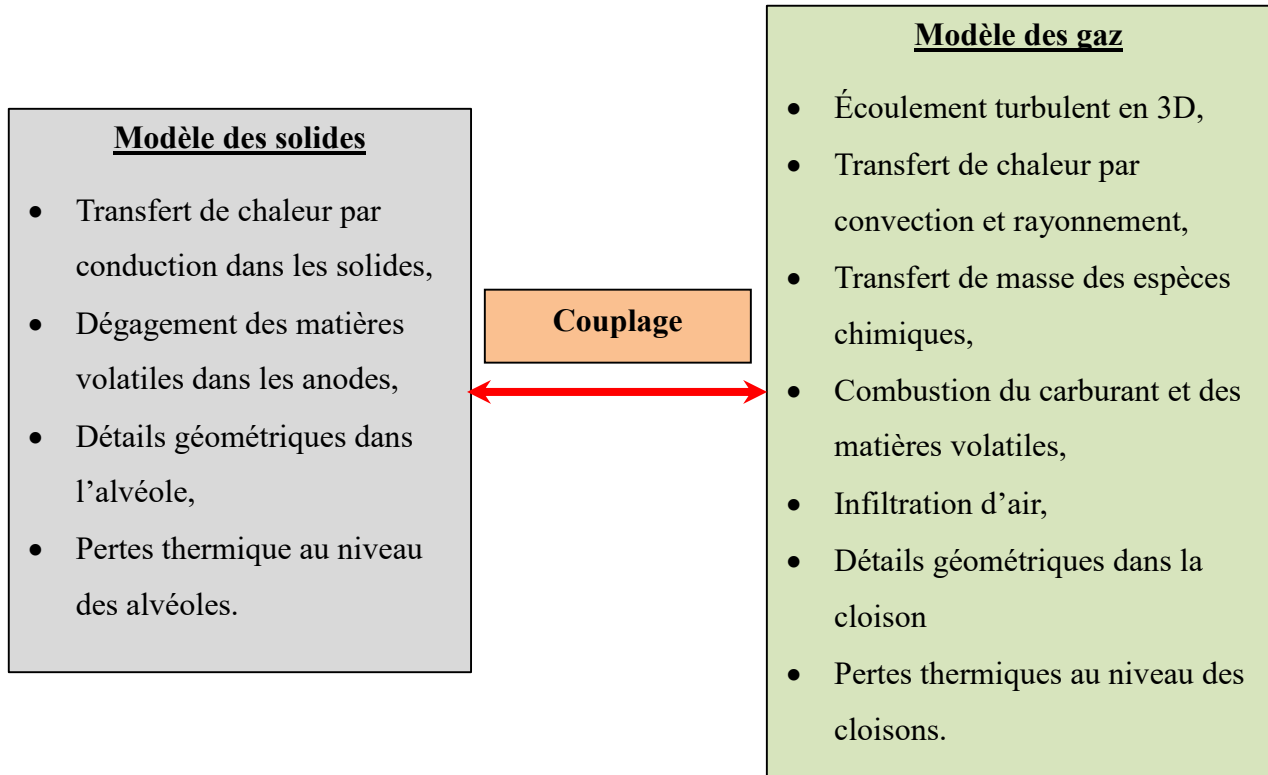


Figure 3.1 Schéma du modèle global composé de deux sous-modèles

Cette construction du modèle permet d'inclure les différents phénomènes importants qui se produisent dans le four. Cela permet aussi la possibilité de visualisation sous différents angles, de manières simples et de pouvoir inclure différents modèles et solveurs pour simuler les différents phénomènes.

3-3. Formulation mathématique du modèle 3D

Dans ce qui va suivre, le modèle mathématique transitoire global va être décrit en décrivant les différentes parties qui le composent et les approches de solution des phénomènes qui se produisent dans le four durant son fonctionnement. Le sous-modèle des gaz va être décrit ainsi que celui des solides.

3-3-1. Le sous-modèle de la cloison

La partie des gaz du système du four horizontal est considérée indépendante de la structure des briques réfractaires qui la compose. Les phénomènes qui se produisent dans les gaz durant la cuisson des anodes sont différents de ceux qui se passent dans les différents solides. Cette différence permet de les séparer en deux parties distinctes.

L'écoulement dans la cloison est turbulent. Il est caractérisé par un nombre de Reynolds de l'ordre $Re \approx 10^5$. Ce nombre adimensionnel représente le rapport entre les forces d'inertie et les forces visqueuses d'un écoulement ($D_h U \rho / \mu$). Il est donc très important de considérer la turbulence et appliquer un modèle de turbulence pour résoudre l'écoulement. Le fluide dans la cloison est considéré comme un mélange à composition variable pour simuler la production et la disparition des différentes espèces chimiques (dû à la combustion des matières volatiles et du carburant). La convection est forcée dû à l'écoulement dans la cloison, ce qui permet de négliger la gravité. Le régime d'écoulement est transitoire, puisque la température change considérablement en fonction du temps.

Conservation du mouvement (écoulement des gaz)

Les solutions des équations du mouvement des gaz dans la géométrie de la cloison est très complexe. Les fluctuations de la vitesse et de la température en fonction du temps et de la position sont très importantes. Vu la variation de la température due au refroidissement des anodes et aux réactions de combustion, la densité des gaz change tout le temps et dans tout le domaine de la cloison. Des solutions approchées par des simulations numériques restent la seule manière possible de résoudre un problème

d'écoulement de ce genre dans des applications industrielles tel que le four horizontal de cuisson d'anodes.

Le niveau de turbulence influence considérablement les transferts de la matière et de la chaleur entre les gaz et la paroi. De plus, la combustion des matières volatiles et du carburant dépend directement du niveau de la turbulence. La turbulence définit le mélange des espèces chimiques qui entrent en jeu dans les réactions de la combustion.

Pour solutionner l'écoulement turbulent, un ensemble d'équations est nécessaire. L'équation de continuité pour la conservation de la masse dans la cloison :

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho U) = 0 \quad (1)$$

où ρ est la densité et U la vitesse des gaz

L'équation de la quantité de mouvement (équation de Navier-Stokes) pour le bilan des forces qui interviennent dans l'écoulement des gaz :

$$\frac{\partial(\rho U)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho U \otimes U) = -\nabla P + \nabla \cdot \tau + S_M \quad (2)$$

où S_M est le terme source du mouvement et le tenseur du cisaillement τ s'écrit :

$$\tau = \mu \left(\nabla U + (\nabla U)^T - \frac{2}{3} \delta \nabla \cdot U \right) \quad (3)$$

L'équation du mouvement s'écrit alors :

$$\begin{aligned} \frac{\partial(\rho U)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho U \otimes U) \\ = -\nabla P' + \nabla \cdot \left(\mu_{eff} \left(\nabla U + (\nabla U)^T - \frac{2}{3} \delta \nabla \cdot U \right) \right) + S_M \end{aligned} \quad (4)$$

où P' est la pression modifiée donnée par:

$$P' = P + \frac{2}{3} \rho k + \frac{2}{3} \mu_{eff} \nabla \cdot U \quad (5)$$

avec μ_{eff} , la viscosité effective, qui est la somme de la viscosité dynamique μ et la viscosité turbulente μ_t :

$$\mu_{eff} = \mu + \mu_t \quad (6)$$

avec :

$$\mu_t = C_\mu \rho \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (7)$$

où C_μ est une constante de la viscosité totale, k est l'énergie cinétique de la turbulence et ε est le taux de dissipation turbulente.

L'écoulement des gaz est considéré en trois dimensions dans le modèle de la cloison. Trois équations sont donc dérivées dans les trois directions de l'espace. La décomposition du terme $\vec{\nabla} \cdot (\rho \vec{U} \otimes \vec{U})$ donne :

$$\vec{\nabla} \cdot (\rho \vec{U} \otimes \vec{U}) = \begin{pmatrix} \frac{\partial}{\partial x}(\rho U_x U_x) + \frac{\partial}{\partial y}(\rho U_y U_x) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho U_z U_x) \\ \frac{\partial}{\partial x}(\rho U_x U_y) + \frac{\partial}{\partial y}(\rho U_y U_y) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho U_z U_y) \\ \frac{\partial}{\partial x}(\rho U_x U_z) + \frac{\partial}{\partial y}(\rho U_y U_z) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho U_z U_z) \end{pmatrix} \quad (8)$$

Les 3 équations du mouvement s'écrivent alors :

$$\begin{aligned} \frac{\partial(\rho U_x)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x}(\rho U_x U_x) + \frac{\partial}{\partial y}(\rho U_y U_x) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho U_z U_x) \\ = -\frac{\partial p}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial x} \mu \left(\frac{4}{3} \frac{\partial U_x}{\partial x} - \frac{2}{3} \frac{\partial U_y}{\partial y} - \frac{2}{3} \frac{\partial U_z}{\partial z} \right) \\ + \frac{\partial}{\partial y} \mu \left(\frac{\partial U_x}{\partial y} + \frac{\partial U_y}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \mu \left(\frac{\partial U_x}{\partial z} + \frac{\partial U_z}{\partial x} \right) + S_{M_x} \end{aligned} \quad (9)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial(\rho U_y)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x}(\rho U_x U_y) + \frac{\partial}{\partial y}(\rho U_y U_y) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho U_z U_y) \\ = -\frac{\partial p}{\partial y} + \frac{\partial}{\partial x} \mu \left(\frac{\partial U_x}{\partial y} + \frac{\partial U_y}{\partial x} \right) \\ + \frac{\partial}{\partial y} \mu \left(-\frac{2}{3} \frac{\partial U_x}{\partial x} + \frac{4}{3} \frac{\partial U_y}{\partial y} - \frac{2}{3} \frac{\partial U_z}{\partial z} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \mu \left(\frac{\partial U_y}{\partial z} + \frac{\partial U_z}{\partial y} \right) \\ + S_{M_y} \end{aligned} \quad (10)$$

$$\begin{aligned}
& \frac{\partial(\rho U_z)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x}(\rho U_x U_z) + \frac{\partial}{\partial y}(\rho U_y U_z) + \frac{\partial}{\partial z}(\rho U_z U_z) \\
& = -\frac{\partial p}{\partial z} + \frac{\partial}{\partial x} \mu \left(\frac{\partial U_x}{\partial z} + \frac{\partial U_z}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \mu \left(\frac{\partial U_y}{\partial z} + \frac{\partial U_z}{\partial y} \right) \\
& + \frac{\partial}{\partial z} \mu \left(-\frac{2}{3} \frac{\partial U_x}{\partial x} - \frac{2}{3} \frac{\partial U_y}{\partial y} + \frac{4}{3} \frac{\partial U_z}{\partial z} \right) + S_{M_z}
\end{aligned} \tag{11}$$

La solution des équations de conservation du mouvement précitées peut être effectuée numériquement seulement.

Un écoulement turbulent est un écoulement caractérisé par une variation aléatoire des variables de l'écoulement. Dans le but de déterminer le comportement turbulent d'un écoulement, des termes turbulents peuvent être trouvés en utilisant des modèles de turbulence. Différentes approches existent pour représenter un écoulement turbulent et résoudre les équations du mouvement [88]. Cependant, toutes les approches ne sont pas adéquates pour des applications industrielles telles que le four horizontal. La simulation numérique directe (DNS) a le désavantage de nécessiter une taille de maillages plus petits que la taille du plus petit tourbillon à considérer dans l'écoulement. Cette méthode est limitée à des écoulements avec un nombre de Reynolds faible où les petites et grandes échelles de tourbillons ne sont pas très écartées [150, 151].

Une autre méthode qui est celle des moyennes (spatiales ou temporelle) de Reynolds pour les équations de Navier-Stokes (RANS) considère des moyennes pour la fluctuation de la vitesse avec une quantité fluctuante autour de cette valeur moyenne [152]. Cette méthode peut être appliquée à certaines applications industrielles pour résoudre les équations de la conservation de la quantité de mouvement, mais dans le cas de la chambre

de combustion du four horizontal de cuisson, les variations de la température, la vitesse, la densité et la composition des gaz, dans le temps et dans l'espace, rendent cette méthode plus complexe et nécessite un grand nombre d'équations à résoudre.

Le modèle de turbulence le plus adapté à ce genre d'application (l'écoulement d'un gaz réactif dans les cloisons du four horizontal) est un modèle à deux équations qui est le modèle $k - \varepsilon$ [153]. Cette approche appartient à des méthodes appelées LES (Large Eddy Simulation) et met en évidence l'énergie cinétique de la turbulence k et la dissipation turbulente ε pour calculer les termes des contraintes de Reynolds.

Les valeurs de k et ε sont obtenues à partir des équations de Navier-Stokes telles que :

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho U k) = \nabla \cdot \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \nabla k \right] + P_k + P_{kb} - \rho \varepsilon \quad (12)$$

$$\frac{\partial(\rho \varepsilon)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho U \varepsilon) = \nabla \cdot \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \nabla \varepsilon \right] + \frac{\varepsilon}{k} (C_{\varepsilon 1} (P_k + P_{\varepsilon b}) - C_{\varepsilon 2} \rho \varepsilon) \quad (13)$$

où $C_{\varepsilon 1}$, $C_{\varepsilon 2}$, σ_ε , σ_k sont des constantes du modèle $k - \varepsilon$.

Écoulement proche de la paroi

À la frontière du domaine de la cloison, sur la paroi des briques réfractaires qui forment les murs, les entretoises et les chicanes, une équation de la couche limite est appliquée pour déterminer le régime d'écoulement dans cette région. Les solutions des équations de Navier-Stokes sont particulières dans ces zones de la géométrie. De ce fait, une approche simplifiée de l'estimation de la vitesse des gaz est utilisée pour calculer le profil de vitesse des gaz sur la couche mince proche des parois.

La couche limite est considérée comme une zone de gradient de vitesse et de température qui joue un rôle sur les transferts de masse et de la chaleur entre les gaz et les parois. Elle est d'une épaisseur très mince qui est déterminée par le rapport entre la vitesse principale tangentielle à la paroi et la vitesse de friction près de la paroi. Cette fonction est prise en compte par le sous-modèle de la cloison. L'expression de la vitesse près de la paroi s'écrit sous la forme logarithmique [154]:

$$u^+ = \frac{U_t}{u_\tau} = \frac{1}{\kappa} \ln(y^+) + C \quad (14)$$

où U_t est la vitesse et le terme y^+ exprime la distance adimensionnelle depuis la paroi (dans la couche limite) qui s'écrit de la manière suivante :

$$y^+ = \frac{\rho \Delta y u_\tau}{\mu} \quad (15)$$

et u_τ , la vitesse de friction du fluide s'écrit :

$$u_\tau = \left(\frac{\tau_\omega}{\rho} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (16)$$

avec τ_ω qui représente la contrainte du cisaillement du mur et Δy la distance à partir du mur.

Conservation de l'énergie (transfert thermique)

Le transfert de la chaleur dans le four est effectué par un bilan d'énergie global qui est représenté dans l'équation de l'énergie. Les modes de transfert thermique qui se produisent dans la cloison sont la convection forcée et le rayonnement, puisque les gaz

sont à haute température et leurs teneurs en dioxyde de carbone et en vapeur d'eau sont amenées à être élevées dû à la combustion du carburant et des matières volatiles.

$$\frac{\partial(\rho H_{tot})}{\partial t} - \frac{\partial P}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho U H_{tot}) = \nabla \cdot (\lambda \nabla T) + \nabla \cdot (U \cdot \tau) + U \cdot S_M + S_E \quad (17)$$

où H_{tot} est l'enthalpie totale du système.

L'équation globale de l'énergie décrit en général tous les phénomènes thermiques qui se passent dans le four.

Transfert de chaleur par convection

Le modèle de transfert de chaleur entre les gaz et les parois des murs réfractaire se fait par la détermination de la couche limite dynamique et thermique. Le transfert de la chaleur par convection comprend l'advection et la conduction dans la couche limite formée par l'écoulement près des parois. Cette approche donne une solution plus précise, comparée à d'autres approches qui considèrent une vitesse moyenne locale de l'écoulement et font l'estimation d'un coefficient de transfert par convection. L'absence de corrélations empiriques pour le calcul du Nusselt dans une géométrie tel que celle de la cloison pourrait générer des erreurs considérables pour l'estimation de la convection tandis l'approche utilisée dans le modèle de la cloison évite ces erreurs. La Figure 3.2 montre un schéma de la couche limite sur une paroi et le profil de température à travers elle.

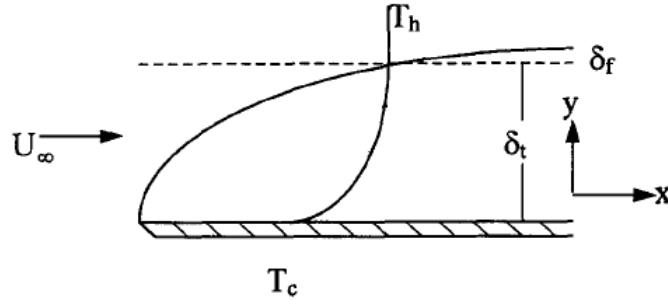


Figure 3.2. Schéma de la couche limite d'un écoulement [155]

Transfert de chaleur par rayonnement

Le modèle pour résoudre le transfert de chaleur par rayonnement dans la cloison est le modèle Monte-Carlo [156]. Il existe différentes approches pour modéliser le transfert radiatif en même temps que l'écoulement turbulent. Ces méthodes sont disponibles dans la bibliothèque des modèles de transfert radiatif de la chaleur de ANSYS-CFX [154]. L'équation du transfert radiatif comme montrée dans l'équation (18) est une équation intégrale. Sa solution doit prendre en compte les différents paramètres intrinsèques et leur intégral dans l'espace, le temps et les fréquences du rayonnement.

$$\frac{1}{c} \frac{\partial}{\partial t} I_\nu + \hat{\Omega} \cdot \nabla I_\nu + (k_{\nu,s} + k_{\nu,a}) I_\nu = j_\nu + \frac{1}{4\pi c} k_{\nu,s} \int_{\Omega} I_\nu d\Omega \quad (18)$$

La méthode Monte-Carlo est une méthode qui a été validée pour son utilisation dans le calcul du transfert thermique par rayonnement dans des applications industrielles depuis plusieurs années [157, 158].

Le modèle Monte-Carlo a été introduite par Metropolis et al. (1953) [159]. Vu son intérêt dans la simulation numérique du transfert radiatif, elle a constamment été utilisée dans divers algorithmes. Ce modèle est basé sur une méthode statistique du calcul numérique. Pour le transfert de la chaleur par rayonnement dans un milieu gazeux par

exemple, cette méthode consiste en la simulation de la trajectoire d'un grand nombre de photons à l'intérieur de ce milieu. Le flux transmis à travers ce milieu est alors calculé par le calcul du pourcentage des photons transmis [160]. Une fois la trajectoire des photons est connue, l'atténuation des photons obéit à la loi d'atténuation de Beer-Lambert [161]. L'atténuation dépend de la nature du milieu dans lequel les photons se propagent. Dans un milieu gazeux, le coefficient d'absorption et celui de dispersion jouent un rôle important dans l'estimation du flux radiatif transmis ou absorbé.

Dans le modèle de la cloison, le modèle de rayonnement est appliqué avec l'hypothèse de la participation du milieu (les gaz), car la teneur en vapeur d'eau et de dioxyde de carbone est importante avec la combustion des matières volatiles et du carburant. La participation du milieu au transfert de chaleur par rayonnement ne peut pas être négligée, notamment dans les sections où se produit la combustion. Sauf dans les sections de refroidissement, où les gaz sont très pauvres en vapeur d'eau et en dioxyde de carbone, le rayonnement est considéré entre les surfaces seulement.

Les coefficients radiatifs sont estimés à l'aide du modèle de la somme pondérée des gaz gris (Weighted-Sum-of-Gray-Gases Model) développé par Smith et al. (1982) [162].

La loi de Kirchhoff permet de considérer que l'absorptivité d'un gaz (α_g) équivaut à son émissivité (ε_g) [163] :

$$\alpha_g = \varepsilon_g \quad (19)$$

où ε_g est donnée par la loi de Beer-Lambert telle que:

$$\varepsilon_g = 1 - e^{-k_g L_c} \quad (20)$$

Quand la teneur en vapeur d'eau et en dioxyde de carbone devient prépondérante pour le transfert radiatif dans un mélange de gaz, le coefficient d'émissivité global du gaz dépend de l'émissivité de chaque fraction de CO₂ et de H₂O. À différentes températures, ces deux gaz se comportent différemment d'un point de vu thermique. L'émissivité totale du gaz (ε_g) dépend des émissivités des deux gaz comme exprimée dans l'équation suivante :

$$\varepsilon_g = \varepsilon_{H_2O} + \varepsilon_{CO_2} - \Delta\varepsilon \quad (21)$$

La température des gaz et les fractions molaires du CO₂ et du H₂O équivalente à la pression partielle de chaque gaz dans le mélange changent considérablement. Il est difficile de déterminer, pour chaque température et en fonction de la pression partielle qui change en permanence dû à la combustion, les émissivités respectives, ε_w et ε_c et le facteur de correction $\Delta\varepsilon$. Les travaux de Smith et al [162] donne une méthode grâce à laquelle une fonction polynomiale en fonction de la température et en fonction de la pression partielle de chaque gaz, permet d'estimer le coefficient d'émissivité de chaque gaz (CO₂ et H₂O), par la suite, l'émissivité totale du gaz. L'émissivité totale du gaz permet de trouver le coefficient d'absorption global du gaz.

L'équation pour calculer l'émissivité totale du gaz pour le modèle de la somme pondérée pour les gaz gris s'écrit :

$$\varepsilon_g = \sum_{i=0}^I a_{\varepsilon,i}(T) [1 - e^{-k_i P_i L_c}] \quad (22)$$

où $a_{\varepsilon,i}$ sont les facteurs de pondération du coefficient d'émissivité pour l'un des gaz gris qui sont basés sur la température des gaz. Le terme $[1 - e^{-k_i P L_c}]$ représente l'émissivité du gaz gris avec le coefficient d'absorption k_i multiplié par la pression partiel du gaz et de la longueur caractéristique du domaine des gaz, où i représente le nombre de composants du gaz gris. Le facteur pondéré pour $i = 0$ s'écrit :

$$a_{\varepsilon,0} = 1 - \sum_{i=1}^I a_{\varepsilon,i} \quad (23)$$

Pour $i = 0$, le coefficient d'absorption est considéré nul pour prendre en considération l'échange entre les surfaces.

La représentation de la dépendance des facteurs de pondération à la température est sous la forme polynomiale :

$$a_{\varepsilon,i} = \sum_{j=1}^J b_{\varepsilon,i,j} T^{j-1} \quad (24)$$

Plus en détails, l'expression polynomiale pour le coefficient d'émissivité du H_2O dans le mélange qui est exprimée en fonction de coefficients de pondération s'écrit :

$$\begin{aligned} \varepsilon_{H_2O} = & a_{1,H_2O}(1 - e^{-k_1 P_e L_c}) + a_{2,H_2O}(1 - e^{-k_2 P_e L_c}) \\ & + a_{3,H_2O}(1 - e^{-k_3 P_e L_c}) \end{aligned} \quad (25)$$

Et les coefficients de pondération en fonction de la température s'écrivent :

$$a_{1,H_2O} = b_{1,1,H_2O} + b_{1,2,H_2O} T_g + b_{1,3,H_2O} T_g^2 + b_{1,4,H_2O} T_g^3 \quad (26)$$

$$a_{2,H_2O} = b_{2,1,H_2O} + b_{2,2,H_2O}T_g + b_{2,3,H_2O}T_g^2 + b_{2,4,H_2O}T_g^3 \quad (27)$$

$$a_{3,H_2O} = b_{3,1,H_2O} + b_{3,2,H_2O}T_g + b_{3,3,H_2O}T_g^2 + b_{3,4,H_2O}T_g^3 \quad (28)$$

Pour le coefficient d'émissivité du CO₂ dans le mélange des gaz, il est exprimé par :

$$\varepsilon_{CO_2} = a_{1,CO_2}(1 - e^{-k_1P_cL_c}) + a_{2,CO_2}(1 - e^{-k_2P_cL_c}) + a_{3,CO_2}(1 - e^{-k_3P_cL_c}) \quad (29)$$

avec les coefficients de pondération en fonction de la température donnés par:

$$a_{1,CO_2} = b_{1,1,CO_2} + b_{1,2,CO_2}T_g + b_{1,3,CO_2}T_g^2 + b_{1,4,CO_2}T_g^3 \quad (30)$$

$$a_{2,CO_2} = b_{2,1,CO_2} + b_{2,2,CO_2}T_g + b_{2,3,CO_2}T_g^2 + b_{2,4,CO_2}T_g^3 \quad (31)$$

$$a_{3,CO_2} = b_{3,1,CO_2} + b_{3,2,CO_2}T_g + b_{3,3,CO_2}T_g^2 + b_{3,4,CO_2}T_g^3 \quad (32)$$

Les différents coefficients pour le calcul de l'émissivité sont présentés dans le Tableau

3.1 et sont obtenus par Smith et al. (1982) [162].

Tableau 3.1. Coefficients pour l'émissivité [162]

i	k_i	$b_{\varepsilon,i,1} \cdot 10^1$	$b_{\varepsilon,i,2} \cdot 10^4$	$b_{\varepsilon,i,3} \cdot 10^7$	$b_{\varepsilon,i,4} \cdot 10^{11}$
<i>CO₂, P_c → 0 atm</i>					
1	0.3966	0.4334	2.620	-1.560	2.565
2	15.64	-0.4814	2.822	-1.794	3.274
3	394.3	0.5492	0.1087	-0.3500	0.9123
<i>H₂O, P_c → 0 atm</i>					
1	0.4098	5.977	-5.119	3.042	-5.564
2	6.325	0.5677	3.333	-1.967	2.718
3	120.5	1.800	-2.334	1.008	-1.454

Le calcul du facteur de correction associé au mélange de vapeur d'eau et de dioxyde de carbone est illustré par Incorpera et DeWitt (2011) [163]. À différentes gammes de

température, la relation entre $L_c(p_{H_2O} + p_{CO_2})$ et $\frac{p_{H_2O}}{p_{H_2O} + p_{CO_2}}$ est mise en évidence pour déterminer le facteur de correction à apporter pour l'estimation du coefficient d'émissivité total du gaz. Pour les teneurs de CO_2 et H_2O disponibles dans la cloison du four pendant la cuisson des anodes, le facteur de correction a été estimé de la manière suivante :

$$\Delta\varepsilon = 0.05 (\varepsilon_{H_2O} + \varepsilon_{CO_2}) \quad (33)$$

Le coefficient d'émissivité du gaz s'écrit alors :

$$\varepsilon_g = \varepsilon_{H_2O} + \varepsilon_{CO_2} - 0.05 (\varepsilon_{H_2O} + \varepsilon_{CO_2}) \quad (34)$$

Le coefficient d'absorption total du gaz, soit k_g , s'écrit :

$$k_g = \frac{\ln(1 - 0.95(\varepsilon_{H_2O} + \varepsilon_{CO_2}))}{L_c} \quad (35)$$

Dans le modèle de la cloison (la chambre de combustion du four horizontal), la pression partielle du H_2O et du CO_2 est calculée pour chaque élément du maillage en fonction du temps. L'application du modèle de la somme pondérée pour les gaz gris afin d'évaluer le coefficient d'absorption total des gaz permet la prédiction du transfert par rayonnement avec la considération des variations dans tout le volume de la cloison en fonction du temps.

Conservation de la masse

La conservation des différentes espèces chimiques du mélange est représentée par l'équation générale du transfert de la masse. Le bilan des espèces chimiques qui sont

produites ou consommées durant la combustion des matières volatiles ou celle du carburant peuvent s'écrire avec l'équation du bilan (36). Cette équation met en évidence le terme diffusif et le terme convectif du transfert des espèces chimiques.

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho m f_i) + \nabla \cdot (\rho U m f_i) = -\nabla \cdot J_i + \dot{\omega}_i + Source\ i \quad (36)$$

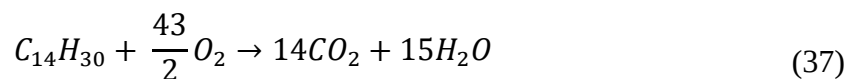
L'équation générale de conservation est implémentée dans le sous-modèle de la cloison afin de représenter le bilan des différentes espèces chimiques. Pour chaque fraction massique $m f_i$, le sous-modèle prédit leurs teneurs pour chaque élément de maille du domaine [154]. Les sources des différentes espèces chimiques sont expliquées par la combustion qui se produit dans la cloison et l'infiltration de l'air.

Dans la cloison du four horizontal, la combustion est l'un des paramètres les plus complexes à traiter. Le carburant injecté et les matières volatiles qui se dégagent des anodes interviennent dans la cloison à différentes périodes. En permanence, les conditions à l'intérieur de la cloison changent, donc les conditions disponibles pour la combustion changent aussi.

Combustion du carburant

Les fours de cuisson d'anodes en carbone sont approvisionnés par un carburant afin de mener le traitement thermique des anodes aux températures maximales voulues. La majorité des fours actuels fonctionnent avec le gaz naturel. Cependant, certains fours utilisent un carburant liquide comme par exemple des huiles issues du pétrole. L'huile est injectée par pulses dans la cloison par des injecteurs (bruleurs) à travers les ouvreaux de tel sorte à obtenir un écoulement à contre-courant entre les gaz et la chute de la goutte vers

le bas. La température des gaz dans la cloison est très élevée, la goutte d'huile s'évapore, se mélange avec les gaz et produit une flamme de diffusion. La teneur en carburant du mélange est très faible devant la teneur des autres gaz et elle change considérablement en fonction du temps à travers les différentes étapes de la cuisson. Contrairement aux fours industriels conventionnels où la chambre de combustion est alimentée en permanence avec un certain ratio air-carburant durant toute la période du fonctionnement du four, le four horizontal est caractérisé par la variation de la composition des gaz en fonction de la phase de cuisson. Le débit du carburant et le flux des matières volatiles sont différents à chaque étape de la cuisson. Dans le modèle de la cloison, la combustion est développée pour la combustion de l'huile lourde comme carburant. L'huile lourde est composée de plusieurs types d'hydrocarbure. Dans le modèle, elle est représentée par $C_{14}H_{30}$. Ses propriétés sont disponibles dans Chrysakakis et al. (2010) [164]. La combustion du carburant se fait selon l'équation :



Le modèle de la cloison ne prend pas en compte le changement de phase de l'huile après son injection. L'implémentation d'un modèle de changement de phase en plus de tous les phénomènes pris en compte alourdi les calculs. Une approche simplificatrice a été utilisée en déplaçant la condition aux limites pour l'injection du carburant. Les travaux de Widmann et al. [165] et Guella et al. [166] décrivent le comportement de gouttes de fluide en chute libre d'un point de vu changement de phase. La même approche a été utilisée dans le modèle de combustion de la cloison pour déterminer deux

positions situées au centre de la cloison et distribuées de manière à respecter les positions où les gouttes d'huile doivent s'évaporer complètement avant leur combustion.

Le taux de réaction pour la combustion du carburant prend compte l'effet de la turbulence $\left(\frac{\varepsilon}{k}\right)$, de la variation de la densité des gaz ρ en fonction de la température, de l'énergie d'activation de la réaction de combustion $(e^{\left(\frac{-E}{RT}\right)})$ et la température des gaz. L'équation du taux de réaction s'écrit :

$$\dot{\omega}_{C_{14}H_{30}} = k_{0,C_{14}H_{30}} \rho \left(\frac{\varepsilon}{k}\right) e^{\left(\frac{-E_{C_{14}H_{30}}}{RT}\right)} (mf_{C_{14}H_{30}})^{a_{C_{14}H_{30}}} (mf_{O_2})^{b_{C_{14}H_{30}}} \quad (38)$$

Les termes $(mf_{C_{14}H_{30}})^a$ et $(mf_{O_2})^b$ expriment respectivement la fraction massique du carburant et celle de l'oxygène dans le volume élémentaire du domaine des gaz, élevées à leurs ordre de réaction respectifs a et b.

Le calcul du taux de réaction du carburant permet de quantifier les sources des fractions massiques consommées et celles produites par la réaction de combustion. Ces termes sont ajoutés dans l'équation du bilan global des espèces chimiques et de l'énergie du modèle de la cloison.

Les équations des sources des espèces chimiques relatives à la combustion du carburant dans la cloison sont données par :

$$Source\ C_{14}H_{30} = -\dot{\omega}_{C_{14}H_{30}} \quad (39)$$

$$Source\ O_2 = -\frac{688}{198} \cdot \dot{\omega}_{C_{14}H_{30}} \quad (40)$$

$$Source\ CO_2 = \frac{616}{198} \cdot \dot{\omega}_{C_{14}H_{30}} \quad (41)$$

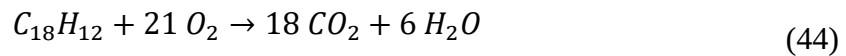
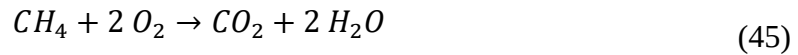
$$Source\ H_2O = \frac{270}{198} \cdot \dot{\omega}_{C_{14}H_{30}} \quad (42)$$

$$Source\ Chaleur = Source\ C_{14}H_{30} \cdot \Delta H_{C_{14}H_{30}} \quad (43)$$

où $\frac{688}{198}$, $\frac{616}{198}$ et $\frac{270}{198}$ sont les rapports stœchiométriques des espèces : O_2 , CO_2 et H_2O respectivement de la réaction de combustion du carburant.

Combustion des matières volatiles

Dans la phase de préchauffage des anodes, le brai qui contiennent les anodes subit des changements chimiques et physiques et dégage des matières volatiles. Le mécanisme du dégagement des matières volatiles va être expliqué en détail dans la partie relative au modèle de l'alvéole. Les matières volatiles dégagées sont aspirées dans la cloison due à la dépression créée par la rampe d'aspiration. Elles se mélangent avec les gaz de la cloison qui se trouve à haute température et brûlent en la présence d'oxygène. Les principales matières volatiles qui se dégagent des anodes sont le goudron, le méthane et l'hydrogène. Le goudron est un hydrocarbure de composition complexe qui peut avoir différentes compositions chimiques. Dans cette étude, la composition chimique du goudron est considérée $C_{18}H_{12}$ [167]. Les réactions de combustion relatives à chaque espèce des matières volatile s'écrivent comme suit :





Pour la combustion des matières volatiles, le taux de réaction de chaque espèce avec l'oxygène prend en considération les effets de la turbulence, la variation de la densité, l'énergie d'activation de combustion de chaque matière volatile et leurs concentrations avec celle de l'oxygène. Les équations du taux de combustion de chaque espèce des matières volatiles s'écrivent donc :

$$\dot{\omega}_{C_{18}H_{12}} = k_{0,C_{18}H_{12}} \rho \left(\frac{\varepsilon}{k} \right) e^{\left(\frac{-E_{C_{18}H_{12}}}{RT} \right)} (mf_{C_{18}H_{12}})^{a_{C_{18}H_{12}}} (mf_{O_2})^{b_{C_{18}H_{12}}} \quad (47)$$

$$\dot{\omega}_{CH_4} = k_{0,CH_4} \rho \left(\frac{\varepsilon}{k} \right) e^{\left(\frac{-E_{CH_4}}{RT} \right)} (mf_{CH_4})^{a_{CH_4}} (mf_{O_2})^{b_{CH_4}} \quad (48)$$

$$\dot{\omega}_{H_2} = k_{0,H_2} \rho \left(\frac{\varepsilon}{k} \right) e^{\left(\frac{-E_{H_2}}{RT} \right)} (mf_{H_2})^{a_{H_2}} (mf_{O_2})^{b_{H_2}} \quad (49)$$

L'équation générale du bilan de masse du modèle de la cloison contient de nouveaux termes sources due à la combustion des matières volatiles durant la phase du préchauffage. Un nouveau terme de source de chaleur est alors ajouté à l'équation du bilan d'énergie global du modèle de la cloison. Les termes source des différentes espèces chimique de la chaleur s'écrivent :

$$Source\ C_{18}H_{12} = -\dot{\omega}_{C_{18}H_{12}} \quad (50)$$

$$Source\ CH_4 = -\dot{\omega}_{CH_4} \quad (51)$$

$$Source\ H_2 = -\dot{\omega}_{H_2} \quad (52)$$

$$Source\ O_2 = -\frac{672}{228} \cdot \dot{\omega}_{C_{18}H_{12}} - \frac{64}{16} \cdot \dot{\omega}_{CH_4} - 8 \cdot \dot{\omega}_{H_2} \quad (53)$$

$$Source\ CO_2 = \frac{792}{228} \cdot \dot{\omega}_{C_{18}H_{12}} + \frac{44}{16} \cdot \dot{\omega}_{CH_4} \quad (54)$$

$$Source\ H_2O = \frac{108}{228} \cdot \dot{\omega}_{C_{18}H_{12}} + \frac{36}{16} \cdot \dot{\omega}_{CH_4} + 9 \cdot \dot{\omega}_{H_2} \quad (55)$$

$$Source\ Chaleur = Source\ C_{18}H_{12} \cdot \Delta H_{C_{18}H_{12}} + Source\ CH_4 \cdot \Delta H_{CH_4} + Source\ H_2 \cdot \Delta H_{H_2} \quad (56)$$

où $\frac{672}{228}$, $\frac{64}{16}$ et 8 sont les coefficients stœchiométrique de l'oxygène de la combustion du goudron du méthane et de l'hydrogène respectivement. $\frac{792}{228}$ et $\frac{44}{16}$ les coefficient de CO_2 pour les réaction du goudron et du méthane. Et enfin, $\frac{108}{228}$, $\frac{36}{16}$ et 9 sont les coefficients du H_2O de la combustion du goudron, du méthane et de l'hydrogène respectivement.

Infiltration de l'air

Dans les étapes où se déroule la combustion des matières volatiles, la pression relative dans les cloisons est négative. Cela aide, comme il a déjà été mentionné, à aspirer les matières volatiles vers les cloisons pour leur combustion. De plus, des infiltrations de l'air de l'extérieur dans les cloisons se produisent à cause de la non-étanchéité des cloisons. L'air infiltré est à la température ambiante des locaux du four et contient de l'oxygène.

Le modèle de la cloison prend en compte ce phénomène d'infiltration de l'air, et la fraction massique de toutes les espèces chimiques sont calculées en fonction de la quantité d'air infiltré. Les taux de combustion de chaque espèce chimique se trouvent alors ajustés en fonction des fractions massiques des différentes matières volatiles et de l'oxygène.

3-3-2. Le sous-modèle des solides

Le sous-modèle de l'alvéole se compose de plusieurs solides : les briques réfractaires qui constituent la cloison, le béton réfractaire qui se situe sur la cloison, les anodes en carbone et le coke de garnissage qui couvre et supporte les anodes dans l'alvéole. La géométrie de chaque partie est construite à part et connectée avec les autres géométries pour former toute la structure du modèle des solides. Dans toutes ses parties, le phénomène en commun à résoudre est le transfert de la chaleur par conduction. Durant le préchauffage et le chauffage maximal des anodes, la chaleur se transfère dans la direction à partir des gaz chauds vers les différents solides. Tandis que dans la partie du refroidissement, le transfert de la chaleur se fait dans la direction inverse, c'est-à-dire depuis les solides vers les gaz. En fonction du temps, les gradients de température changent de direction en fonction que les anodes sont chauffées ou refroidies. Il est très important de résoudre le phénomène du transfert thermique dans les solides en fonction du temps.

Dans le domaine relatif aux anodes en carbone, le phénomène de la dévolatilisation est considéré. Le profil de température dans les anodes et le taux de leur chauffage sont très importants pour la dévolatilisation. Dans ce qui va suivre, le modèle du transfert thermique

par conduction dans les solides est présenté, ensuite les équations qui régissent le dégagement des matières volatiles sont développées.

Le transfert thermique par conduction

La modélisation du transfert thermique en trois dimensions est une pratique assez courante [168]. En connaissant les conditions aux limites de chaque partie qui constitue le modèle des solides, l'équation basée sur la loi de Fourier est appliquée aux différents domaines avec différentes propriétés thermique ($\lambda(T), \rho(T), C_p(T)$). Les conditions aux limites de chaque partie sont calculées dans les parties avoisinantes. Les propriétés thermiques sont considérées comme variables en fonction de la température donc le phénomène de conduction est de nature non linéaire. La densité du flux de chaleur par conduction s'écrit de la manière suivante :

$$\vec{\varphi} = -\lambda \vec{\nabla} T \quad (57)$$

La décomposition spatiale de l'équation fondamentale de la conduction de la chaleur montre les gradients de température dans les trois directions et la génération de la chaleur; et la variation des propriétés thermique en fonction du solide considéré est en fonction de la température. L'équation s'écrit alors :

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \dot{S} = c_p(T) \frac{\partial T}{\partial t} \quad (58)$$

avec $\lambda(T)$, $\rho(T)$, $c_p(T)$ sont respectivement la conductivité thermique, la densité et la chaleur spécifique des différents solides en fonction de la température.

La dévolatilisation

La production des matières volatiles à partir des anodes durant la cuisson est un phénomène très important pour le fonctionnement du four horizontal. Dans la recherche bibliographique, il a été mentionné que la participation de la combustion de ces matières volatiles dans le bilan énergétique suscite beaucoup d'intérêts et son impact sur l'environnement si elles ne brûlent pas est important. L'implémentation des équations de la cinétique de la dévolatilisation permet, dans un premier temps, de prédire numériquement le taux de conversion de chaque espèce des trois principales composantes des matières volatiles. Cette conversion est calculée pour chaque point du maillage du domaine des anodes. Elle prend en considération la température et le taux de chauffage de chaque point durant la phase de préchauffage des anodes.

Le dégagement des matières volatiles obéit à un mécanisme réactionnel spécifique. La constant de réaction de chaque espèce chimique varie en fonction de la température selon la loi d'Arrhenius. L'expression générale pour la cinétique de conversion des matières volatiles s'écrit sous la forme [169]:

$$\frac{\partial X}{\partial t} = k_0 e^{\left(\frac{-E}{RT}\right)} (1 - X)^n \quad (59)$$

où X , k_0 , E et n sont respectivement le facteur de conversion, le facteur pré-exponentiel, l'énergie d'activation et l'ordre de réaction de la dévolatilisation.

Pour trouver le facteur de conversion de l'une des espèces chimiques, il faut intégrer cette équation en séparant les variables.

$$\int_{X_0}^X \frac{\partial X}{(1-X)^n} = \int_{t_0}^t k_0 e^{\left(\frac{-E}{RT}\right)} \partial t \quad (60)$$

En appliquant l'expression du facteur de conversion à chacune des matières volatiles qui se dégagent des anodes, on obtient pour $n \neq 1$:

$$X_{C_{18}H_{12}} = 1 - \left[k_{0,C_{18}H_{12}} \frac{\Delta T}{\Delta t} e^{\left(\frac{-E_{C_{18}H_{12}}}{RT}\right)} \Delta t (n_{C_{18}H_{12}} - 1) + (1 - X_{0,C_{18}H_{12}})^{1-n_{C_{18}H_{12}}} \right]^{\frac{1}{1-n_{C_{18}H_{12}}}} \quad (61)$$

$$X_{CH_4} = 1 - \left[k_{0,CH_4} \frac{\Delta T}{\Delta t} e^{\left(\frac{-E_{CH_4}}{RT}\right)} \Delta t (n_{CH_4} - 1) + (1 - X_{0,CH_4})^{1-n_{CH_4}} \right]^{\frac{1}{1-n_{CH_4}}} \quad (62)$$

$$X_{H_2} = 1 - \left[k_{0,H_2} \frac{\Delta T}{\Delta t} e^{\left(\frac{-E_{H_2}}{RT}\right)} \Delta t (n_{H_2} - 1) + (1 - X_{0,H_2})^{1-n_{H_2}} \right]^{\frac{1}{1-n_{H_2}}} \quad (63)$$

Pour $n = 1$, on obtient :

$$X_{C_{18}H_{12}} = 1 - \left[\exp \left(k_{0,C_{18}H_{12}} \frac{\Delta T}{\Delta t} e^{\left(\frac{-E_{C_{18}H_{12}}}{RT}\right)} \Delta t \right) \times (1 - X_{0,C_{18}H_{12}}) \right] \quad (64)$$

$$X_{CH_4} = 1 - \left[\exp \left(k_{0,CH_4} \frac{\Delta T}{\Delta t} e^{\left(\frac{-E_{CH_4}}{RT}\right)} \Delta t \right) \times (1 - X_{0,CH_4}) \right] \quad (65)$$

$$X_{H_2} = 1 - \left[\exp \left(k_{0,H_2} \frac{\Delta T}{\Delta t} e^{\left(\frac{-E_{H_2}}{RT}\right)} \Delta t \right) \times (1 - X_{0,H_2}) \right] \quad (66)$$

Le modèle global est construit à l'aide du logiciel ANSYS-CFX, cet outil de calcul est dédié aux calculs en transfert de chaleur, d'écoulement et des milieux réactifs fluides. Le calcul de la conversion des matières volatiles dans les anodes nécessite l'utilisation de routines additionnelles en FORTRAN, car le code ANSYS-CFX ne prend pas en compte des milieux réactifs solides. De plus, l'expression pour calculer le taux de conversion des matières volatiles met en équation les termes de la température et du taux de conversion du pas de temps précédent. Pour effectuer ce genre de calcul, l'utilisation de routines en Fortran est plus appropriée. Pour chaque espèce chimique des matières volatile, une routine en FORTRAN a été implémentée. Le code ANSYS-CFX calcul le profil de température dans les anodes pour chaque pas de temps. Ce profile de température est communiqué aux routines FORTRAN pour calculer le taux de dégagement des matières volatiles. Ce dernier est communiqué au modèle global qui fonctionne simultanément et est utilisé pour le calcul de la condition limite de débit de matières volatiles aux interstices de la cloison (ouvertures entre les briques réfractaires). Le sous-modèle de la combustion calcul, en fonction de la quantité des matières volatile, le taux de combustion dans le modèle des gaz.

La Figure 3.3 montre l'organigramme général de la routine FORTRAN pour le calcul de la conversion du taux de la dévolatilisation qui communique avec le modèle global fait avec le code ANSYS-CFX.

Pour chaque itération et chaque pas de temps du calcul, le modèle global calcul la température pour tous les nœuds du maillage de la géométrie des anodes, cette

information est envoyée au programme FORTRAN. Ce dernier retient les valeurs précédentes de la température et du taux de conversion dans le but de calculer la dévolatilisation pour le pas de temps suivant de la simulation. Cette opération se poursuit durant la simulation de la phase de préchauffage.

Les coefficients k_0 , E et n de l'équation (59) dépendent de la cinétique de réaction de chaque espèce chimique des matières volatiles. Ils sont déterminés expérimentalement à travers une étude thermogravimétrique et l'analyse chromatographique des gaz issus de la cuisson des anodes [170].

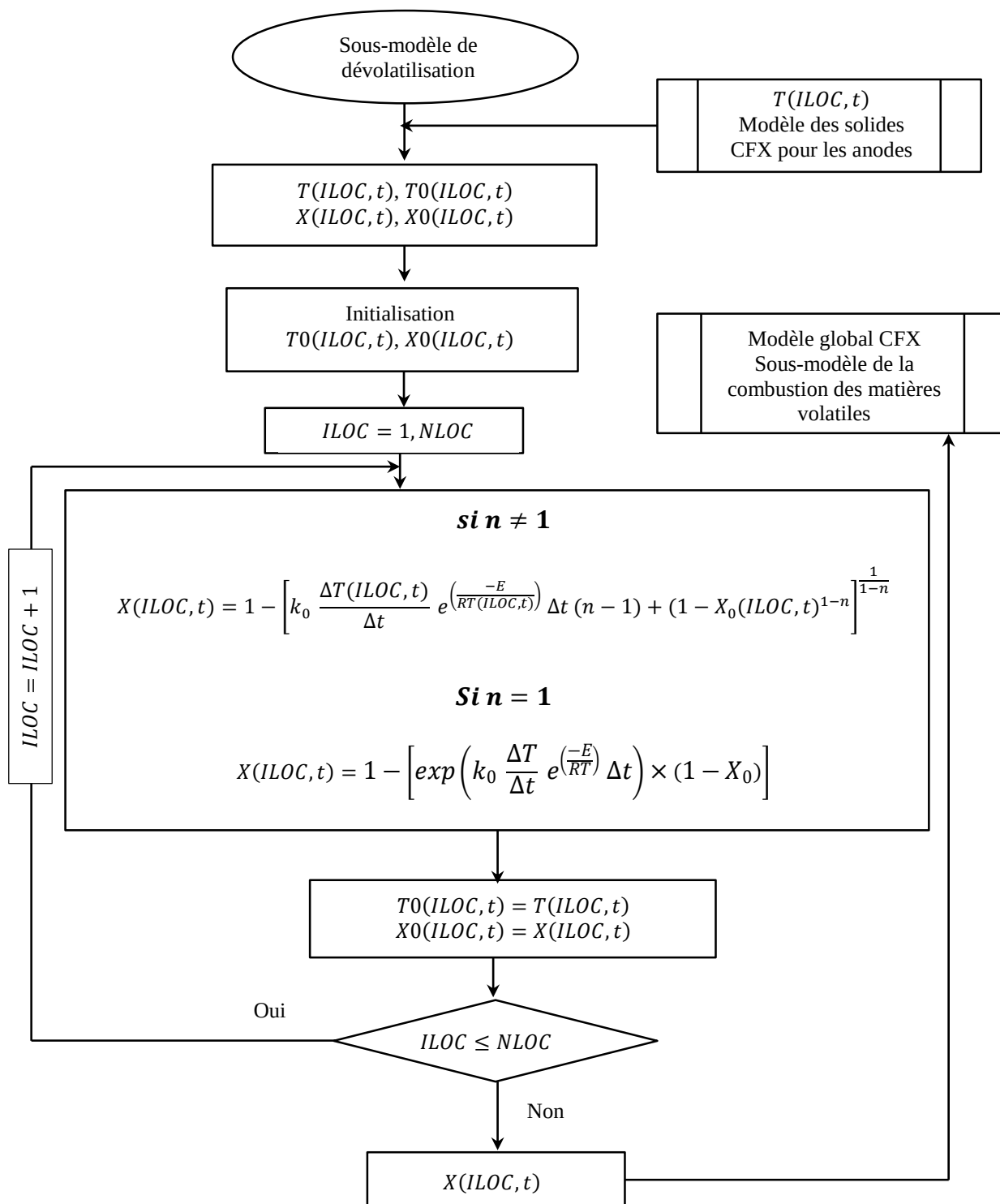


Figure 3.3. Organigramme des routines Fortran pour le calcul du taux de conversion des matières volatiles.

ILOC représente un nœud du maillage du domaine des anodes. NLOC est le nombre total de nœuds du maillage du domaine des anodes. X0 et T0 représentent respectivement le taux de conversion et la température d'un nœud du maillage du pas de temps précédent le pas de temps simulé.

3-3-3. Pertes thermiques

Les pertes thermiques du four durant son fonctionnement sont importantes. Le modèle mathématique transitoire 3D prend en compte ces pertes de chaleur. Principalement les pertes se font par convection en haut et en bas du four et par rayonnement le haut du four. Les surfaces latérales du four subissent aussi des pertes de chaleur surtout par convection. Dans le modèle développé, la demi-cloison et la demi-alvéole sont considérés comme étant situées loin des extrémités du four pour simplifier le cas. Néanmoins, les pertes sont importantes et ne peuvent pas être négligées. Dans la pratique, la quantité de carburant consommée dans les cloisons qui se situent à l'extrémité du four est plus importante pour compenser la perte de chaleur des surfaces latérales du four durant la cuisson. La quantité de carburant injectée est gérée par un contrôleur pour ajuster la température des gaz. Le modèle transitoire 3D ne prend pas en compte ce détail d'opération du four de cuisson et c'est pour cette raison que la cloison et l'alvéole simulée sont considérés loin de l'extrémité du four.

Les pertes de chaleur sont introduites dans le modèle comme des conditions aux limites mais leur rôle dans le bilan thermique est très important, donc ils sont traités à part dans cette partie. Le flux de la chaleur totale perdu est exprimé dans le modèle à l'aide d'un coefficient de perte total h_{total} . L'expression du flux de chaleur est issue de la loi de Newton telle que :

$$\dot{q} = h_{total} A (T_{surface} - T_{\infty}) \quad (67)$$

où T_{∞} correspond à la température de l'environnement.

La valeur de h_{total} regroupe le coefficient de perte par convection et par rayonnement.

$$h_{total} = h_{convection} + h_{rayonnement} \quad (68)$$

Dans le modèle global 3D, cette formule est appliquée à chaque surface que ce soit la surface haute du coke de garnissage, la surface haute de la dalle en béton réfractaire ou la surface basse du four. À chaque position, la température respective de chaque surface est considérée en fonction du temps.

Les pertes par convection

Les pertes de chaleur par convection se font en mode de convection naturel. Le flux de chaleur perdu dépend de la température transitoire de la surface, celle du milieu et du coefficient de transfert convectif. Pour le four de cuisson, la perte se fait sur des surfaces horizontales exposée à l'air. Le modèle est défini par l'estimation du coefficient $h_{convection}$ spécifique à la convection naturelle tel que.

$$h_{convection} = \frac{Nu L_c}{\lambda_{air}} \quad (69)$$

avec Nu le nombre de Nusselt qui est le rapport de la chaleur transférée par convection à la chaleur transférée par conduction. Ce nombre se calcul comme suit pour le cas de la convection naturelle sur le four de cuisson des anodes tel que :

$$Nu = 0.15 Ra^{\frac{1}{3}} \quad (70)$$

Ra est le nombre de Rayleigh qui permet de définir le mode du transfert de chaleur dans un fluide. Si $Ra < 2000$ le transfert par conduction est dominant, mais si $Ra > 2000$ le transfert se fait par convection naturelle. Le nombre de Prandtl représente le rapport entre la diffusivité de quantité de mouvement et la diffusivité thermique ($C_p \mu / k$).

$$Ra = Gr Pr \quad (71)$$

Gr est le nombre de Grashof et Pr est le nombre de Prandtl.

$$Ra = \frac{g \rho \beta (T_s - T_\infty) L_c^3}{\mu^2} Pr \quad (72)$$

Durant toute la durée de la cuisson des anodes, la température des surfaces change considérablement. L'ordre de grandeur du nombre de Rayleigh est $Ra \approx 10^9$ durant toute la cuisson des anodes. Le transfert de la chaleur vers l'air ambiant du four se fait principalement par convection naturelle.

Les pertes par rayonnement

L'estimation de la perte de chaleur par rayonnement est déterminée aussi à l'aide d'un coefficient de transfert de chaleur analogue à celui utilisé pour le calcul du transfert de la chaleur par convection. Cette approche est considérée comme une approche représentative des pertes thermiques par rayonnement à basse température et évite la considération des échanges thermiques par rayonnement en détail entre l'environnement du four et la surface du four, qui peut être très complexe. Le flux de chaleur échangé entre une surface et l'environnement s'exprime de la manière suivante :

$$\dot{q} = \sigma A \varepsilon (T_s^4 - T_\infty^4) \quad (73)$$

Cette équation peut aussi être écrite sous la forme :

$$\dot{q} = \sigma A \varepsilon (T_s^2 + T_\infty^2)(T_s + T_\infty)(T_s - T_\infty) \quad (74)$$

Par similitude avec la loi de Newton, le coefficient d'échange radiatif s'écrit :

$$h_{\text{rayonnement}} = \sigma \varepsilon (T_s^2 + T_\infty^2)(T_s + T_\infty) \quad (75)$$

Ainsi, le transfert de la chaleur par rayonnement au niveau des surfaces du four de cuisson dépend principalement des températures des surfaces elles-mêmes et de la température des surfaces autour du four. La température au-dessus des cloisons atteint les valeurs maximales durant la phase du chauffage maximal des anodes, les pertes par rayonnement sont dominantes dans cette phase de la cuisson.

3-4. Stratégie de résolution

Le four horizontal en entier est de très grandes dimensions. Chaque section contient plusieurs cloisons et alvéoles, et pour former tout le four, un grand nombre de sections sont disposées en série dans deux lignes parallèles. La représentation du four en entier pour la modélisation des phénomènes de la cuisson est complexe. La taille globale du four en entier est de plusieurs dizaines de mètres et certains détails sont de l'ordre de seulement quelque millimètre. Il est donc difficile de représenter en même temps toute la grandeur du four et les détails géométriques qui le constituent. Cependant, le modèle prend en compte la moitié d'une cloison et la moitié d'une alvéole pour reproduire les phénomènes qui se passent dans toutes les sections du four mais à différents intervalles de temps. Pour certaines applications du modèle, comme par exemple la déformation des

cloisons et celle des alvéoles, le modèle est appliqué à la géométrie de toute la cloison et de l'alvéole en entier. Cette approche est utilisée car la déformation est de nature asymétrique, il n'est pas possible d'observer un quelconque plan de symétrie. Néanmoins, la modélisation du four se limite là aussi à une alvéole et deux cloisons d'une section donnée du four.

La Figure 3.4 montre les schémas des deux parties considérées dans le modèle et le domaine symétrique pris en compte pour la modélisation du four. On peut y voir aussi les phénomènes les plus importants qui sont inclus dans chacun des sous-domaines.

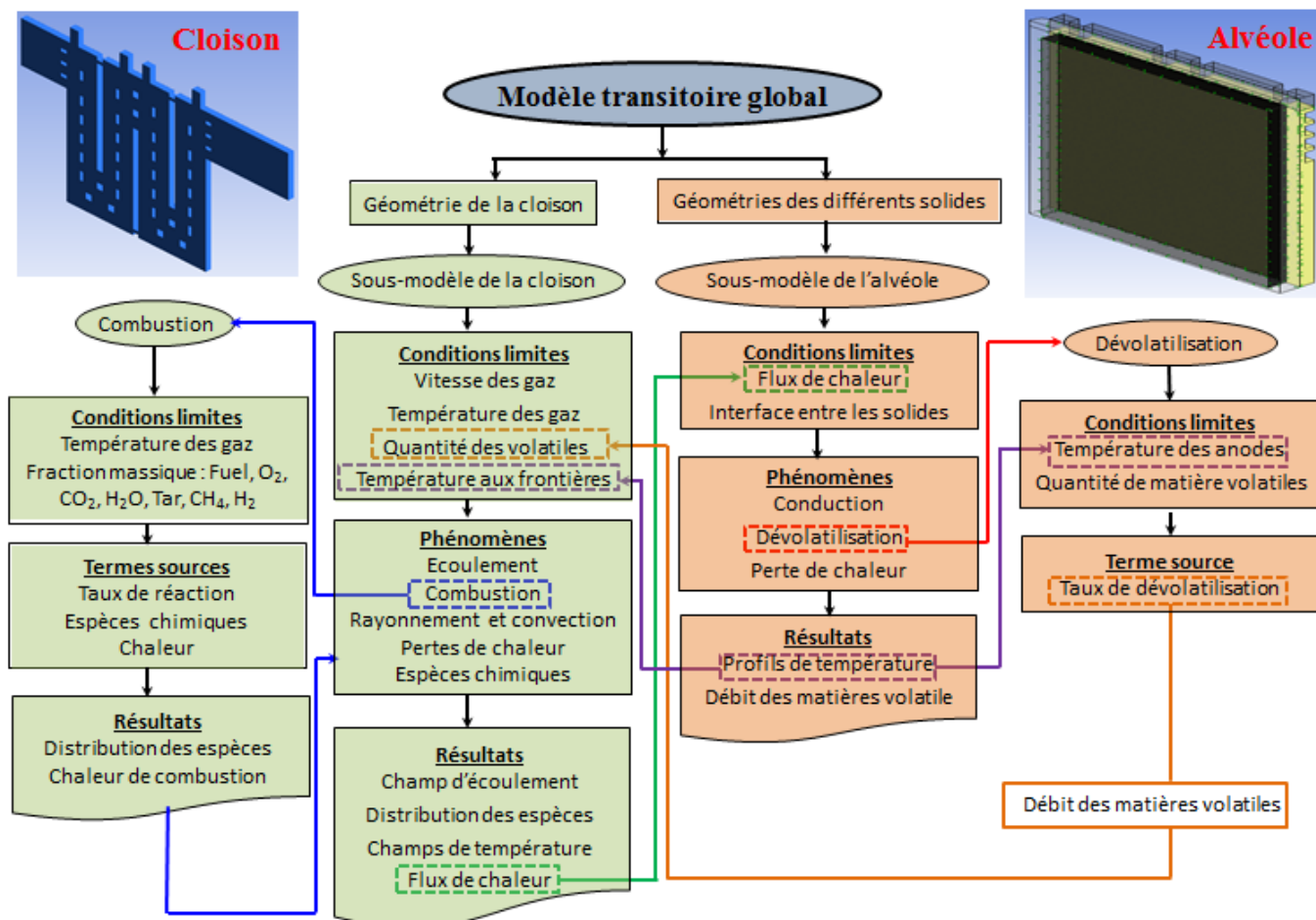


Figure 3.4. Organigramme du modèle mathématique transitoire global

Les équations aux dérivées partielles qui régissent les phénomènes qui se passent dans le four horizontal de cuisson d'anodes sont résolues à l'aide du code de calcul ANSYS-CFX [149]. Pour un cas particulier, celui de la conversion des matières volatile, des routines en FORTRAN ont été implémentées afin de résoudre les équations de conversion pour chaque espèce chimique qui se volatilise des anodes.

Les modèles mathématique 3D en général fournissent la possibilité de solutionner un problème en intégrant le plus précisément ses représentations topologiques et géométrique des domaines considérés dans le modèle. Les variations physiques dans lesquelles le modèle évolue varient en fonction des dimensions et du design du système. Cette représentation géométrique détaillée est devenue possible et plus simple grâce à la technologie CAD (Computer-Aided Design – Conception Assistée par Ordinateur) disponible depuis plusieurs années [98].

Le modèle 3D est construit à l'aide de l'interface ANSYS-WORKBENCH [99] qui permet la représentation détaillée de chaque partie qui constitue le four et qui sont couplés en un domaine global construit de plusieurs sous-domaines. Ce couplage est réalisé à l'aide d'une table de connectivité entre les nœuds aux limites du maillage de chacun des sous-domaines [100].

Deux géométries correspondant à deux fours horizontaux ont été utilisées pour construire le modèle 3D du four horizontal. La première est toujours sous protection de la propriété intellectuelle du partenaire industriel. Les prédictions du modèle faites avec cette géométrie ont été validées grâce au mesure effectuées sur le four pendant son fonctionnement. Une fois les équations du modèle validées et confirmées, une autre

géométrie disponible dans la littérature [143] a été utilisée pour effectuer des études paramétriques et appliquer le modèle mathématique transitoire 3D pour simuler la cuisson des anodes dans ce four.

Le Tableau 3.2 montre les caractéristiques géométriques qui ont été utilisées dans un modèle 3D d'un four horizontal de cuisson dans la littérature [143]. Ces caractéristiques géométriques sont aussi utilisées dans le travail de recherche actuel.

Tableau 3.2. Dimensions de la géométrie du four auquel le modèle est appliqué [143]

	Longueur (m)	Largeur (m)	Hauteur(m)
Cloison	5	0.30	4.5
Alvéole	5	0.72	4.5

3-4-1. Méthodes de résolution

Les phénomènes régissant le fonctionnement du four sont décrits avec des équations aux dérivées partielles non linéaires. La solution analytique de ces équations n'existe que pour des cas simples avec des conditions bien déterminées. Pour le cas du four horizontal, le nombre de phénomènes est important, ainsi que les conditions sont variables. Les équations sont donc discrétisées selon des schémas numériques afin d'approcher les solutions des équations dans l'espace et dans le temps. Dans cette partie, des généralités sur les méthodes de résolution utilisées pour modéliser le fonctionnement du four sont décrites. Ces méthodes sont disponibles dans le solveur du logiciel commercial utilisé ANSYS-CFX.

Discrétisation spatiales

ANSYS-CFX est basé sur la méthode des volumes finis. Cette méthode permet de résoudre toutes les équations de conservation (conservation de la quantité de mouvement,

de l'énergie et de la masse) et toutes les équations algébriques (propriétés thermophysiques et autres) sur un domaine préalablement discrétisé en volumes élémentaires. Le maillage est tridimensionnel, les champs des solutions sont approximés aux points d'intégration du maillage. Différentes fonctions de discrétisation géométriques sont disponibles dans ANSYS-CFX. La plus courante est la fonction à forme tri-linéaire. Cette fonction offre différentes formes de maillage élémentaire. Les formes disponibles sont : hexaédriques, tétraédriques, pyramidales et celle dites de coins. Les différents domaines qui constituent le four horizontal ont été discrétisés à l'aide de cette fonction du maillage. La capacité de cette fonction à s'adapter à toutes les géométries semble appropriée pour discrétiser les domaines du four. L'utilisation de fonctions de maillage structuré nécessite l'utilisation d'éléments de tailles plus petites, ce qui résulte en des tailles de fichier du maillage plus grandes vu la taille considérable du domaine du four [111].

Discrétisation temporelle

Pour la solution transitoire des différentes équations, un schéma de discrétisation temporel est nécessaire. Autre le schéma explicite et implicite couramment utilisés dans ce genre de pratique. ANSYS-CFX est basé sur une méthode semi-implicite appelé SIMPLE (Semi-Implicit Method for Pressure Linked Equations). Cette méthode est adaptée pour résoudre les équations aux dérivées partielles non-linéaires comme celle de la conservation de la quantité de mouvement, celle de l'énergie et celle de la masse. Ces équations sont liées entre elles. La Figure 3.5 montre un organigramme du mécanisme de solution de l'équation de la quantité de mouvement par cette méthode.

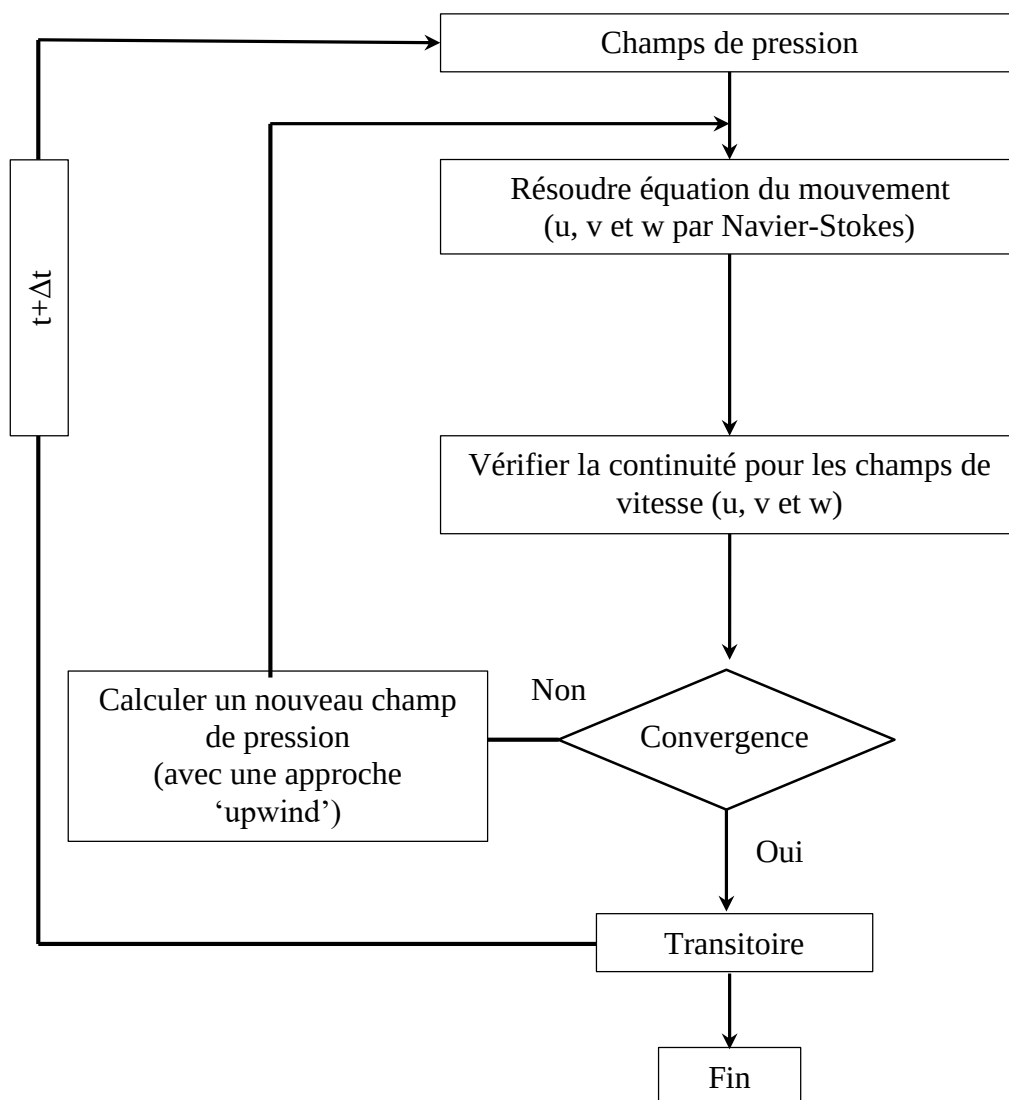


Figure 3.5 Organigramme de la solution de l'équation de la quantité de mouvement [111]

3-3-2. Le couplage des deux sous-modèles

En général, la modélisation mathématique des systèmes qui se composent de plusieurs domaines de natures physiques différentes (fluide ou solide), de propriétés thermophysiques incompatibles et où des phénomènes complètement différents se produisent, le couplage entre différents sous-domaine ou sous-modèle est une pratique assez courante. Comme c'est le cas dans le four horizontal de cuisson d'anodes (plusieurs domaines de

nature et de propriétés différentes). Les résultats ou les phénomènes qui se passent dans chaque domaine sont incompatibles avec ceux des autres. Dans la cloison, le transfert de chaleur se fait par convection et par rayonnement, tandis que dans les solides, la chaleur est transférée par conduction. Cependant, les conditions aux limites des solides sont directement liées aux gaz et vice versa. Une approche de couplage qui se fait à l'interface des deux domaines (appelée 'surface de contrôle' dans le logiciel) est utilisée pour réaliser la connexion à travers une interface. L'approche est appelée GGI (General Grid Interface) [154].

Stratégie du couplage

L'utilisation d'une interface de connectivité entre différents domaines est très courante dans la modélisation avec différents domaines ou des conditions aux limites périodiques [171]. L'algorithme utilisé dans ANSYS-CFX pour considérer l'interface est celui dit d'intersection générale (General Intersection Algorithm). Cet algorithme offre la possibilité de connexion même si le maillage n'est pas le même et qu'il y'a un décalage entre les nœuds de chaque maillage des deux côtés de l'interface. L'interface est basée sur les principes de conservation [172] de l'énergie, de la quantité de mouvement et de la masse des deux côtés de l'interface et le schéma numérique est implicite [154].

Convergence de la solution dans les deux sous-modèles

Le traitement numérique de l'interface est complètement implicite. Elle n'affecte pas la solution globale du modèle ni la convergence de la solution. Les flux de surfaces à travers chaque côté de l'interface sont discrétisés en fonction d'une variable dépendante des nœuds du maillage et en fonction des variables et des équations de la surface de

contrôle considérée. L'utilisation d'interfaces pour la modélisation de plusieurs domaines en même temps nécessite plus de mémoire et de capacité de calcul. Le temps de calcul est augmenté dû au traitement des variables additionnelles des interfaces.

Le calcul de la solution à l'interface se fait par la discrétisation des flux de surface le long de chaque côté de l'interface en fonction des variables dépendantes des nœuds du maillage et en fonction des équations et des variables de contrôle des surfaces. Chaque phénomène des deux côtés de l'interface est discrétisé en utilisant une approche standard de discrétisation de flux, mais les variables dépendantes des nœuds du maillage de l'interface et les variables de surface sont intégrées aux équations discrétisées. Les équations du bilan sont écrites pour les variables d'interfaces à partir des flux participants des deux côtés et elles sont appelées équation de contrôle de surfaces. Elles sont différentes de celle du contrôle de volume utilisée dans le reste du domaine. Cette approche est appelée ainsi du fait qu'elle fait le bilan de surface d'un phénomène se passant à la limite du domaine.

La Figure 3.6 montre un aperçu de la section du système couplé du four horizontal. Le maillage de chacune des parties qui forme le four de cuisson est fait à part, en respectant la même longueur caractéristique des éléments du maillage. Les nœuds à la frontière des domaines en contact ne coïncident pas comme illustré à la Figure 3.6.

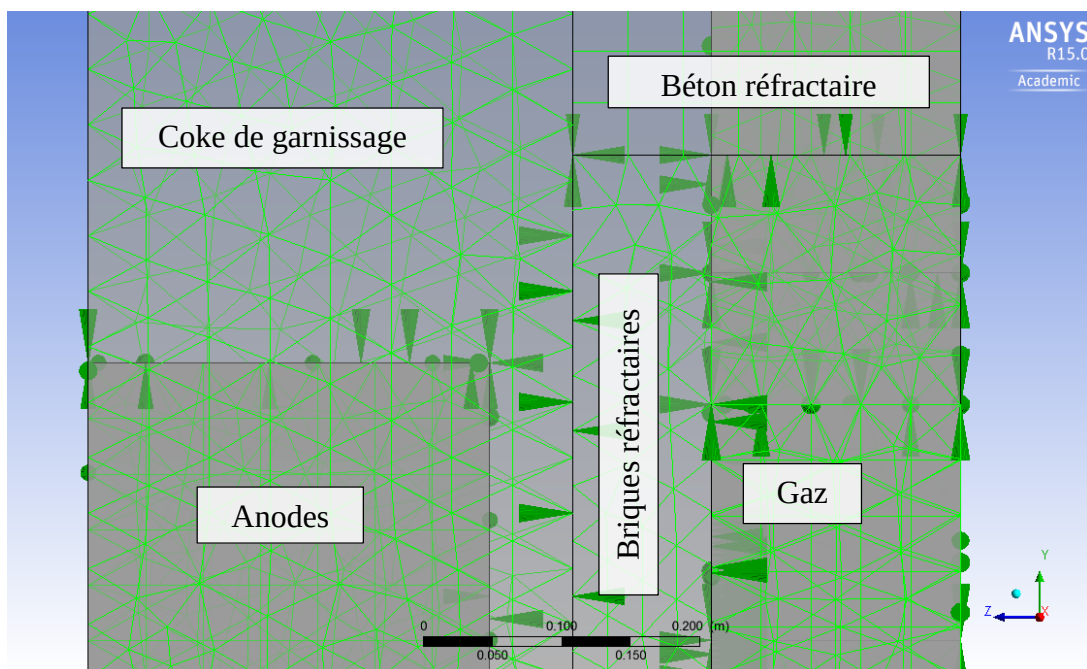


Figure 3.6. Schéma de la connectivité du maillage des différents domaines via des interfaces

3-5. Conditions aux limites et propriétés thermophysiques

Le fonctionnement du four horizontal ne peut pas être considéré comme stationnaire. Les phénomènes impliqués sont très variables en fonction du temps et ne montrent pas une quelconque stabilité en termes de variation des paramètres. Durant toute la période de cuisson des anodes, les conditions limites changent considérablement dans le temps et en fonction de la phase de cuisson que subissent les anodes. Ce mode de fonctionnement rend la nécessité de considérer les conditions aux limites du four avec le plus de précision possible en fonction du temps pour pouvoir observer tous les changements qui se produisent durant la cuisson des anodes. Dans ce qui suit, une description est présentée des différentes conditions aux limites et propriétés du four qui sont utilisés pour la modélisation du four horizontal.

3-5-1. Conditions aux limites des gaz

Pour le domaine des gaz où l'écoulement des gaz, la combustion du carburant et des matières volatiles et les différents phénomènes thermiques se produisent, à différentes phases de la cuisson (préchauffage, chauffage et refroidissement), différentes conditions sont appliquées. La Figure 3.7 montre à différentes étapes de la cuisson les différentes conditions aux limites qui s'appliquent à la cloison. Le tableau de la Figure 3.7 montre les détails des liens entre les différentes sections en termes de conditions aux limites le long de tout le feu.

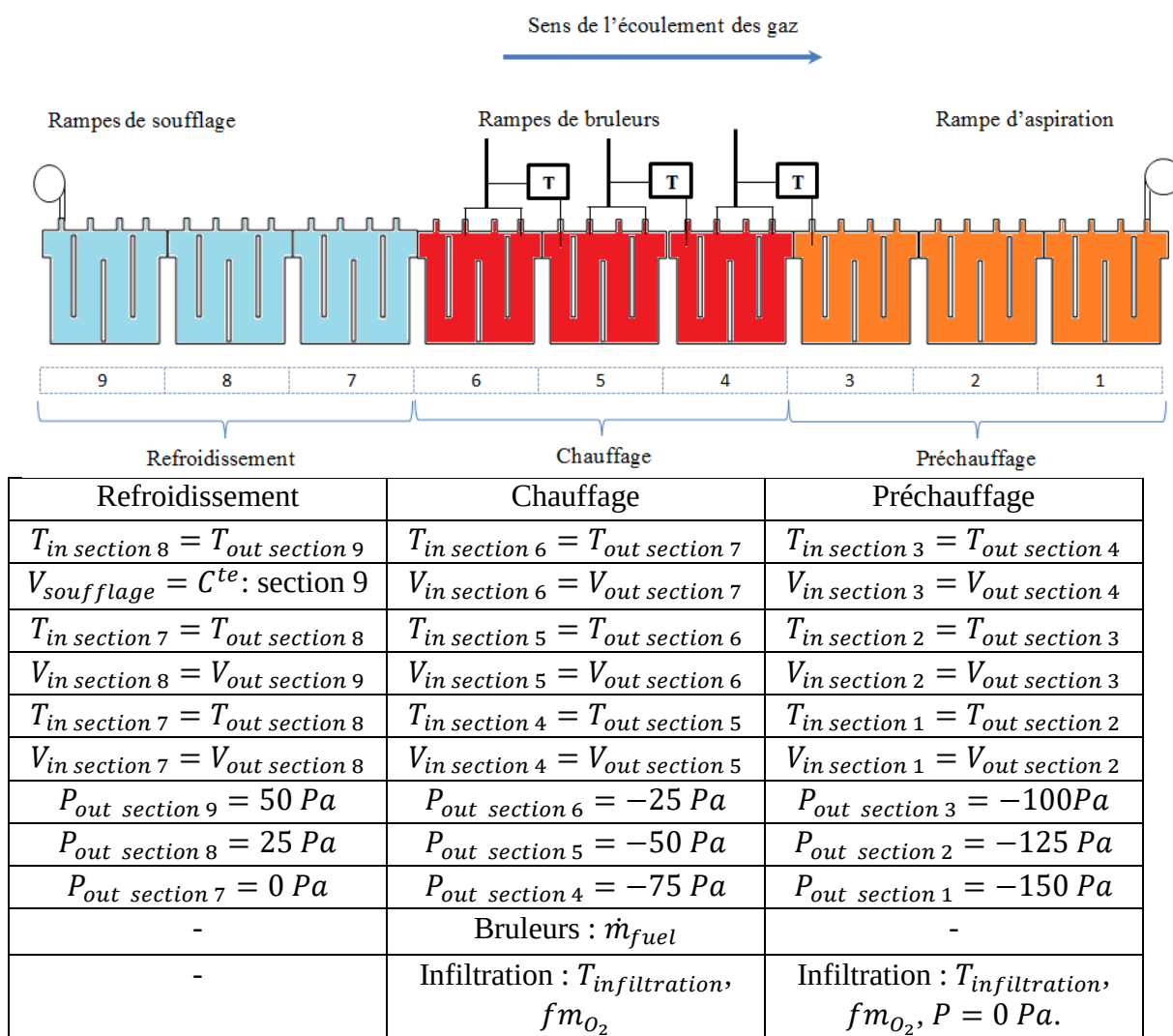


Figure 3.7 Schéma du feu de cuisson avec les conditions aux limites pour chaque phase de cuisson

Le cycle de cuisson en entier des anodes contient plusieurs séquences ou phases traduites par la permutation des différentes rampes. En plus de cette caractéristique, pendant chaque phase, les conditions à l'entrée de la cloison changent en termes de la température et de la composition des gaz. Les conditions à l'entrée des cloisons sont transitoires et elles sont exprimées dans le modèle global sous une forme d'expressions polynomiales en fonction du temps.

La Figure 3.8 montre la géométrie de base de la cloison du four horizontal sur laquelle le modèle mathématique transitoire 3D est appliqué [143]. Sur ce schéma, les différentes conditions aux limites sont montrées. Les deux côtés de la cloison sont affichés afin de montrer les détails sur les positions où les conditions aux limites sont imposées.

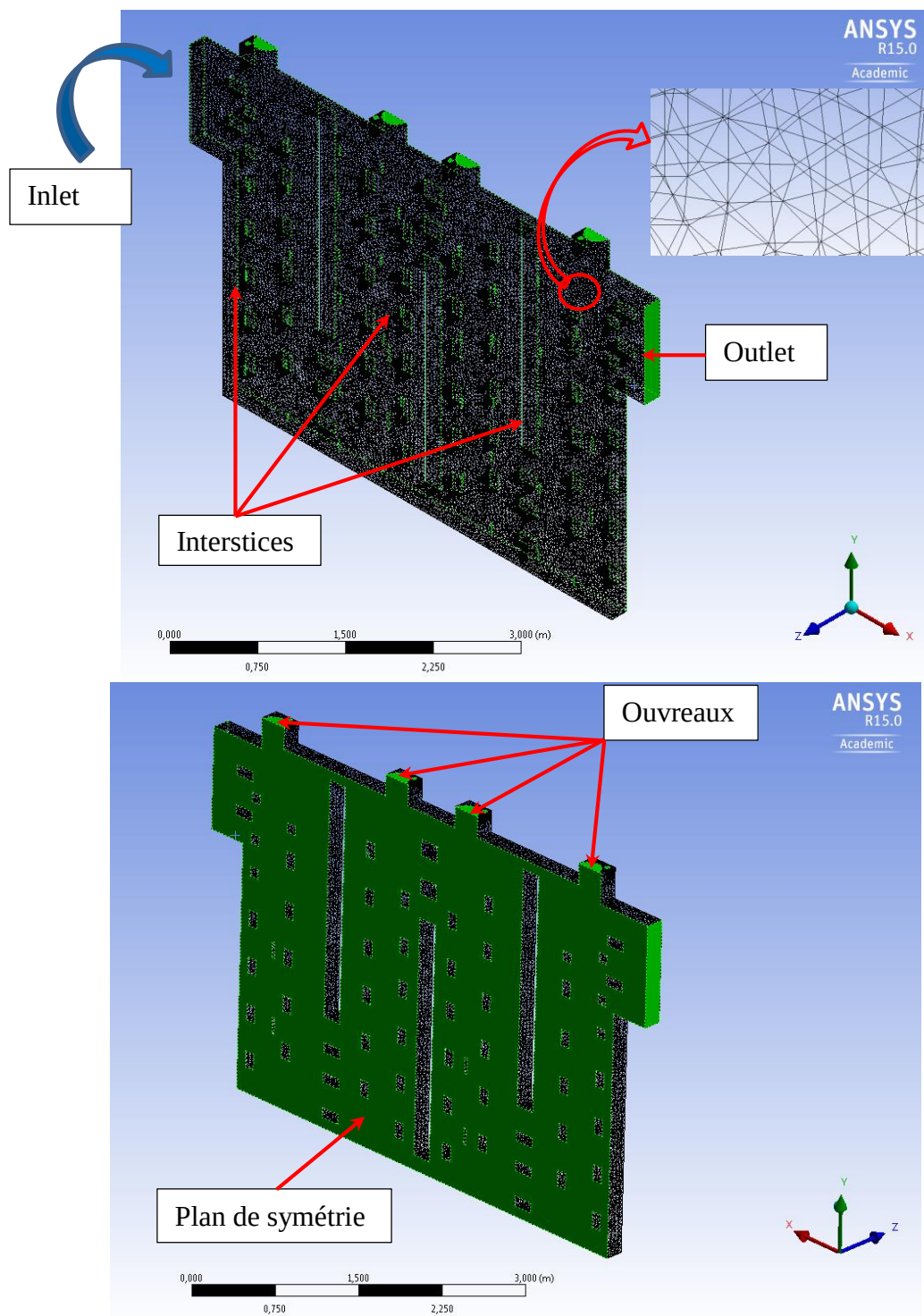


Figure 3.8. Maillage et conditions aux limites du modèle de la cloison

3-5-2. Conditions aux limites des solides

Le côté des solides du four horizontal se composent de différents matériaux et sont exposés à différentes conditions aux limites. Chaque solide est défini comme étant un domaine indépendant avec une table des propriétés spécifiques à chaque matériau.

Les briques réfractaires qui constituent la cloison sont en contact avec les gaz d'un côté et le coke de garnissage de l'autre côté. La cloison est posée sur une fondation en béton et un couvercle en béton réfractaire est situé sur le dessus. Les conditions aux limites du domaine des briques réfractaires sont calculées par le modèle dans chacun des domaines adjacents aux briques réfractaires. Au côté bas, les conditions aux limites pour les pertes de chaleur du four sont appliquées, tandis que pour le côté haut des briques, les conditions à la limite sont calculées dans le domaine du béton réfractaire.

La Figure 3.9 montre le maillage et les principales localisations des conditions aux limites imposées au domaine des briques réfractaires et leurs considérations dans le modèle global.

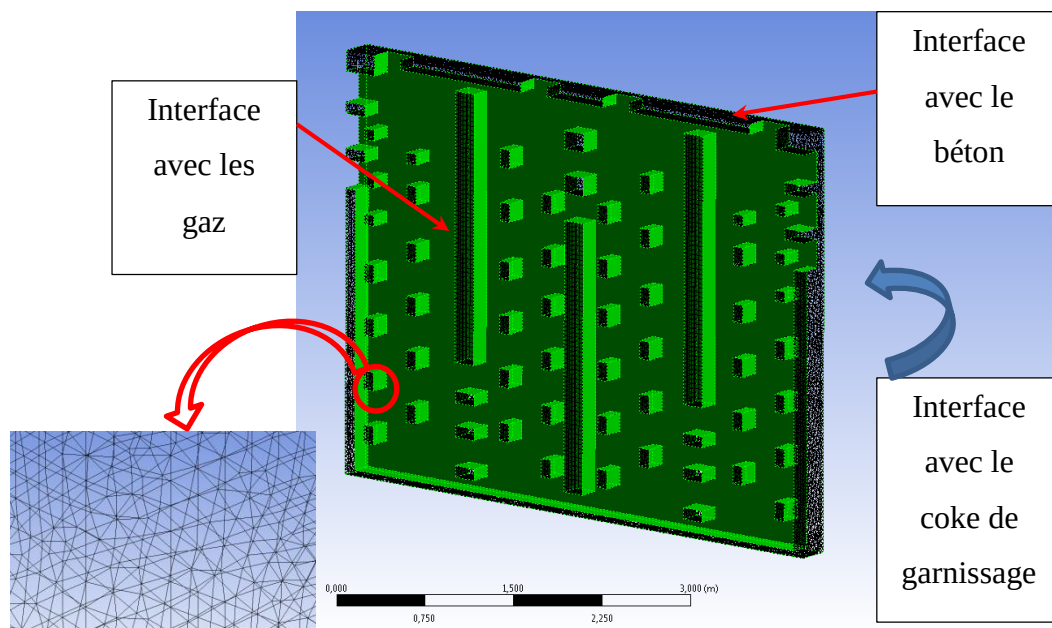


Figure 3.9. Maillage et conditions aux limites des briques réfractaires

Le coke de garnissage est représenté dans le modèle global comme illustré sur le schéma de la Figure 3.10. Le domaine du coke de garnissage est en contact avec le mur de brique réfractaire, les anodes, l'air ambiant et la dalle de béton qui forme le bas de l'alvéole. Les interfaces pour coke de garnissage se trouvent sur les surfaces en contact avec les anodes et les briques réfractaires, tandis que sur les côtés haut et bas du coke, des coefficients de transfert de chaleur pour les pertes sont calculés en fonction de la température locale de ces surfaces durant le cycle de cuisson.

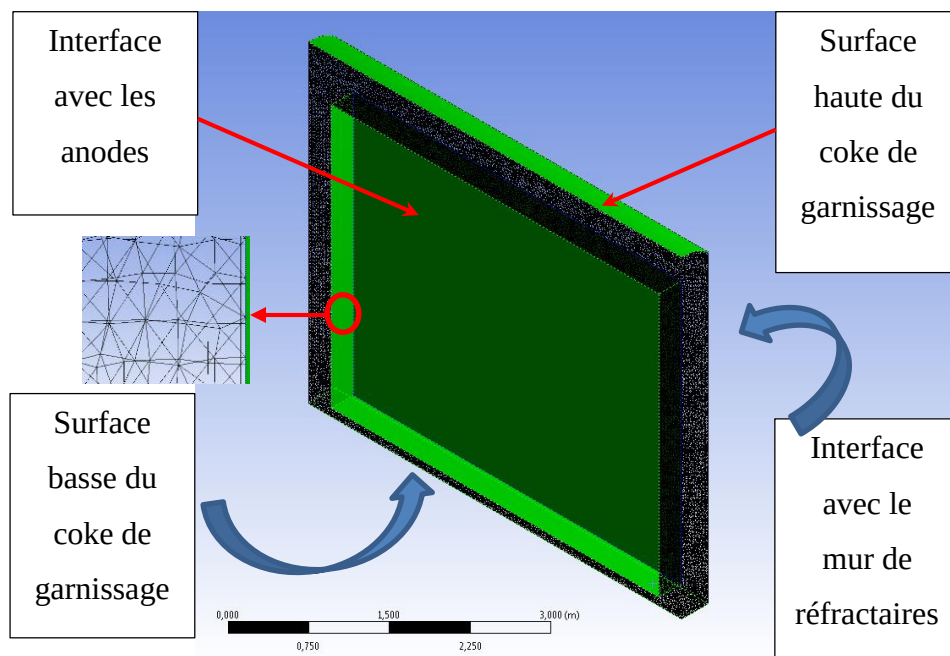


Figure 3.10. Maillage et conditions aux limites du domaine du coke de garnissage

Les anodes sont représentées par un domaine avec une table des propriétés spécifiques aux anodes qui prennent en compte le mélange de coke calciné et de brai. Les dimensions des anodes sont respectées dans leur aspect global. Certains détails, tel que les trous et les rainures ne sont pas considérés dans le modèle global du four pour ne pas augmenter le maillage et le temps de calcul. Cependant, pour certaines études spécifiques, le modèle d'une seule anode avec tous les détails géométriques a été construit (voir la section 4-6-9). Les anodes sont enrobées par le coke de garnissage. Cependant, les conditions aux frontières sont de type interface avec le domaine voisin, à savoir le coke de garnissage. Les températures imposées aux limites des anodes sont calculées à la surface de contact entre le domaine des anodes et celui du coke de garnissage.

La Figure 3.11 montre la géométrie du domaine des anodes considérées dans le modèle global.

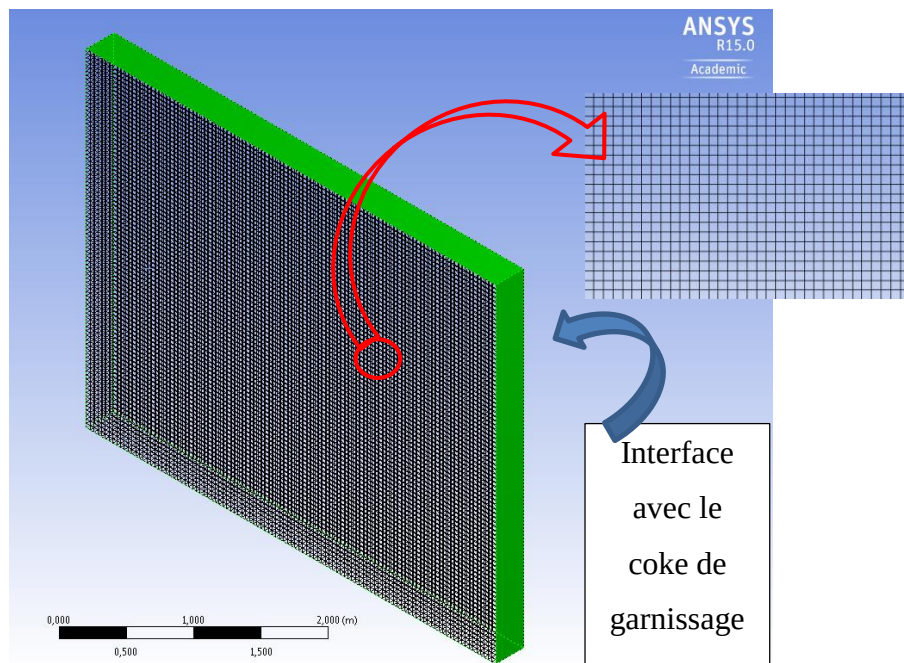


Figure 3.11. Maillage et conditions aux limites du domaine des anodes

Le domaine du couvercle en béton réfractaire est présenté sur la Figure 3.12 comme il est considéré dans le modèle global. Les conditions aux limites appliquées à ce domaine sont les interfaces avec les briques réfractaires qui constituent la cloison, le coke de garnissage et la surface haute exposée à l'air ambiant au-dessus du four. Sur la surface supérieure du couvercle en béton réfractaire, un coefficient de transfert thermique comprenant la convection naturelle et le rayonnement est estimé en fonction de la température locale de la surface afin d'estimer les pertes de la chaleur par cette surface.

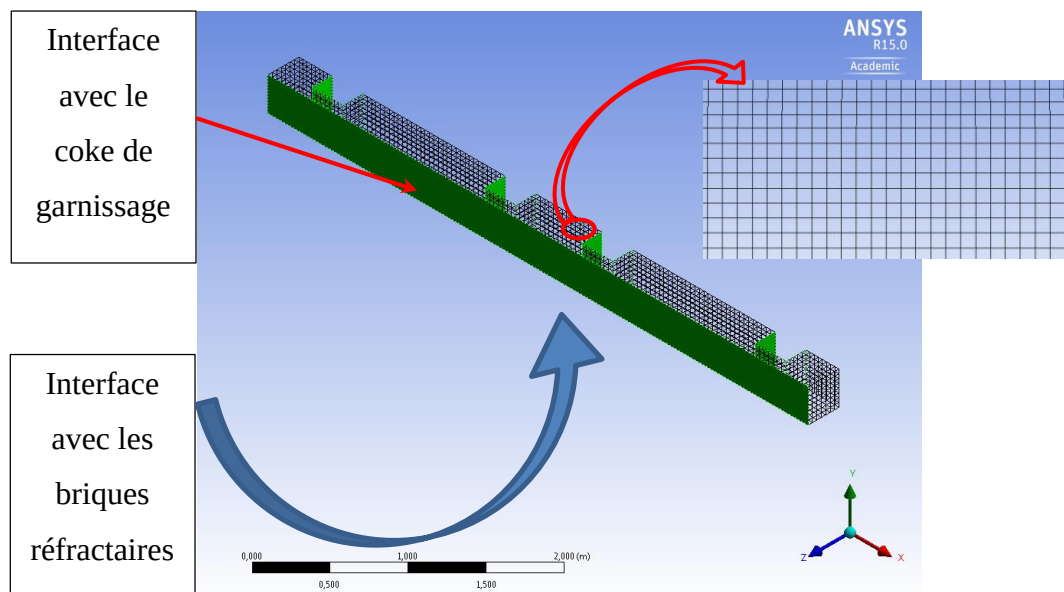


Figure 3.12. Maillage et conditions aux limites du domaine du couvercle en béton réfractaire

3-5-3. Propriétés thermophysiques

Le modèle global consiste en plusieurs domaines de propriétés physiques différentes. La partie des gaz consiste en un mélange des différentes espèces chimiques qui sont produites ou qui sont consommées durant les différentes phases de cuisson dues aux réactions chimiques de la combustion du carburant et des matières volatiles. Les propriétés des gaz changent en fonction de la température et de leurs compositions.

La partie des solides se compose de différents domaines constitués de différents matériaux. Chaque partie des solides se compose d'un matériau spécifique, les propriétés de chaque partie sont différentes et elles évoluent différemment en fonction des conditions du fonctionnement du four de cuisson. Cette partie présente les différentes propriétés thermophysiques en termes de leurs variations en fonction de la température et des changements qui sont appliqués durant le fonctionnement du four.

Propriétés thermophysiques des gaz

Le domaine des gaz est considéré comme un mélange de différentes espèces chimiques dont leur composition varie en fonction du temps. Le mélange regroupe toutes les espèces chimiques susceptibles d'apparaître dans la cloison du four dont l'azote, l'oxygène, la vapeur d'eau, le dioxyde de carbone, le carburant utilisé et les matières volatiles à savoir le goudron, le méthane et l'hydrogène.

Les teneurs en ces composés chimiques changent en permanence et la température des gaz change aussi considérablement durant la cuisson des anodes. Les propriétés thermophysiques des gaz changent dans la cloison durant le fonctionnement du four. Le modèle de la cloison est considéré dans le modèle global en prenant en compte ces variations et en considérant l'équation d'état d'un gaz multi-composants.

Le mélange des différentes espèces chimiques des gaz dans la cloison a été considéré comme un mélange parfait. La densité du mélange peut être calculée via la fraction massique et la densité de chaque espèce chimique [173]. L'expression de la densité du mélange s'écrit :

$$\frac{1}{\rho} = \sum_i^{Nf} \frac{mf_i}{\langle \rho_i \rangle} \quad (76)$$

La variation de la viscosité du mélange est estimée en tenant compte de l'hypothèse du mélange idéal du gaz. La viscosité du mélange est calculée par la moyenne pondérée des fractions massiques [173]. Cette méthode est basée sur la formule de Sutherland [174, 175]. Elle est considérée valide pour les gaz dilués. L'expression de la viscosité s'écrit alors

$$\frac{\mu}{\mu_0} = \frac{T_{ref} + Su}{T + Su} \left(\frac{T}{T_{ref}} \right)^m \quad (77)$$

où Su est la constante de Sutherland et est une caractéristique du gaz, T_{ref} est la température de référence 273 K et m est l'exposant de la température égale à 1.5.

Cette expression donne la variation de la viscosité d'un composé du mélange en fonction de la température. La viscosité de tout le mélange est donc estimée à différente température ainsi que la moyenne pondérée de toutes les fractions massiques présentes dans le mélange.

La conductivité thermique des gaz est aussi très importante à considérer dans la partie des gaz. Elle représente la capacité du mélange à transférer la chaleur par conduction. La conductivité pour le mélange à composition variable est déterminée par une moyenne arithmétique pondérée des fractions massiques des différentes espèces chimiques présente dans le mélange [176].

Propriétés thermophysiques des solides

Les différents solides qui constituent le sous-modèle de l'alvéole sont les anodes, le coke de garnissage, les briques réfractaires qui constituent la cloison et le couvercle en béton qui se trouve sur la cloison. Chaque solide a des propriétés thermophysiques propres aux matériaux qui le composent. Durant la cuisson des anodes, les températures changent considérablement et par conséquent leurs propriétés aussi.

Les variations de la chaleur spécifique et de la conductivité thermique en fonction de la température sont représentées dans le modèle. Elles sont considérées pour chaque solide individuellement. Des fonctions polynomiales en fonction de la température sont

implémentées dans le modèle pour représenter les variations des propriétés des solides en fonction de la température durant le cycle de cuisson en entier.

Les expressions sont obtenues grâce à des mesures de la conductivité thermique et de la chaleur spécifique de chaque solide qui constitue le four. Les résultats seront présentés en détails dans la partie relative aux campagnes de mesure.

3-5-4. L'interaction entre les sections d'un four

La cuisson des anodes se fait en plusieurs étapes après le passage de toutes les rampes par une section où les anodes sont enfournées. Le feu de cuisson se compose de plusieurs rampes en série. Vu la taille considérable du feu, la représentation de ce dernier en entier avec le modèle est très difficile. Une manière de représenter le feu est de considérer comme un système composé d'une demi-cloison et d'une demi-alvéole d'une section et de varier en fonction du temps les conditions aux limites pour le système considéré afin de représenter la permutation des différentes rampes qui passent par la section. Pour effectuer la simulation de tout le feu de cuisson des anodes à l'aide du modèle, les conditions initiales et aux limites des différents domaines qui constitue le modèle 3D global doivent être choisies avec un très grand soin. Dans cette partie, l'évolution de la cuisson des anodes comme elle est représentée par le modèle est expliquée.

L'évolution de la température et de la composition des gaz

La Figure 3.13 montre une représentation schématique du principe considéré pour déterminer les conditions initiales et aux limites appliquées au système afin de simuler le feu en entier avec le modèle mathématique 3D transitoire. Ce type de considération est typique au four horizontal de cuisson d'anodes. Son utilisation n'est pas très courante car

le feu complet de cuisson des anodes n'est pas simulé couramment à l'aide de modèles mathématiques transitoires 3D [177, 178].

Si l'on considère par convention l'ordre des sections qui composent le feu par ordre croissant de la section munie de rampe d'aspiration (première section du feu) vers la section munie de rampe de soufflage pour le refroidissement (dernière rampe de la section). La simulation des phénomènes qui se produisent dans une section donnée du feu, soit la section « Se », les conditions des gaz imposées à l'entrée des cloisons de la section simulée (la vitesse, la température et la composition des gaz) sont obtenues aux sorties des cloisons de la section « Se+1 ». Les conditions initiales dans cette section sont celles obtenues et calculés au préalable dans la section « Se-1 ». Le changement des conditions à l'entrée des cloisons et des conditions initiales représente la permutation.

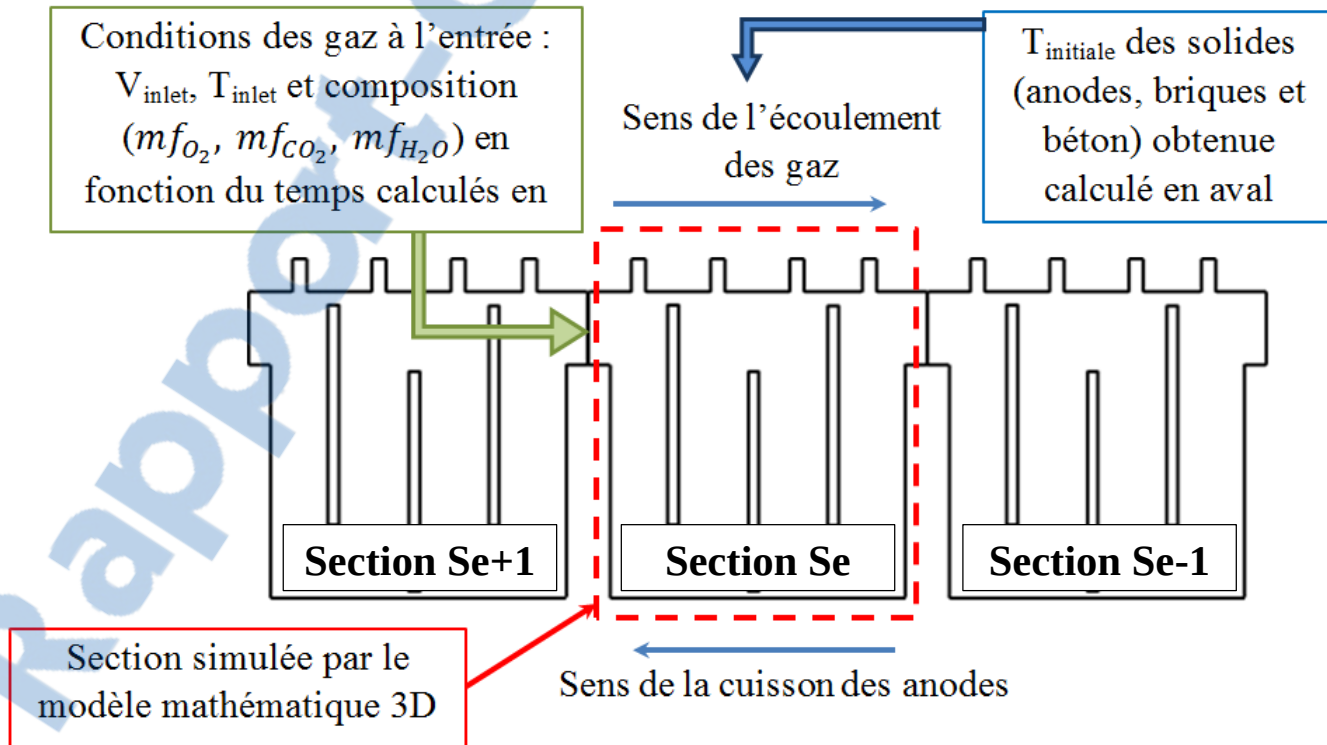


Figure 3.13. Schéma d'une section et les conditions nécessaires pour la simulation grâce au modèle mathématique

L'évolution de la température des solides

Comme pour la température des gaz, la température des anodes et des solides qui constituent l'alvéole évolue en fonction de la progression des phases de cuisson. Le calcul de la température des anodes d'une section « Se » du feu dépend de la température finale de la section « Se-1 ». Le fonctionnement du modèle prend en considération les changements qui arrivent dans la cloison pour prédire les profils de température transitoires de toute la cuisson.

Pour la modélisation du dégagement des matières volatiles, les valeurs initiales pour les équations de conversion sont celles obtenues à la fin du cycle précédent. Ainsi, le chauffage et le refroidissement des anodes solutionnées par le modèle représentent le mieux possible les opérations de permutations des rampes lors du fonctionnement réel du four.

3-6. Modèle mathématique transitoire 3D

L'assemblage des différentes parties qui constituent le four via des interfaces forme le modèle global du four horizontal. Initialement le modèle du four a été exploité avec une température des gaz imposée dans la cloison. L'évolution de la température des gaz traduit globalement les phénomènes de la combustion des matières volatile et celle du carburant qui n'ont pas été considérés en premier lieu. Ce premier modèle va être considéré dans ce qui suit comme le modèle global préliminaire. Bien que la première partie du développement du modèle global ne prenne pas en comptes les phénomènes complexes de la combustion et de la dévolatilisation, à l'aide de ce modèle du four à température des gaz imposée, il est possible de voir un certain nombre de paramètres de la cuisson des anodes dans le four. Ce modèle prend en considération l'écoulement en 3D

des gaz dans la cloison, le transfert de la chaleur entre les gaz et les briques réfractaire en imposant la température des gaz (convection et rayonnement) et l'infiltration de l'air. L'infiltration de l'air a été considérée comme un terme additionnel de débit qui est estimé et ajouté au débit des gaz dans les cloisons sous pression relative négative (la pression relative a été considérée dans la gamme allant de 0 Pa à l'entrée à -150 Pa à la sortie). Dans le but de simuler le transfert de chaleur par rayonnement, un coefficient d'absorption des gaz a été estimé dans les parties où la combustion du carburant et des matières volatiles se produit. L'estimation du coefficient d'absorption du gaz a été basée sur des concentrations molaires de CO_2 et de H_2O estimées suivant la quantité de carburant et de matières volatiles qui est brûlée. Cependant, le coefficient d'absorption a été considéré dans le modèle global préliminaire comme constant dans tout le volume de la cloison et qui change seulement en fonction de la phase de cuisson simulée.

La température imposée des gaz dans la partie de la cloison du modèle global préliminaire a été mesurée dans le four en fonctionnement. Cette température varie en fonction du temps avec les variations des conditions de cuisson réelles et en parcourant toutes les phases de la cuisson. Un exemple des résultats obtenus grâce au modèle simplifié est présenté. Ce graphique montre, en fonction du temps, la variation de la température des gaz imposée au modèle et la température moyenne des anodes calculée à l'aide du modèle. La température moyenne calculée des anodes donne des informations sur le traitement thermique que subissent les anodes durant la cuisson. Ces informations cependant, ne sont pas liées à la consommation du carburant et l'impact du chauffage sur la dévolatilisation et la combustion des matières volatiles.

3-6-1. Présentation du modèle global

La Figure 3.14 montre le modèle 3D construit avec toutes les parties qui le composent. Ces parties sont connectées entre elles pour former la géométrie principale dans laquelle toutes les équations du modèle mathématiques sont résolues. Le modèle 3D transitoire a été développé pour simuler la cuisson des anodes et peut être appliqué à n'importe quelle géométrie du four.

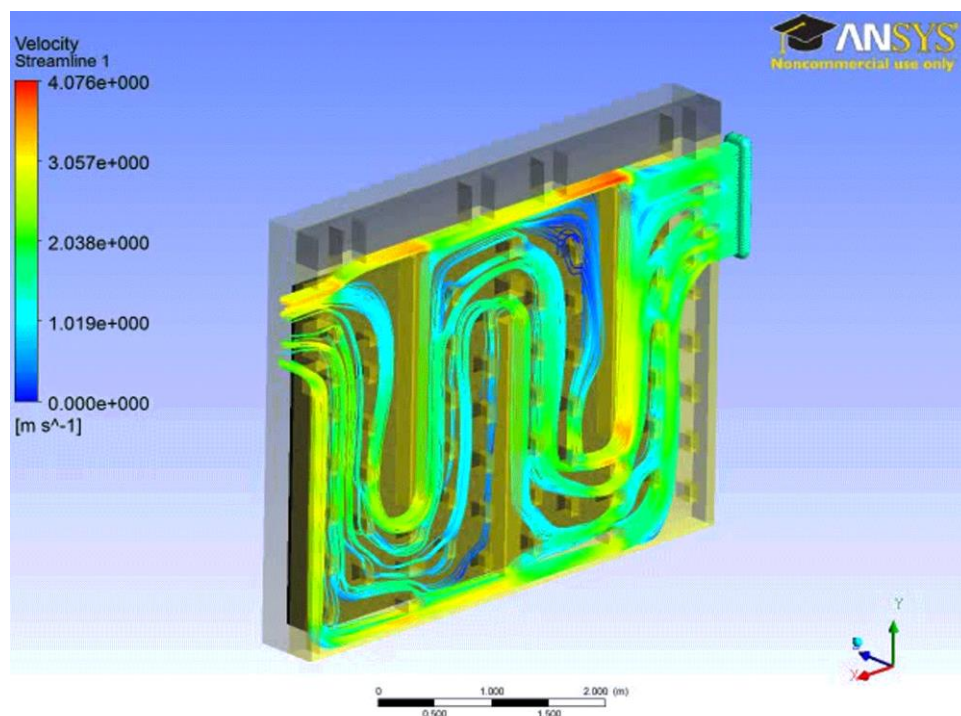


Figure 3.14. Aperçu du modèle mathématique transitoire 3D global

3-6-2. Organigramme du modèle global

Les phénomènes qui se déroulent dans le four durant la cuisson des anodes sont d'un nombre et d'une complexité considérable. De plus, chaque phénomène est dépendant des autres phénomènes. Le schéma présenté dans la Figure 3.15 représente sous une forme semi-détaillée les phénomènes considérés dans chaque partie du four, le nombre d'équations qui régissent chaque phénomène et les interactions entre les différents paramètres de la cuisson des anodes.

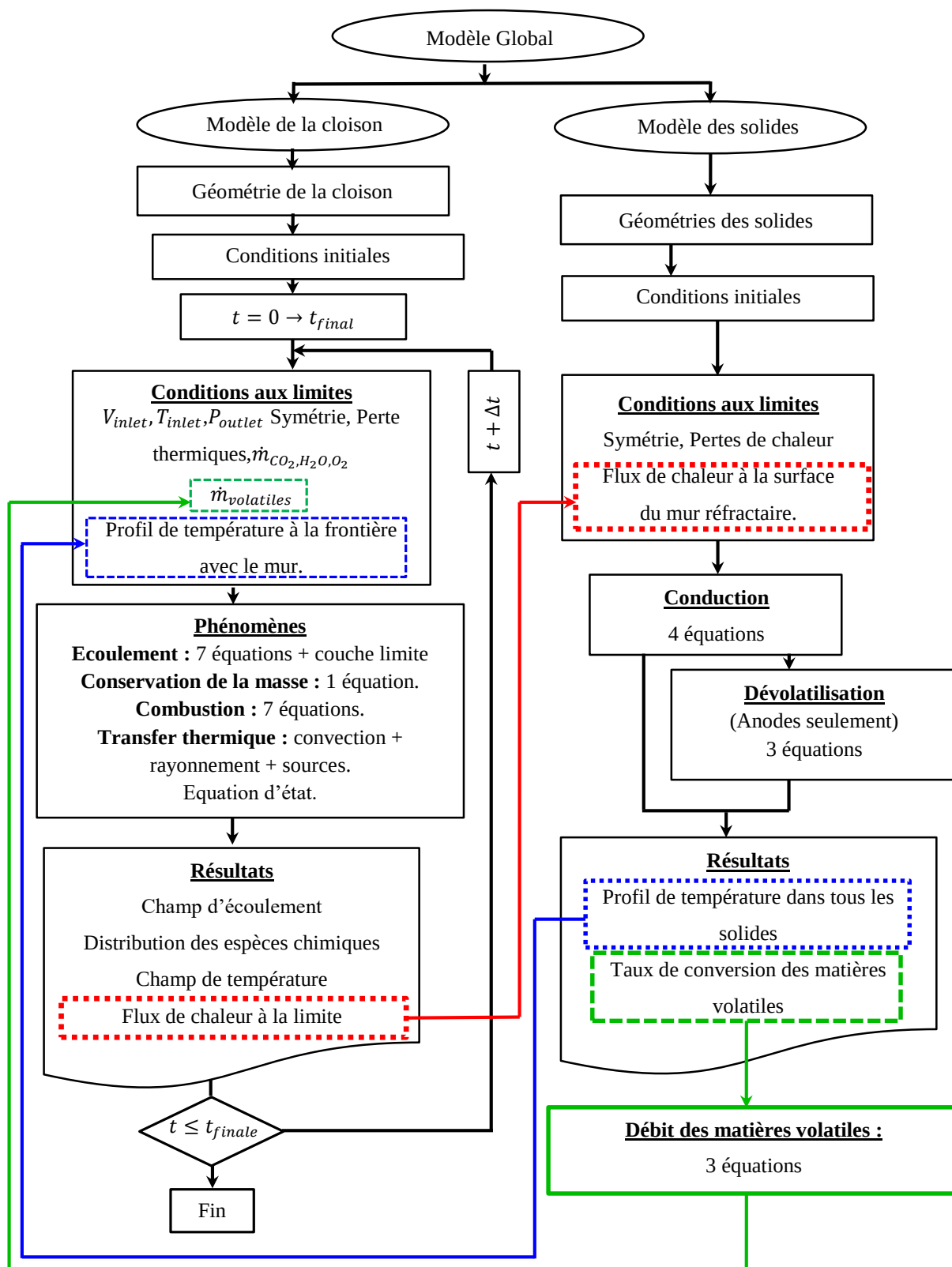


Figure 3.15. Organigramme général du modèle global

3-7. Conclusions

Pour le développement du modèle mathématique transitoire global, les phénomènes les plus importants qui se déroulent durant la cuisson des anodes sont reproduits. Du côté de la cloison, l'écoulement est considéré en 3D en résolvant toutes les équations qui décrivent l'écoulement turbulent des gaz dans la cloison. La combustion est combinée au sous-modèle de la cloison avec toutes les équations de la cinétique de combustion impliquées et les effets thermiques incluant le rayonnement, la convection et les pertes thermiques. Dans la partie des gaz, l'écoulement est contrôlé par la pression appliquée à l'extrémité du feu. Elle est équivalente à la pression appliquée par la rampe d'aspiration dans la pratique.

Concernant les solides, l'alvéole est considérée comme étant l'ensemble qui est formé des anodes, du coke de garnissage et des briques réfractaires. Comme expliqué auparavant, le béton réfractaire couvre la cloison et donc fait partie de la cloison ; néanmoins, due à la similarité du phénomène qui se passe dans cette partie à celui dans les autres solides, il est considéré avec les autres solides dans le modèle. Dans cette partie, le transfert de la chaleur est considéré dans les trois directions en incluant les pertes de chaleurs. Au niveau des anodes, le phénomène de la dévolatilisation est traité à part entière dans un sous-modèle dédié à cet effet. Il constitue un point d'originalité puisque le taux de dévolatilisation est la quantité des matières volatiles transférées vers la cloison sont calculés en fonction de la température et du taux de chauffage pour chaque point du maillage du domaine des anodes. Le dégagement des matières volatiles est effectué suivant les équations de la cinétique de dévolatilisation des espèces chimiques dégagés par les anodes ; soit le goudron, le méthane et l'hydrogène.

Les détails géométriques de toutes les parties qui constituent le four ainsi que les équations qui régissent son fonctionnement ont été présentés en détail. Un organigramme du modèle global est présenté dans le but d'illustrer le mode de fonctionnement du modèle transitoire 3D global.

CHAPITRE 4

DÉTERMINATION DES PARAMÈTRES NUMÉRIQUE ET VALIDATION DU MODÈLE DU FOUR

4-1. Introduction

Le développement du modèle transitoire 3D du four horizontal de cuisson d'anodes en carbone a été réalisé en résolvant les équations mentionnées dans le chapitre précédent. La validation du modèle doit être effectuée en s'assurant que le modèle est numériquement stable et en comparant ces résultats avec les mesures réalisées sur le four en fonctionnement. Vu la taille considérable du four et la durée de cuisson qui est très longue, le choix du pas de temps et de la taille caractéristique du maillage est important afin de pouvoir visualiser les résultats d'une manière précise et claire.

Le nombre de phénomènes qui se passent dans le four sont nombreux, et il est très important de pouvoir visualiser les prédictions du modèle. Différentes simulations ont été effectuées à l'aide du modèle avec différents paramètres, et les résultats sont comparés et présentés dans ce chapitre.

Les résultats des différentes campagnes de mesures, la validation du modèle et les résultats du modèle pour différentes études paramétriques sont présentés.

4-2. Détermination des paramètres numériques du modèle

La détermination des paramètres numériques du modèle signifie la vérification de la sensibilité des résultats du modèle par rapport au pas de temps et à la taille du maillage utilisé pour la discrétisation temporelle et spatiale des équations résolues. Le choix du pas de temps et celui du maillage est relié aussi à la visualisation des résultats prédits par le modèle. Un pas de temps très grand peut réduire la précision du calcul et ne pas permettre de voir les étapes en détail des changements qui se produisent en fonction du temps. Tandis que la taille du maillage doit respecter les détails géométriques les plus petits représentés dans le modèle global.

Les équations qui régissent les phénomènes de la cuisson dans le four sont des équations aux dérivées partielles. Leurs solutions nécessitent des schémas numériques pour leurs discrétisations. La méthode de discrétisation utilisée pour le développement du modèle global est celle des volumes finis avec un schéma temporel implicite. Le choix des paramètres de discrétisation peut s'avérer très important pour l'obtention de bons résultats.

4-2-1. Choix de la taille du maillage

Différentes tailles du maillage ont été testées sur le modèle 3D. Chacune des parties constituant le modèle a été subdivisée en éléments tétraédriques de longueur caractéristique de 0.2, 0.15, 0.10, 0.05 m. Les simulations ont été effectuées sur le modèle global avec tous les sous-domaines qui le constitue.

Les résultats obtenus sont comparés afin de voir les changements dans la solution du modèle engendrés par la variation dans la taille des éléments du maillage. Le maillage a été modifié dans tous les sous-domaines en même temps, de telles sortes à obtenir la

même longueur caractéristique du maillage partout. Pour les différentes simulations exécutées, les équations de l'écoulement ont été résolues dans la cloison avec les équations de la turbulence, le transfert de la chaleur par rayonnement a aussi été considéré dans la cloison ainsi que la combustion des matières volatiles et celle du carburant. Du côté des solides, le transfert de la chaleur a été solutionné et les pertes de chaleur ont été calculées vers le haut et le bas du système cloison et alvéole qui constituent le modèle. Au niveau des anodes, les équations de la pyrolyse des matières volatiles ont été solutionnées.

La Figure 4.1 montre trois lignes transversales dans une demi-cloison et une demi-alvéole à trois différentes positions. La première ligne se trouve au début de la cloison, proche de la rentrée des gaz, la deuxième ligne se trouve au centre de la cloison et la troisième ligne se trouve à la fin de la cloison proche de la sortie des gaz. La Figure 4.2 montre la comparaison de la distribution de la température sur les différentes positions pour les différentes simulations

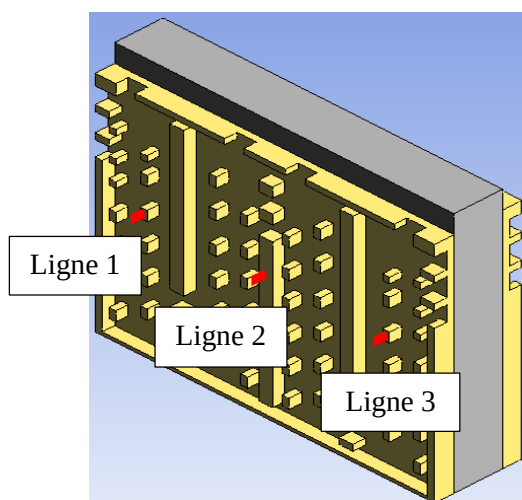


Figure 4.1. Position des lignes où les profils de température sont tracés

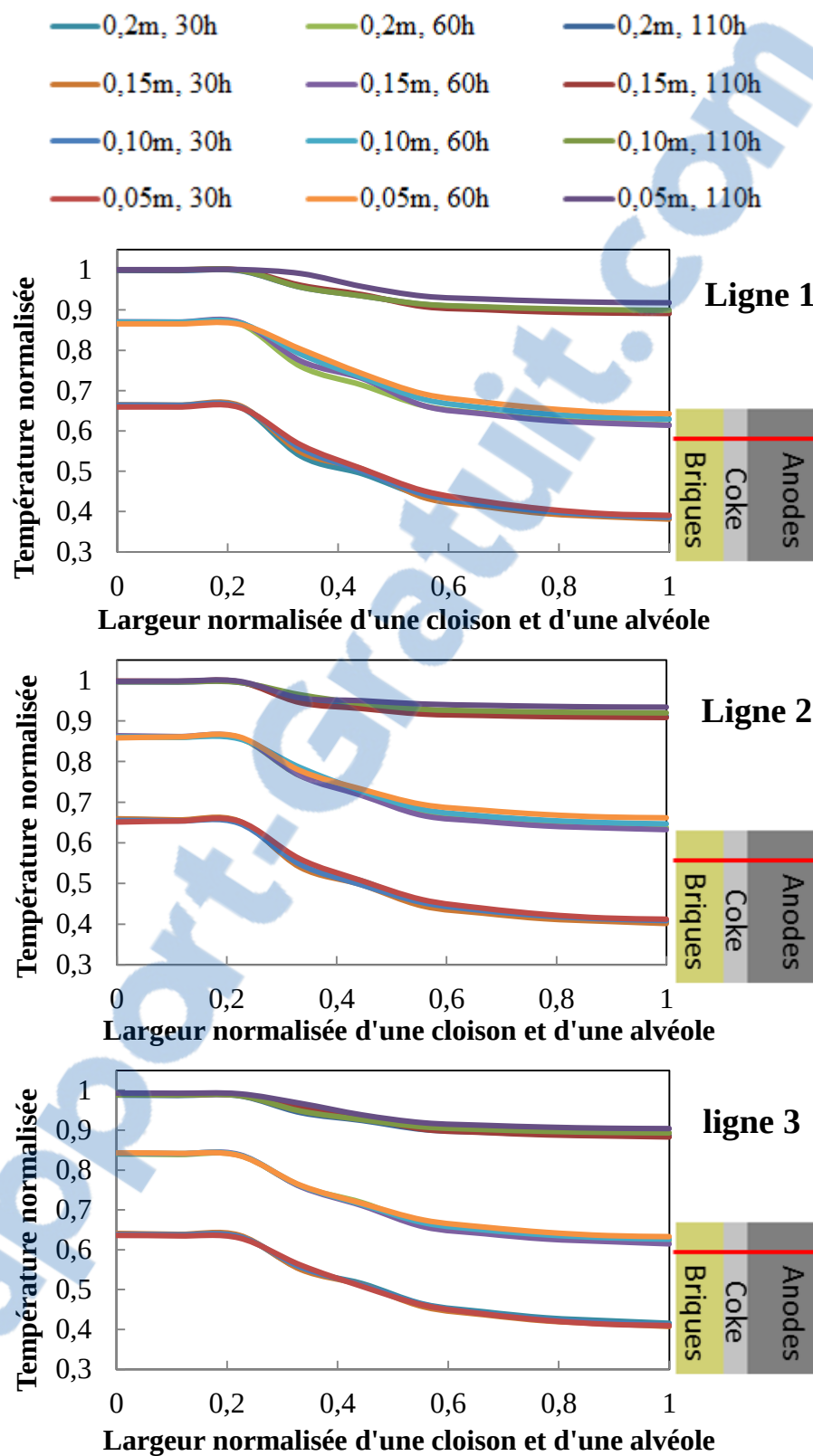


Figure 4.2. Comparaison des profils température des solides avec différentes tailles du maillage dans le modèle 3D

Les résultats de la comparaison montrent quelques différences dans la distribution de la température sur les lignes sélectionnées. La différence moyenne de la température entre une taille de maille de 0.20m et 0.05m est de 4.8%. La différence moyenne entre une taille de maillage de 0.1 m et 0.05m est de 2.4%.

De la même manière, la variation transitoire (en fonction du temps) de la température moyenne normalisée des anodes a été comparée en se servant des résultats des simulations avec différentes tailles de maillage. La Figure 4.3 montre les différents profils des températures moyennes transitoires issus des simulations. Les résultats montrent une différence maximale de 4.4 % entre les deux cas où la taille du maillage est 0.20m et 0.05m. Cependant, la différence moyenne calculée entre un maillage de 0.1m et 0.05m est de 2%.

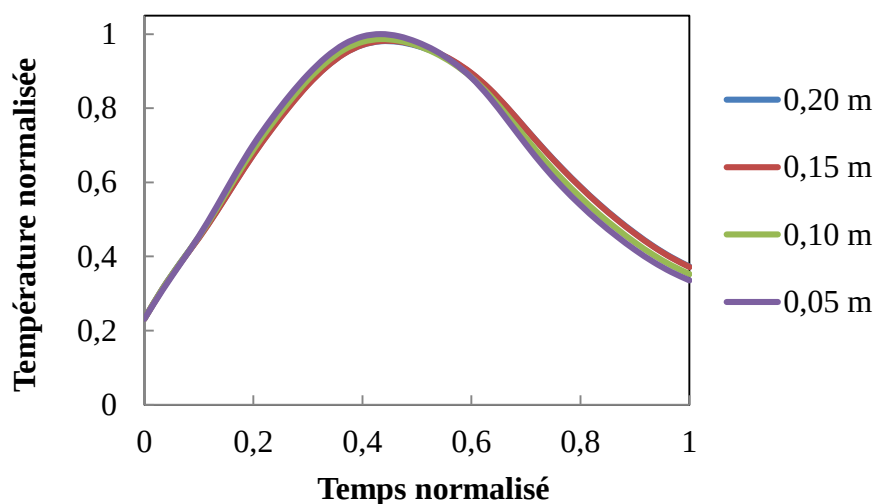


Figure 4.3. Comparaison de la température transitoire moyenne des anodes avec différentes tailles du maillage dans le modèle

Pour chacune des simulations effectuées, la durée des calculs a été enregistrée. La Figure 4.4 montre la durée de chacune de simulations avec des tailles du maillage

différentes. Les simulations ont été exécutées sur un ordinateur Intel® Xeon® CPU E31220 @ 3.10GHz avec une mémoire installée (RAM) de 16.0 Go.

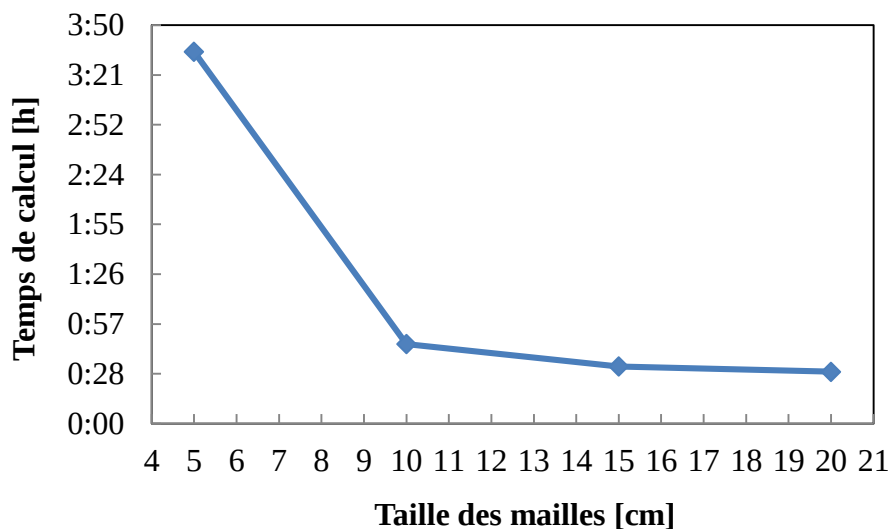


Figure 4.4. Variation de la durée des simulations numériques pour différentes tailles du maillage dans le modèle 3D

Il est à noter que la durée des calculs a été multipliée par trois en réduisant la taille des mailles du modèle 3D de 0.1m à 0.05m. La différence moyenne de la température calculée entre les deux cas était de 2%.

Les résultats du modèle semblent indépendants de la taille du maillage dans la gamme des tailles étudiées. La variation des résultats n'est pas très importante par rapport aux variations du maillage. Ces résultats permettent de choisir des éléments du maillage qui soient grand afin de réduire le temps de calcul. Cependant, la taille élémentaire du maillage qui a été retenue est de 0.05m. Cette taille permet de mieux visualiser les résultats du modèle plus en détails à travers la géométrie complexe du four.

4-2-2. Choix du pas de temps

La durée totale du fonctionnement du four pour assurer un cycle complet de cuisson est de l'ordre de 300 heures. Ce temps physique est relativement long d'un point de vu

numérique. Il est très important de déterminer un pas de temps adéquat à la durée du cycle de cuisson et qui permet d'obtenir des résultats dans des délais acceptables. Plusieurs pas de temps ont été testés sur le modèle (10 h, 5 h, 2.5h, 1h et 30 minutes) avec une taille de maillage de 0.05 m. Les simulations ont été effectuées avec 30 pas de temps en utilisant le pas de temps de 10 heures et 600 pas de temps pour le pas de temps de 30 minutes. Les résultats obtenus ont été comparés dans le but de déterminer le pas de temps idéal pour performer les simulations du four de cuisson des anodes à l'aide du modèle 3D.

La Figure 4.5 montre les résultats de la variation transitoire de la température des anodes durant tout le cycle de cuisson pour les différents pas de temps testé.

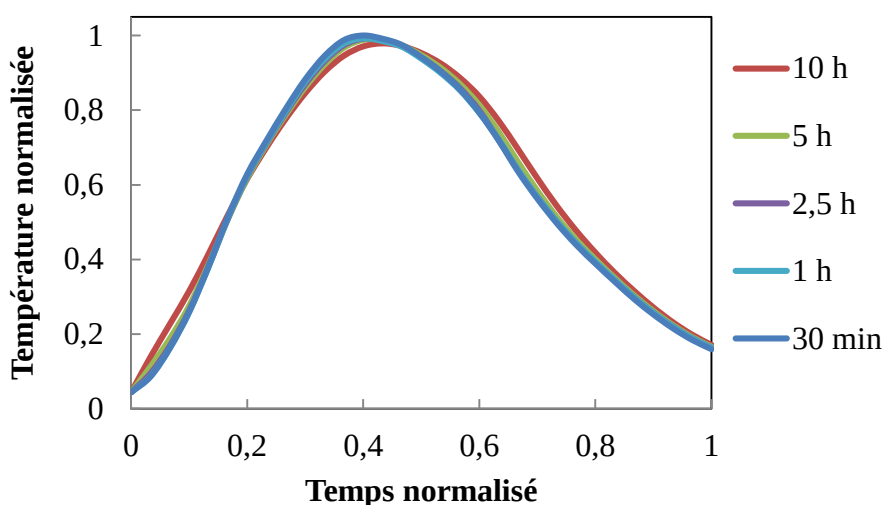


Figure 4.5. Comparaison de la température transitoire moyenne des anodes avec différents pas de temps dans le modèle 3D

Les résultats montrent que les écarts de température avec les différents pas de temps n'est pas très grande dans la gamme de pas de temps étudiée. Une analyse plus détaillée a été réalisée afin de déterminer la différence moyenne des résultats obtenus avec le modèle. L'écart dans les résultats obtenus pour les deux cas; celui avec un pas de temps

de 10 heures et celui avec un pas de 30 minutes est de 7%. Cette différence est réduite pour les pas de temps intermédiaires ; en réduisant le pas de temps de 10 heures à 5 heures par exemple, engendre une différence dans les résultats de 4.4%. Tandis qu'en réduisant le pas de temps de 5 heures à 2.5 heures, à 1 heures et à 30 minutes, les résultats changent respectivement de 2.8%, 0.7% et 0.6%.

En réduisant le pas de temps, la durée de la simulation augmente significativement. La Figure 4.6 montre les temps de simulation enregistrés pour chacun des pas de temps utilisés. Pour le pas de 30 minutes, la durée de la simulation est de plus de 63 heures, ce qui est très long pour un calcul pareil, surtout si la variation dans le résultat est de seulement 0.6%.

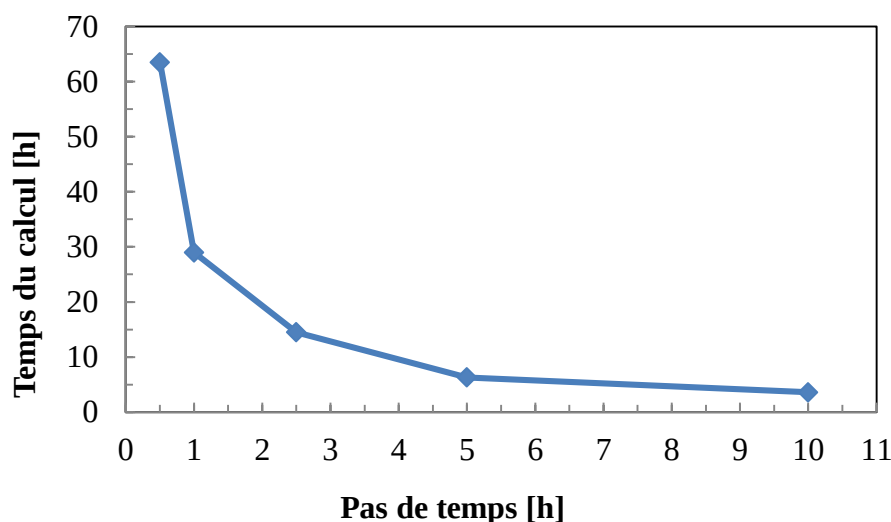


Figure 4.6. Variation de la durée des simulations numériques pour différents pas de temps dans le modèle 3D

D'après les résultats obtenus, le pas de temps retenu et qui a servi à la simulation du cycle complet de cuisson des anodes, soit de 300 heures, est de 2 heures.

4-3. Validation de l'hypothèse de la simulation de l'écoulement 'section par section'

La géométrie des cloisons du four horizontal de cuisson d'anodes est de la taille de plusieurs mètres de hauteur et de longueur. Il est difficile de pouvoir visualiser l'écoulement à travers tout le four et il est difficile aussi de juger si un écoulement est plus ou moins avantageux pour la cuisson des anodes. Grâce au modèle développé, notamment celui de la cloison, il est possible de visualiser l'écoulement selon les résultats obtenus des équations de la conservation du mouvement. Dans cette partie, les différents essais pour tester la représentation de l'écoulement à l'aide du modèle sont présentés. L'approche choisie pour le modèle afin de représenter tout le cycle de cuisson, est importante à tester concernant l'écoulement des gaz. Dans cette partie, les résultats des essais réalisés pour tester l'écoulement à travers tout le feu sont présentés.

4-3-1. Écoulement à travers toutes les cloisons du feu

La taille du feu de cuisson est considérable, il est très difficile de représenter toutes les cloisons du feu pour la modélisation de l'écoulement. La démarche utilisée dans le développement du modèle mathématique est de construire une partie d'une section, soit une demi-cloison et une demi-alvéole. Cette géométrie est utilisée principalement pour simuler tout le feu. La cuisson des anodes se fait en plusieurs séquences suivant le rythme de permutation des différentes rampes. Afin de représenter ces permutations, le modèle est alimenté pour chacune des permutations avec des conditions aux limites spécifiques à cette phase de cuisson. Cependant, en ce qui concerne l'écoulement, il est intéressant de démontrer que cette approche donne de bons résultats. Dans la réalité, les gaz qui rentrent dans une cloison viennent de la cloison précédente. La distribution de la vitesse à l'entrée dépend principalement de l'écoulement dans la cloison précédente. Le modèle est défini à

l'entrée par une vitesse calculée à la sortie de la cloison précédente, mais imposée comme étant uniforme à l'entrée de la cloison.

Cette hypothèse a été vérifiée en construisant un modèle de trois cloisons avec un écoulement isotherme. Puisque la température des gaz durant la cuisson change de façon considérable, deux cas ont été testés ; le premier avec une température des gaz à 25°C et le deuxième avec une température de 1000°C des gaz. À l'entrée de la première cloison, une condition de vitesse imposée a été appliquée et l'écoulement a été solutionné dans les trois cloisons en même temps. Ainsi, la condition de la vitesse à l'entrée de la deuxième cloison est le résultat de l'écoulement dans la première cloison et la vitesse à l'entrée de la troisième cloison est calculée dans la deuxième cloison.

La Figure 4.7 montre le schéma des trois cloisons successives avec les contours de vitesse à 25°C sur le plan central de la géométrie considérée [143]. L'observation des contours ne montre pas de différences notables dans la configuration de l'écoulement de la deuxième et troisième cloison par rapport à la première à cette température. Bien que les conditions de vitesse en termes de distribution à l'entrée changent entre les trois cloisons, la répartition des vitesses dans toutes les cloisons reste identique.

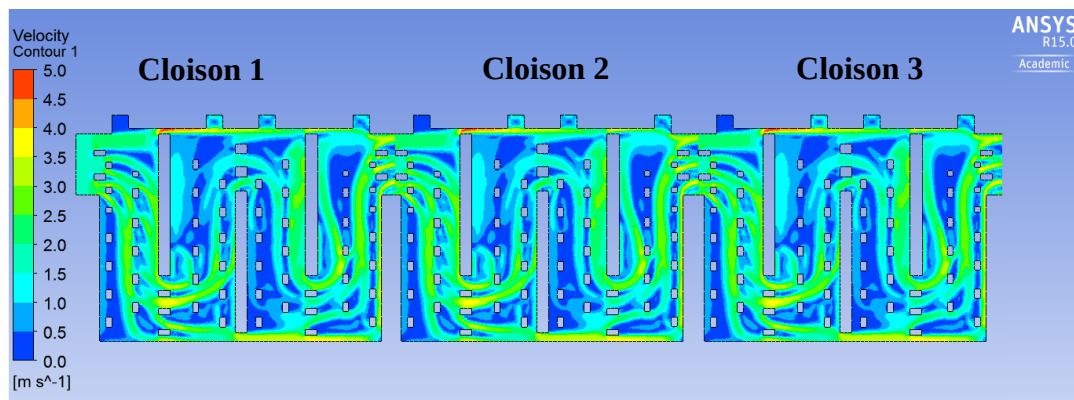


Figure 4.7. Contours de vitesse dans trois cloisons successives

La comparaison entre l'écoulement dans les trois cloisons peut être présentée aussi d'une manière quantitative. Les contours de vitesse montrent par gamme de 0.5 m/s les différentes vitesses présentes dans les trois cloisons. Une manière de quantifier l'écoulement est de voir le pourcentage de chaque gamme de vitesse dans la cloison. Ce pourcentage exprime la portion du volume de la géométrie où l'écoulement est dans cette gamme de vitesse. La Figure 4.8 montre la comparaison des différents pourcentages des différentes gammes de vitesse de chaque cloison à 25°C. Les résultats montrent que l'écoulement dans les trois cloisons semble garder les mêmes taux de présence des différentes gammes de vitesse d'écoulement. Si l'écoulement ne change pas d'une manière significative, l'hypothèse prise sur l'application de la condition de la vitesse à l'entrée peut être confirmée est considérée comme valable.

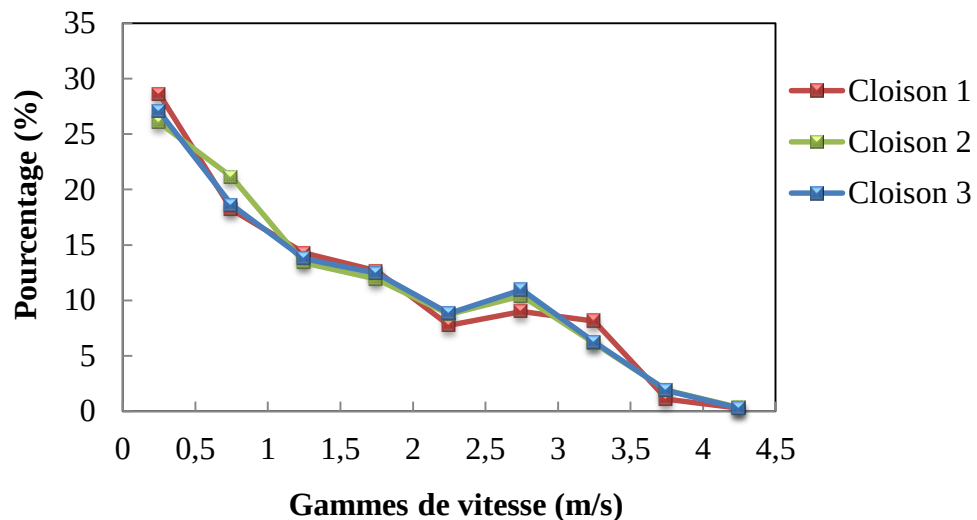


Figure 4.8. Distribution des gammes de vitesse dans les trois cloisons à la température de 25°C

Un autre paramètre qui peut être testé afin de voir si l'écoulement change de configuration en parcourant plusieurs cloisons successivement est celui de la perte de charge entre l'entrée et la sortie de chaque cloison. La Figure 4.9 montre la variation de la pression entre l'entrée et la sortie de chaque cloison. Il est à remarquer que la perte de charge calculée est la même dans chaque cloison. Donc, l'écoulement peut être considéré comme identique dans les trois cloisons pour le premier cas où le gaz est à une température de 25°C.

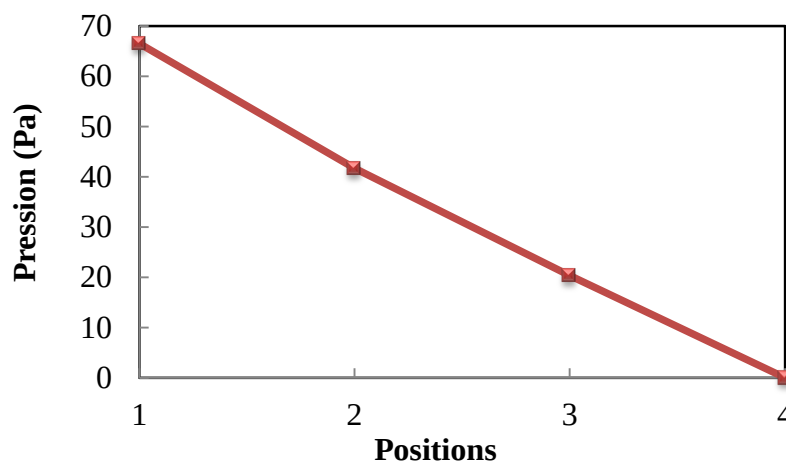


Figure 4.9. Perte de charge à travers les trois cloisons à la température de 25°C

Le deuxième cas est celui avec une température de 1000°C. Le gaz à haute température change de propriété à savoir sa densité. Avec cette variation, la vitesse change selon la loi des gaz parfait afin de conserver le même bilan de masse entre l'entrée et la sortie des cloisons.

Il a été vérifié, comme pour le premier cas, que le champ d'écoulement reste le même en observant les contours de vitesse. D'autre part, la distribution des différentes gammes de vitesse reste aussi très proche entre les trois cloisons. Ce qui a changé dans ce cas, ce sont les gammes de vitesse. Puisque la température a augmenté, la vitesse moyenne a augmenté en fonction du rapport des deux températures absolues (1273 et 298 K). Ce rapport vient de la division de la densité de l'air à 25°C par celle à 1000°C. Les gammes de vitesse ont subi la même variation. La Figure 4.10 montre la distribution de portions de chacune des cloisons qui ont des vitesses par intervalle de 2.13m/s. La distribution reste la même dans toutes les cloisons, donc l'impact de la distribution de la vitesse à l'entrée n'a pas un grand effet sur l'écoulement dans la cloison.

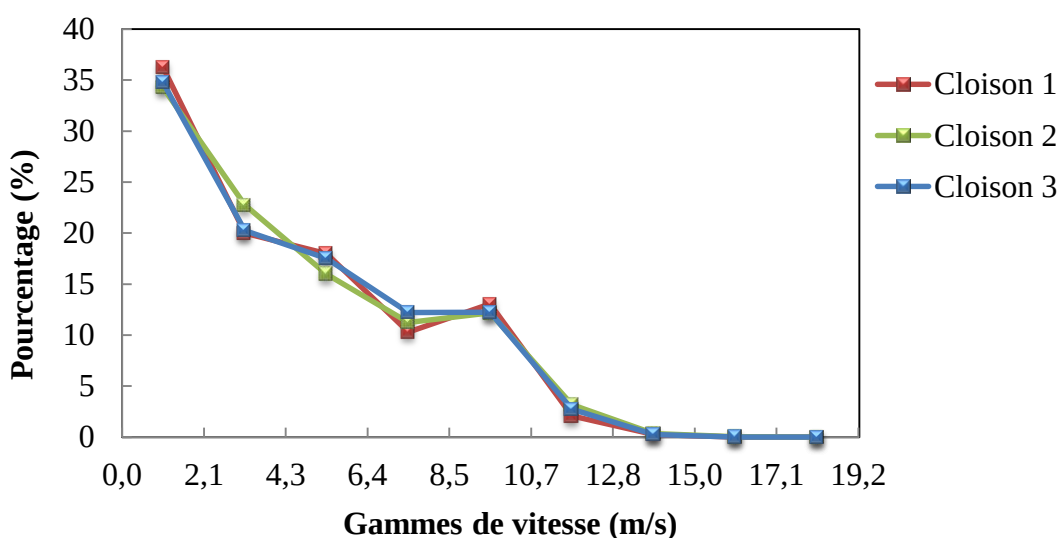


Figure 4.10. Distribution des gammes de vitesse dans les trois cloisons à la température de 1000°C

En ce qui concerne la perte de charge, dans le cas où la température est plus élevée, la vitesse est augmentée ce qui résulte en une élévation de la perte de charge. Cela a été vérifié grâce au modèle de la cloison, et la similitude de l'écoulement dans les trois cloisons successives a encore une fois été démontrée par l'observation de la même perte de charge à travers chaque cloison. Les résultats de la perte de charge à l'entrée et à la sortie de chaque section sont présentés dans la Figure 4.11.

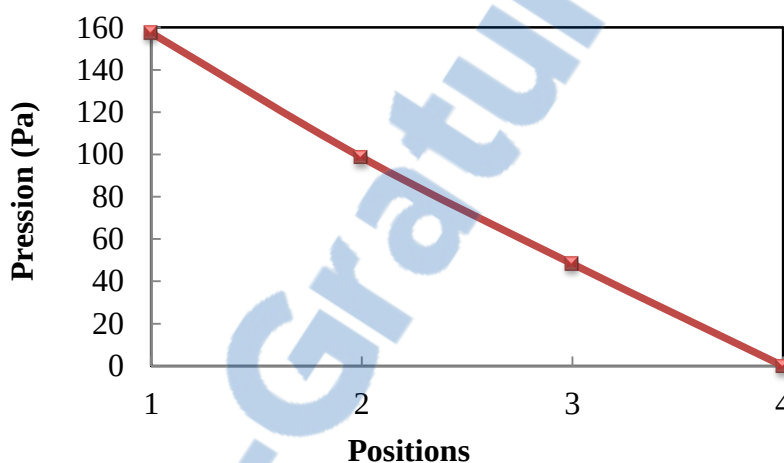


Figure 4.11. Perte de charge à travers les trois cloisons à la température de 1000°C

4-3-2. Bilan de masse pour le débit de l'air du refroidissement

Le débit des gaz dans la cloison est calculé pour chaque cloison du feu en fonction du débit imposé à l'entrée et de l'infiltration de l'air environnant vu qu'un gradient de pression est appliqué entre l'entrée et la sortie de chaque cloison de telle sorte à respecter les paramètres de la cuisson imposés par la rampe d'aspiration. De plus, dans la pratique de la cuisson, afin d'éviter le défournement des anodes à haute température, deux rampes de soufflages sont placées sur le feu pour souffler l'air frais dans les cloisons.

La rampe de soufflage se trouvant à l'extrémité et souffle de l'air dans des cloisons auxquelles les ouvreaux ont été ouverts. L'air est soufflé en grand débit afin de refroidir au maximum les anodes. Une partie de l'air sort des ouvreaux directement vers l'atmosphère et le reste est acheminé vers les autres cloisons du feu. La quantité d'air qui parcourt toutes les cloisons avec les ouvreaux ouverts est importante à déterminer. Ainsi le débit d'air imposé dans le modèle est ajusté en fonction de ses proportions. Il est à noter que sur le four, il est difficile de déterminer le bilan de masse de l'air qui entre dans le four notamment dans la partie où les ouvreaux sont ouverts. Le modèle de la cloison permet d'estimer cette quantité de l'air acheminée de ces cloisons vers l'extérieur et la partie qui entre dans les autres cloisons. À partir de la cloison où les ouvreaux sont fermés (dans la partie du refroidissement du four), le bilan de masse est considéré en fonction du débit à l'entrée de cette cloison. À ce débit s'ajoutent des infiltrations d'air causées par la dépression (de pression) dans les parties de chauffage et de préchauffage du four.

La Figure 4.12 montre un schéma de la partie du feu où les anodes sont refroidies par les rampes de soufflage. La première rampe de soufflage se trouve en amont de deux cloisons qui ont les ouvreaux ouverts. La quantité d'air soufflée est en partie évacuée par les ouvreaux. Tandis qu'à partir de la deuxième rampe de soufflage, les ouvreaux demeurent fermés.

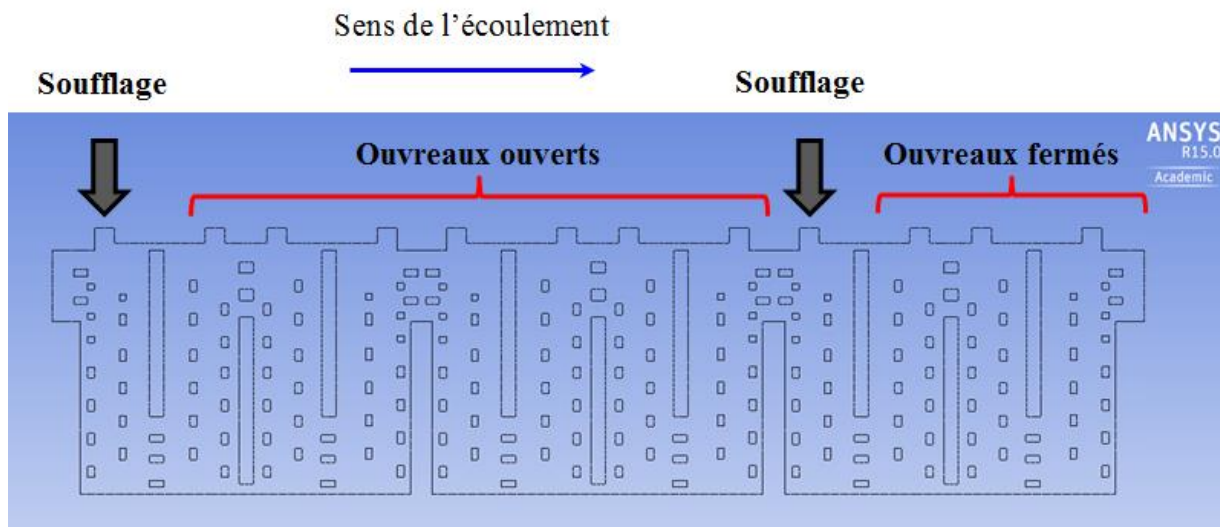


Figure 4.12. Schéma des cloisons du refroidissement avec les ouvrants ouverts

Les résultats montrent que la fraction du débit qui est évacuée vers l'extérieur à travers les ouvrants dans la dernière partie du refroidissement représente 70% du débit qui est soufflé par la première rampe de soufflage.

4-4. Compagnes de mesure et validation du modèle

La validation est une étape incontournable dans le développement d'un modèle mathématique. La validation est un processus qui vise à déterminer le degré de fidélité de la représentation que donne le modèle du phénomène réel du point de vu de l'utilisation prévue du modèle [179, 180]. Dans cette partie du chapitre, la validation du modèle 3D du four horizontal de cuisson d'anodes est discutée.

La validation du modèle a été faite avec les données de fonctionnement de fours industriels et le modèle a été appliqué avec les géométries du four protégé par la propriété intellectuelle. Les résultats ont été normalisés dans le but de respecter les conditions de confidentialité. Pour d'autres applications, le modèle a été appliqué à d'autres géométries



et en utilisant des paramètres génériques de fonctionnement du four disponibles dans la littérature.

La température normalisée présentée pour cette partie de la thèse a été calculée par le rapport de chaque valeur calculée sur la température maximale obtenue dans chaque simulation. Comme les simulations sont transitoires et à défaut de pouvoir présenter les grandeurs temporelles du fonctionnement du four industriel, le temps a été normalisée en divisant par le temps final de chaque simulation. Le même principe a été utilisé avec les propriétés thermiques mesurées des matériaux qui constituent le four. Les données obtenues de la littérature sont présentées en tant que tel, mais les valeurs mesurées sont présentées par rapport au maximum mesuré en laboratoire.

4-4-1. Différentes méthodes de validation d'un modèle mathématique

La validation d'un modèle mathématique se fait toujours par la comparaison des résultats du modèle étudié ou développé avec d'autres résultats obtenues d'une manière différentes [181]. Différentes méthodes sont couramment utilisées mais dans le cas du modèle du four développé dans ce travail de recherche, toutes les méthodes ne peuvent pas être exploitées. Dans un cas idéal, la méthode de la solution exacte est utilisée. Les solutions numériques d'un modèle mathématique sont comparées à des solutions exactes des équations qui régissent le phénomène modélisé. Cette méthode est utilisée lorsque la solution analytique du problème peut être déterminée. Dans la plupart des cas, comme c'est le cas du modèle du four de cuisson d'anodes, la solution analytique est très difficile à trouver. Ceci est due à la complexité des phénomènes (écoulement turbulent, transfert de chaleur non linéaire, etc.) et de la géométrie qui est très complexe surtout celle de la cloison où les gaz circulent [182]. La méthode de la solution exacte n'est donc pas

applicable pour valider le modèle mathématique transitoire 3D du four horizontal à défaut de pouvoir déterminer une solution analytique des phénomènes qui se passent dans le four.

Parmi les méthodes courantes aussi, celle de la comparaison des résultats. Dans cette méthode, les résultats du modèle développé sont comparés aux résultats déjà validés obtenus grâce à un autre modèle numérique. Ceci peut être effectué en utilisant différentes méthodes numériques par exemple, si la physique est bien représentée, les résultats doivent avoir une tendance comparable. Cette méthode est utilisée dans le cas où un autre modèle comparable existe déjà. Dans le cas du modèle transitoire du four horizontal, il n'est pas facile de trouver d'autres modèles qui traitent les phénomènes de la même manière. Cette méthode est donc non utilisée.

La méthode de la validation par des résultats expérimentaux est souvent utilisée pour la validation de modèle mathématique. Cette méthode est la plus utilisée et la plus fiable des méthodes de validation d'un modèle mathématique. Elle permet directement de voir si le modèle reproduit dans les mêmes conditions, les mêmes résultats que dans le système considéré dans le modèle. Cependant, la méthode peut avoir des inconvénients. L'utilisation d'instruments de mesures peut modifier le phénomène physique modélisé et peut introduire des erreurs. Pour une validation pertinente, la comparaison doit être la plus similaire possible pour pouvoir considérer le modèle validé [180]. Pour la validation du modèle 3D du four de cuisson d'anodes, différentes mesures ont été exploitées, soit celles disponibles sur le four pour les besoins de son contrôle ou bien avec des mesures supplémentaires effectuées durant son fonctionnement sans perturber les pratiques régulières de la cuisson des anodes. Les résultats sont présentés dans ce chapitre.

4-4-2. Compagne de mesure

Lors des opérations de la cuisson des anodes, un certain nombre de mesures sont effectués afin de contrôler le four. Les différentes rampes qui passent par les différentes sections du four sont munies de sondes de pression et de thermocouples afin de contrôler le taux de chauffage et le gradient de pression sur toutes les sections du four. Ces mesures sont enregistrées et ont été utilisées pour la validation du modèle. D'autres mesures ont été effectuées sur le four durant son fonctionnement dans les endroits accessibles afin d'avoir davantage de données pour comparer les prédictions du modèle avec les valeurs mesurées.

Dans cette partie, les paramètres de fonctionnement du four lors des mesures sont présentés, les résultats des mesures et les comparaisons avec ceux obtenus par le modèle sont présentés aussi et discutés.

Différentes campagnes de mesures ont été réalisées sur le four horizontal industriel. Différentes parties du four ont été observées afin d'analyser les variations spatiales des températures durant la cuisson des anodes. Des travaux de caractérisation des matériaux constituant le four ont été effectués au Centre universitaire de recherche sur l'aluminium (CURAL) et la cinétique de dégagement des matières volatiles des anodes a été étudiée également. Ces travaux ont été effectuée afin de représenter adéquatement les matériaux et de quantifier les matières volatiles issue de la cuisson des anodes qui font partie du bilan énergétique de la cuisson des anodes.

Bien que les travaux de caractérisation ne fassent pas partie des campagnes de mesure sur le four industriel en service, les résultats sont tout de même présentés dans cette partie puisqu'ils sont essentiels à la réalisation de la validation du modèle.

Mesure de la température des gaz dans les cloisons du four

La variation de la température des gaz le long du cycle de cuisson est l'un des points les plus importants dans la pratique de la cuisson des anodes. Le traitement thermique des anodes est effectué en contrôlant la température des gaz dans les cloisons. Durant la partie du préchauffage, la combustion des volatiles peut être ajustée par le contrôle de la dépression dans les sections subissant la première partie de la cuisson et le débit des gaz (qui est contrôlé aussi par la dépression créée par les rampes d'aspiration et la surpression engendrée par les rampes de soufflage). Durant la phase du chauffage, la température des gaz est contrôlée par le débit du carburant injecté par les brûleurs et aussi par le débit des gaz. Enfin, le refroidissement des anodes est contrôlé par le débit d'air injecté par les rampes de soufflage dans les cloisons subissant ainsi la dernière étape de cuisson des anodes. La variation de la température des gaz tout au long du feu de cuisson ou en fonction du temps pour toute la durée de la cuisson des anodes est appelée courbe de cuisson. La maîtrise de la cuisson des anodes dépend directement du contrôle de la courbe de cuisson des anodes. La température des gaz est mesurée à plusieurs positions sur les sections du four qui forment un feu durant la cuisson des anodes par le système de contrôle. Ces mesures sont utilisées afin de les comparer avec les prédictions de la température des gaz par le modèle. D'autres points de mesures ont été ajoutés pour les besoins de différentes comparaisons des prédictions du modèle mathématique transitoire.

Mesures à l'aide du système d'acquisition pour le contrôle du four

Parmi les rampes qui passent sur les sections du four horizontal, plusieurs sont munies de thermocouples et de sondes de pression, notamment celles avec lesquelles les deux étapes de préchauffage et chauffage à la température maximale sont réalisées. La rampe d'aspiration, celle des mesures et les trois rampes de brûleur donnent des informations sur l'évolution de la température dans les cloisons. La Figure 4.13 montre quelques exemples du profil de température des gaz mesuré à l'aide des thermocouples des différentes rampes au passage d'une seule section. Pour les trois sections suivies durant la cuisson, différents enregistrements ont été effectués. Pour chaque section, l'annotation S-A, S-B ou S-C a été attribuée et pour les cloisons, elles sont identifiées Cl-1 ou Cl-7.

Les différentes phases de préchauffage et de chauffage peuvent être observées sur les graphiques de la température. Sur ces mesures, des discontinuités sont observées. Elles sont engendrées par la différence des positions où chaque rampe effectue la mesure. Trois différentes campagnes de mesures pour la température des gaz ont été réalisées sur différentes cloisons de différentes sections de deux fours industriels, et ce dans différentes périodes de l'année. Elles ont été effectuées durant les opérations standards des fours de cuisson.

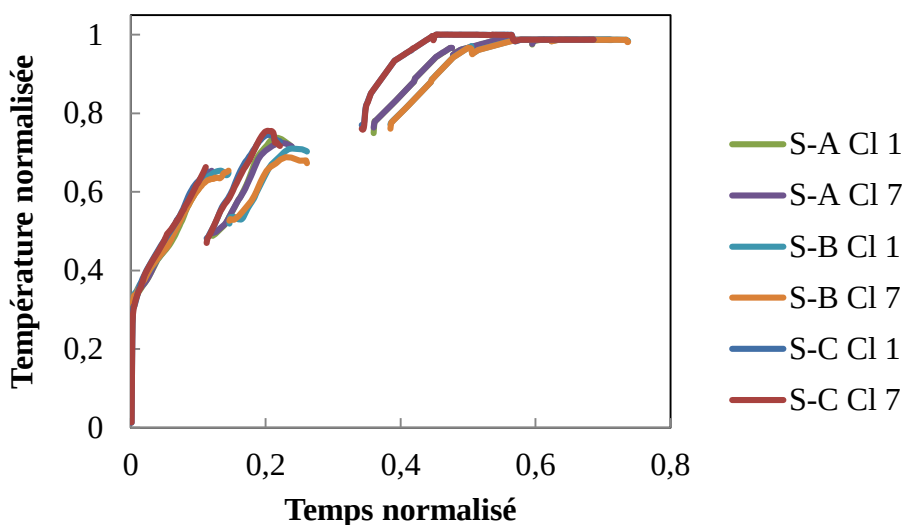


Figure 4.13. Profils de température de gaz mesurés avec le système de contrôle durant les opérations réelles de cuisson

Les différences qui peuvent être observées sur ces résultats et qui sont importants pour la comparaison avec les prédictions du modèle sont le cycle de feu (la durée de chaque étape) et les températures qui sont reliées à la quantité de carburant consommées dans les cloisons.

Mesure à l'aide de thermocouples additionnels

La taille du four de cuisson d'anodes est considérable. Il est très difficile de mesurer dans tout le volume la température des gaz. Cependant, il suffit de faire des mesures sur quelques points pour avoir une idée sur ce qui se passe dans le four durant son fonctionnement, comme c'est le cas pour le système de contrôle [183]. Afin d'avoir d'autres références pour valider le modèle pour le calcul de la température des gaz, des thermocouples additionnels ont été utilisés pour mesurer la température des gaz dans une position différente que celles où des mesures obtenues par les différentes rampes.

Les mesures avec les thermocouples additionnels ont été effectuées dans les mêmes sections pour lesquelles les enregistrements de températures ont été faits avec les rampes du feu de cuisson. Cette coïncidence aide à avoir des séries de résultats de mesure qui respectent les mêmes cycles de permutation et elles sont importantes dans la détermination du temps physique des simulations numériques. La Figure 4.14 montre un exemple des mesures obtenues grâce aux thermocouples additionnels utilisés pour réaliser les campagnes de mesure de la température des gaz dans les fours durant la cuisson des anodes. Les différentes sections sont notées S-A, S-B et S-C avec un ajout des lettres Cl-1 pour indiquer que la température des gaz de la cloison a été mesurée en surplus des données usuelles des contrôles des fours.

Les thermocouples additionnels ont été connectés à un dispositif d'acquisition de données pour enregistrer les variations de la température durant toute la durée de la cuisson (du préchauffage jusqu'au refroidissement). Les opérations de la cuisson n'ont pas été affectées par les mesures additionnelles effectuées sur le four.

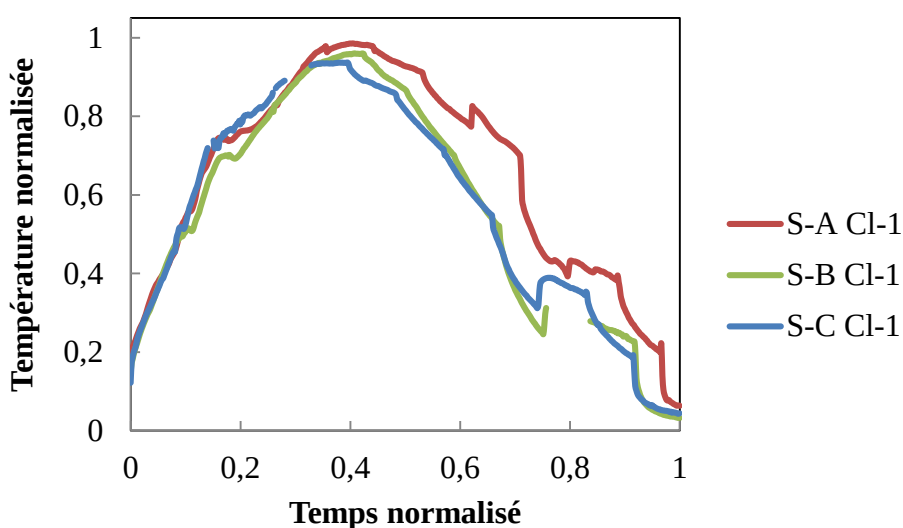


Figure 4.14. Profils de la température des gaz mesurés avec les thermocouples additionnels durant les opérations réelles de la cuisson

Bien que les mesures de la température des gaz durant le cycle de cuisson, aient été effectuées dans la même position, des différences peuvent être observées. Ces différences peuvent être dues à des changements dans les opérations de la cuisson entre les différentes campagnes de mesure. Pour chaque cas, les paramètres d'opération utilisés sont très importants à considérer afin de pouvoir les inclure dans le modèle et permettre une comparaison valable entre les mesures et celles prédites par le modèle.

Les mesures obtenues avec les thermocouples additionnels donnent les mêmes informations sur l'évolution de la température durant la cuisson mais dans une autre position qui reste inchangée durant le cycle complet de cuisson. Grâce à ces mesures, les profils obtenus sont continus en fonction du temps.

Mesure de la température des solides dans les alvéoles

La température des différents solides dans l'alvéole est une conséquence des phénomènes qui se passent dans les cloisons autour d'elle. Que ce soit durant le préchauffage, le chauffage ou le refroidissement, les conditions où se trouvent les anodes et les différents solides sont directement reliées à l'état des gaz dans les cloisons. Cependant, il est difficile d'obtenir des données mesurées sur l'évolution de la température partout dans les solides. Les mesures faites dans l'alvéole servent tout d'abord à connaître les conditions de cuisson subies par les anodes et dans ce travail, à valider modèle.

Certaines mesures sont réalisées au niveau des alvéoles pour les besoins du contrôle du four. Quelques exemples sont présentés dans cette partie. D'autres mesures additionnelles ont été effectuées sur le four en fonctionnement pour les besoins des

compagnes de mesure. Ces mesures ont été effectuées à l'aide de différentes méthodes ; mesures des températures transitoires à l'aide de thermocouples et les températures maximales équivalentes atteintes à différentes positions au niveau des anodes à l'aide du Lc du coke cru calciné en même temps que la cuisson des anodes. Cette dernière méthode est une méthode indirecte de mesure de la température et elle sera expliquée en détail plus loin dans cette partie du chapitre.

Mesures à l'aide du système d'acquisition pour le contrôle du four

Le système d'acquisition du four horizontal est généralement capable de mesurer la température dans un ou plusieurs points dans l'alvéole. Les anodes sont des blocs rigides et d'un volume considérable, il n'est pas possible de mesurer réellement leurs températures. Néanmoins, il est possible de placer des thermocouples à côté des anodes dans le coke de garnissage. Ces mesures sont généralement effectuées afin de s'assurer que la température finale de cuisson des anodes est dans la gamme de température voulue. Les enregistrements de la température dans l'alvéole à côté des anodes pour les trois sections pour lesquelles la température des gaz a été mesurée ont été exploités pour les besoins de la validation du modèle mathématique transitoire.

La Figure 4.15 montre quelques mesures enregistrées depuis le système de contrôle du four à la fin du cycle de chauffage, soit au passage de la dernière rampe de brûleurs sur les sections S-A, S-B et S-C. L'alvéole pour laquelle la température dans l'alvéole a été enregistrée est notée A-1.

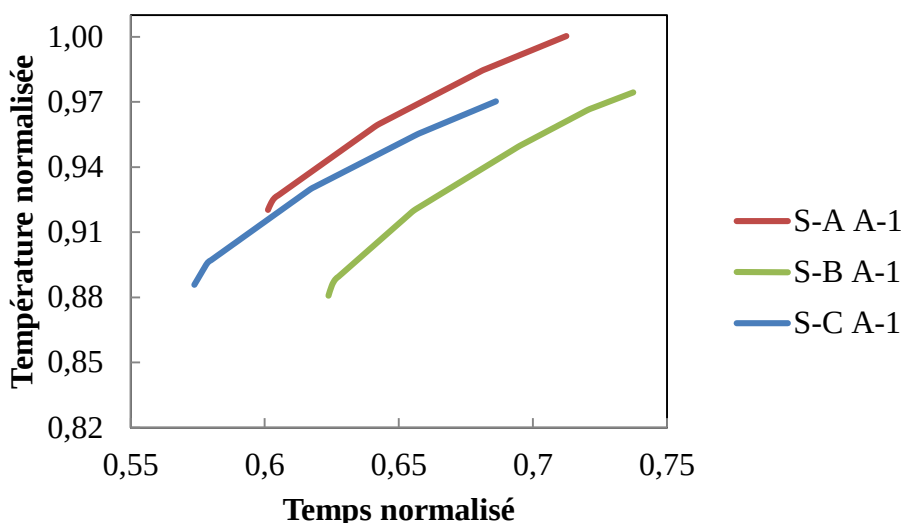


Figure 4.15. Profil de température dans l'alvéole mesurée par le système de contrôle durant les opérations réelles du four horizontal

Les cycles de cuisson pour lesquelles l'enregistrement de la température dans l'alvéole a été fait, sont faits sur les mêmes fours mais, à des périodes différentes. La différence dans la durée du cycle de cuisson peut être observée à travers le décalage en fonction du temps de chaque courbe de température. La température maximale atteinte mesurée est toujours dans le même ordre de grandeur pour tous les enregistrements. Ces différences sont très importantes pour la validation du modèle mathématique, notamment pour le taux de chauffage et la température maximale atteinte dans cette position des alvéoles.

Mesure à l'aide de thermocouples additionnels

Lors des campagnes de mesure sur les fours de cuisson en fonctionnement, une alvéole a été équipée de thermocouples qui ont été installés sur les anodes avant le remplissage avec le poussier. Les thermocouples ont été placés sur les anodes dans des trous d'environ 2 cm de profondeur. Les enregistrements ont été faits à l'aide d'une carte d'acquisition de données afin de recueillir les variations de la température en ces



différentes positions durant tout le cycle de cuisson des anodes. La Figure 4.16 montre un schéma de la disposition des thermocouples sur les anodes comme réalisée lors de la campagne de mesure.

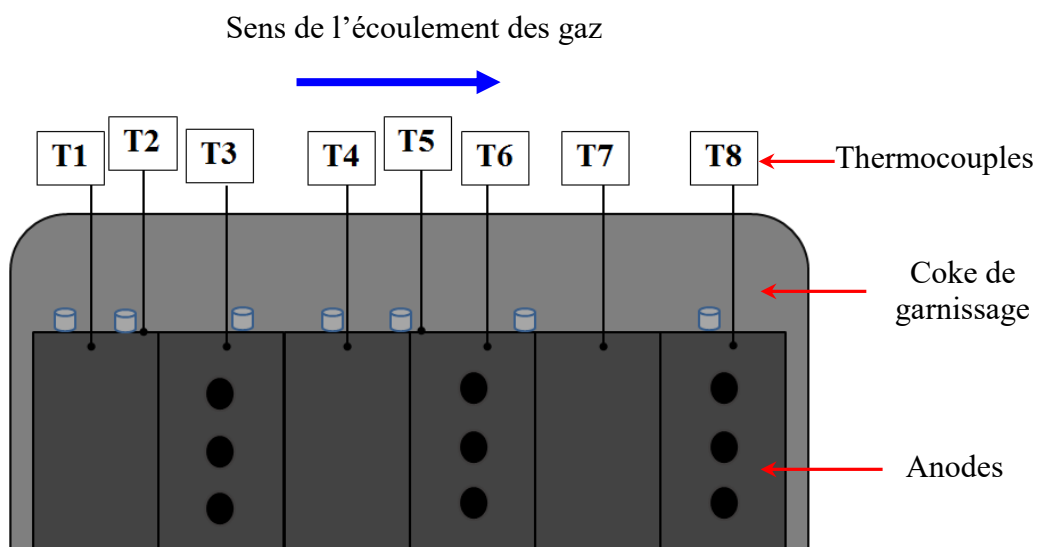


Figure 4.16. Schéma de la disposition des thermocouples pour la mesure de la température des anodes durant les opérations réelles de cuisson

Certains thermocouples ont été gardés juste en contact avec la surface haute des anodes, et les autres étaient dans les trous forés sur les côtés hauts des anodes. Les enregistrements des températures des anodes obtenus sont présentés dans les graphiques de la Figure 4.17. Les enregistrements à partir des thermocouples placés dans les trous sont présentés dans la Figure 4.17a et ceux obtenus avec les thermocouples placés juste en contact sont présentés dans la Figure 4.17b. Les mesures relatives à chaque thermocouple sont notées de T1 à T8.

Les mesures ont été effectuées sur ces positions à cause de leur accessibilité. La configuration de l'alvéole et sa taille rend les mesures difficiles dans les anodes.

Néanmoins, les informations enregistrées sur ces positions peuvent donner une référence pour comparer les prédictions du modèle dans les mêmes positions.

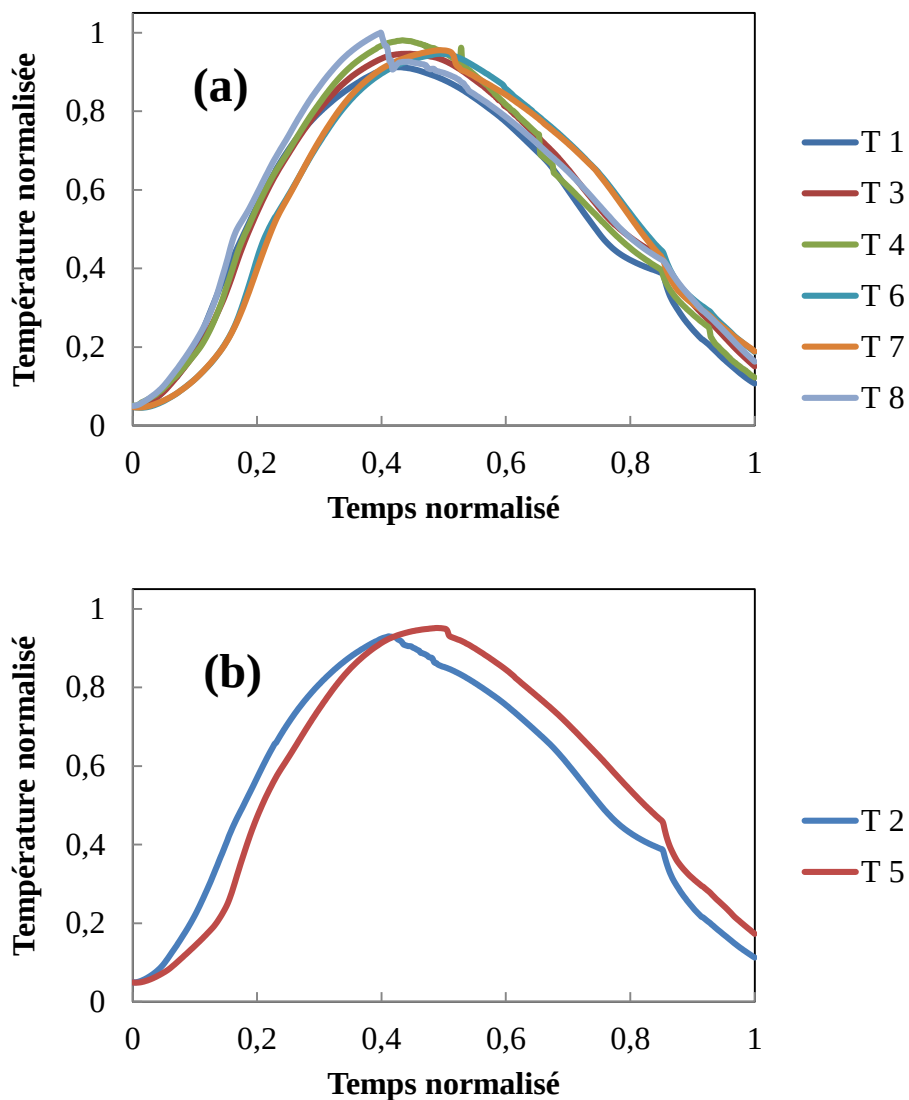


Figure 4.17. Profils de température des anodes enregistrées lors de la campagne de mesure durant les opérations réelles du four de cuisson ; (a) thermocouple dans les trous et (b) juste à la surface des anodes

Mesure de la température équivalente à Lc du coke

Une autre possibilité de connaître la température dans l'alvéole est celle dite mesure de la température équivalente [184, 185] par la longueur cristalline du coke cru calciné dans

le four de cuisson d'anodes. Dans cette technique, un coke de pétrole cru calibré est placé dans des creusets et sont enfournés avec les anodes. A la fin de la cuisson, le coke est calciné en même temps que la cuisson des anodes dans les mêmes conditions. Après la mesure de la longueur cristalline du coke calciné, une température équivalente est calculée à l'aide des tables de calibration du coke de pétrole utilisé. Cette valeur donne une information sur la température maximale atteinte dans les positions où les creusets ont été posés contrairement aux thermocouples qui enregistrent des données transitoires.

Pour la comparaison des prédictions du modèle mathématique dans ce cas, seul les températures maximales calculées par le modèle peuvent être comparées. Les alvéoles où les mesures des températures maximales équivalentes ont été effectuées ont été munies d'une série de creusets de telle sorte à reproduire une cartographie des températures maximales atteintes par les anodes. Ces mesures sont très importantes pour connaître les conditions de températures maximales des anodes à la fin du cycle du chauffage maximal et pour comparer les prédictions du modèle.

Les anodes comportent des trous pour qu'elles soient sellées aux tiges anodiques après la cuisson. Dans ces emplacements, les creusets ont été placés avant l'enfournement. Un total de 54 creusets a été mis dans les trous des anodes et une série de 8 creusets ont été posés sur la surface haute des paquets d'anodes après leur enfournement à côté des emplacements des thermocouples. La Figure 4.18 montre la disposition des creusets avec les anodes dans l'alvéole après l'enfournement.

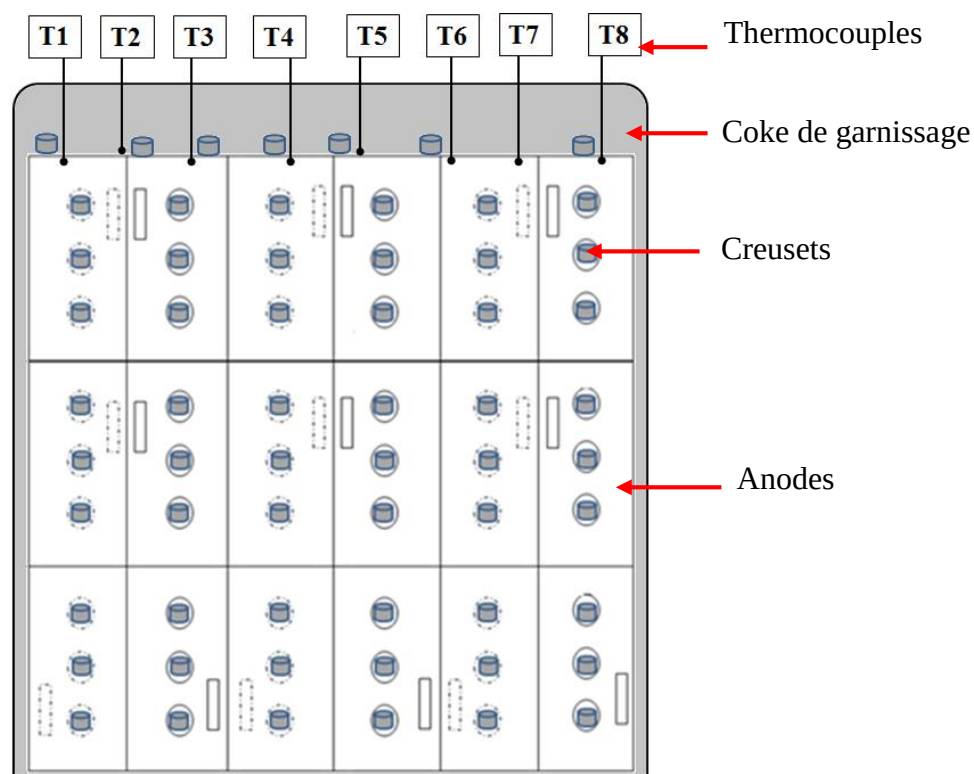


Figure 4.18. Schéma de la disposition des creusets dans l'alvéole pour la mesure de la température maximale équivalente durant les opérations réelles de la cuisson.

Au défournement des anodes, les creusets sont récupérés et le coke calciné et analysé afin de déterminer les températures maximales atteinte dans chaque position où les creusets ont été placés. La Figure 4.19 montre la cartographie de la distribution de la température maximale atteinte durant la cuisson des anodes dans deux alvéoles de la même section sur lesquelles plusieurs paramètres de cuisson des anodes ont été enregistrés. Les sections sont notées S-B et S-C et l'alvéole est notée A-1. La Figure 4.19a présente les températures maximales équivalentes de l'alvéole A-1 de la section S-B et la Figure 4.19b montre les températures de l'alvéole A-1 de la section S-C.

Le modèle mathématique donne des prédictions transitoires de la cuisson. La comparaison de ces prédictions avec ces mesures est faite seulement pour les températures maximales.

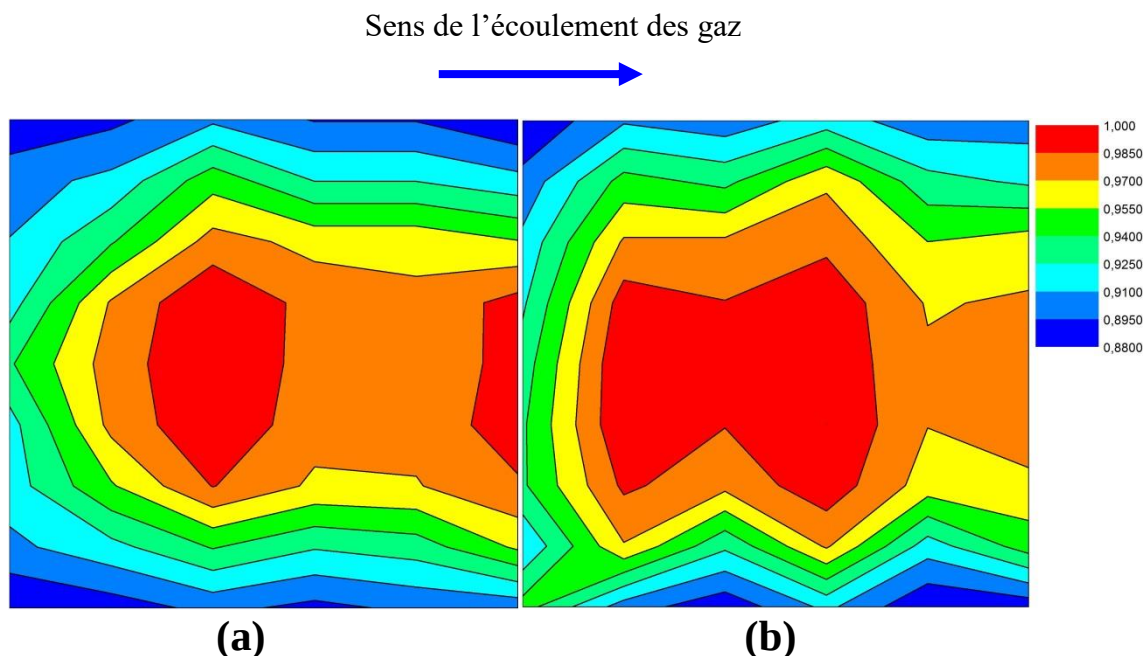


Figure 4.19. Contours des températures équivalentes maximales mesurées dans deux alvéoles de deux sections différentes durant les opérations réelles de cuisson :
 (a) alvéole A-1 section S-B et (b) alvéole A1 section S-C

Les mêmes analyses ont été réalisées pour le coke calciné dans les creusets placés sur les paquets d'anodes pour trouver les températures maximales équivalentes atteintes sur ces positions à côté de l'emplacement des thermocouples. La Figure 4.20 montre pour chaque position la température maximale équivalente mesurée par Lc du coke par rapport aux températures maximales mesurées avec les thermocouples. Les positions de 1 à 8 des creusets et des thermocouples sont en ordre croissant dans le sens de l'écoulement des gaz. Les mesures à l'aide des creusets et les thermocouples sur la surface haute du paquet des anodes enfournées ont été effectuées pour la section S-C seulement.

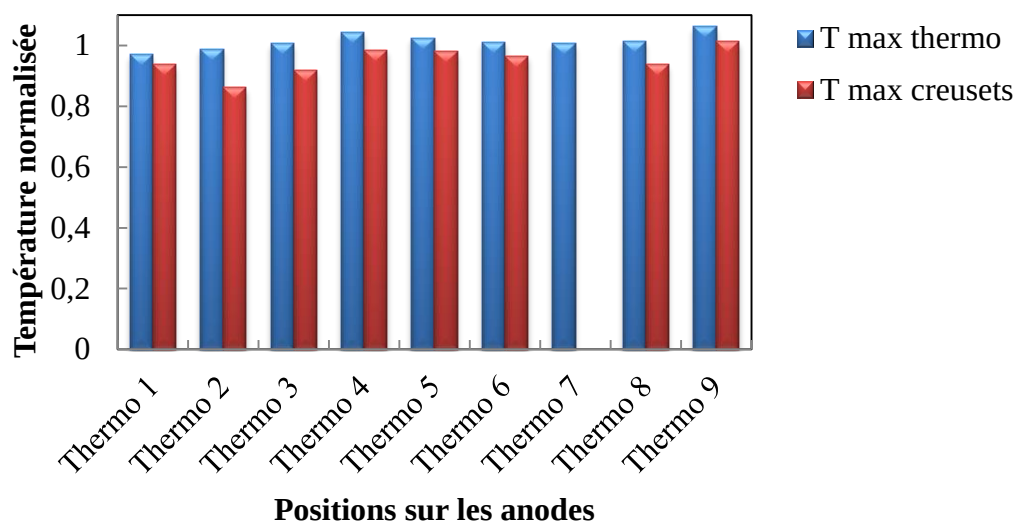


Figure 4.20. Températures maximales mesurées sur les paquets d'anodes à l'aide de thermocouples (T max thermo) et de Lc du coke calciné (T max creusets)

Mesures des propriétés thermiques des matériaux du four

Dans un modèle mathématique transitoire, la température à travers tous les sous domaines change considérablement durant le processus de cuisson. Les anodes subissent des transformations thermochimiques, et par conséquent, les différentes propriétés thermo-physiques changent. Les briques réfractaires et le coke de garnissage subissent aussi des cycles de chauffage et de refroidissement périodique créant ainsi des variations de leurs propriétés thermo-physiques en fonction de la température et en fonction du temps avec l'âge du four. Ces changements des propriétés sont importants à considérer dans le modèle pour tenter de s'approcher le plus possible des conditions réelles de la cuisson et du fonctionnement du four. Plusieurs essais ont été faits en considérant ou non la variation des propriétés. Les résultats ont montré des différences importantes et des travaux de caractérisation des matériaux qui constituent le four ont été réalisés et présenté dans ce qui va suivre. Les résultats de ces mesures ne servent pas directement à valider le

modèle mathématique mais donnent plus de fiabilité au modèle pour un comportement thermique qui s'approche de la réalité.

Conductivité thermique

La variation de la conductivité thermique en fonction de la température des anodes et des briques réfractaires a été mesurée pour différents échantillons. Des fonctions polynomiales en fonction de la température pour décrire cette variation ont été établies et implémentées dans le modèle global. Cette propriété thermique des matériaux dépend considérablement de la structure et de la composition des matériaux. Si la composition des anodes ou le type de briques changent, les valeurs de la conductivité thermique en fonction de la température changent aussi. Il est important de spécifier de manière adéquate pour chaque matériau sa conductivité thermique. Les mesures ont été réalisées avec la méthode flash selon le standard ASTM E 1461 [186].

Les graphiques de la Figure 4.21 présente pour différents échantillons d'anodes les variations de la conductivité thermique en fonction de la température. Il est difficile de procéder à la mesure de cette propriété thermique puisque l'anode est un matériau composé de coke et de brai qui sont hautement réactifs à haute température au contact avec l'oxygène. De plus, la dévolatilisation lors de la cokéfaction du brai peut altérer les mesures et donner de résultats erronés. Le changement de phase du brai et les matières volatiles dégagées peuvent endommager aussi les équipements. Des mesures jusqu'à la température de 500°C ont été réalisées comme montré sur la Figure 4.21a et une extrapolation a été effectuée pour les températures jusqu'à 1200°C proportionnelles à des données disponibles dans la littérature. La Figure 4.21b présente les variations de la conductivité thermique des anodes présentées par Severo et al. (2011) [187]. Les valeurs

disponibles dans la littérature sont spécifiques à des anodes données qui n'ont pas spécialement la même composition que celles considérées dans le modèle développé. Des différences peuvent être observées entre les conductivités thermiques mesurées et celles de la littérature.

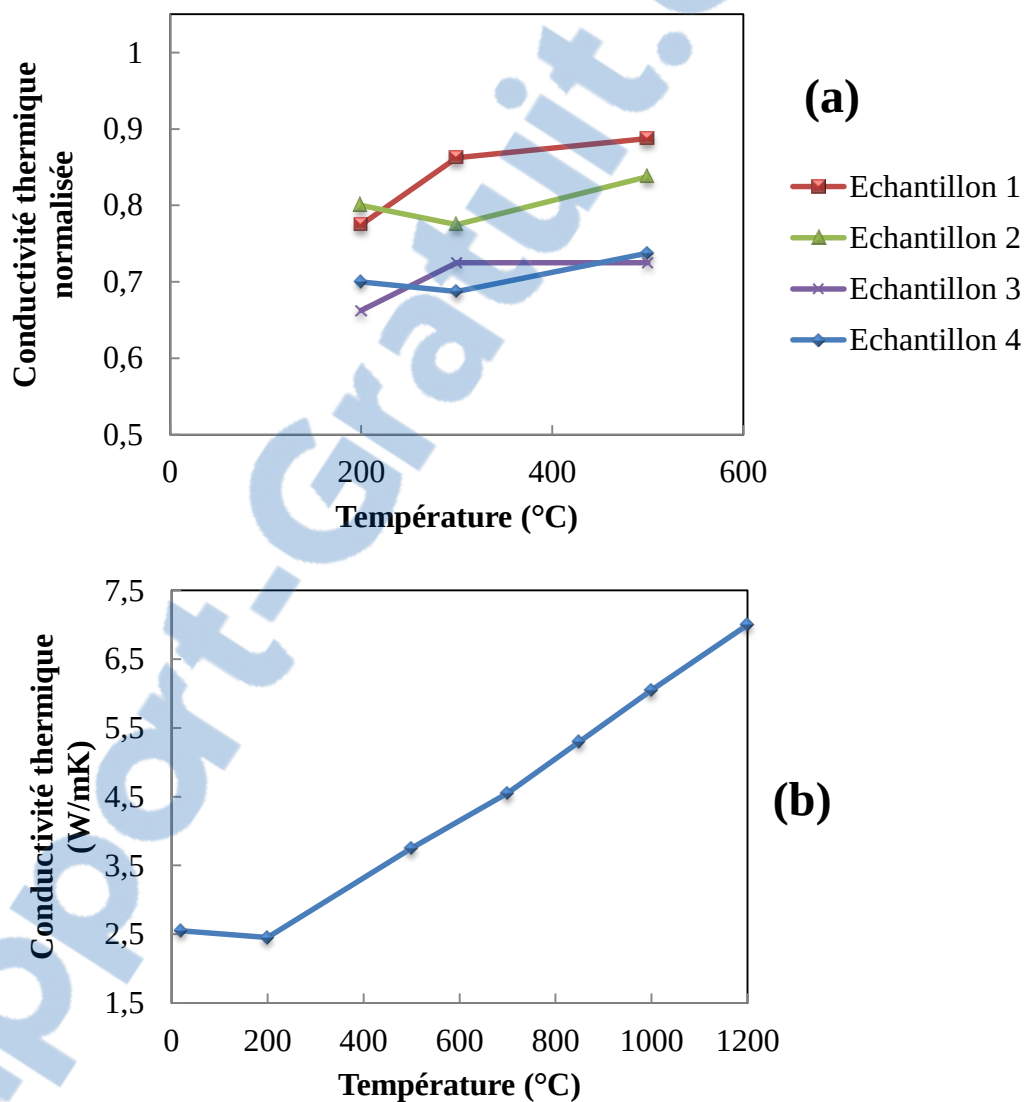


Figure 4.21. Variation de la conductivité thermique des anodes en fonction de la température ; (a) mesurée et (b) littérature

Les briques réfractaires sont faites de matériaux composites et d'alumine pour avoir des propriétés spécifiques et fournir un matériau résistant aux contraintes que subit le four

durant la cuisson des anodes. Les briques subissent des écarts de température très importants durant le fonctionnement du four. Les propriétés des briques réfractaires varient beaucoup parce qu'il s'agit d'un produit de composition variable. Très peu de données sont disponibles dans la littérature à ce sujet. Les variations de la conductivité thermique des briques utilisées dans la construction des fours ont été mesurées en fonction de la température. Comme les briques sont inertes à haute température, les mesures ont été réalisées jusqu'à des températures allant jusqu'à 900°C. La Figure 4.22 montre les résultats des mesures en fonction de la température de la conductivité thermique pour différents échantillons de briques réfractaire. Les mesures de la conductivité thermique ont été réalisées au centre de caractérisation du CURAL (Centre Universitaire de Recherche sur l'Aluminium).

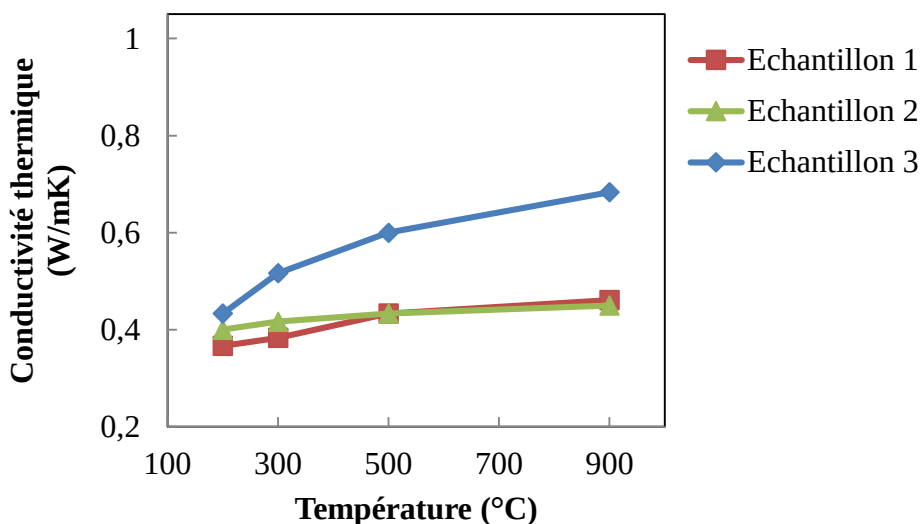


Figure 4.22. Variation de la conductivité thermique des briques réfractaires en fonction de la température

Chaleur spécifique

La chaleur spécifique des anodes a été mesurée par calorimétrie. À différentes températures, la chaleur spécifique change considérablement durant la cuisson des anodes. Une expression polynomiale qui exprime la chaleur spécifique en fonction de la température a été implémentée dans le modèle transitoire pour prendre en considération ce paramètre dans les simulations du cycle de cuisson durant lequel la température change en fonction du temps. La Figure 4.23 présente les résultats des mesures pour différents échantillons prélevés à différentes positions dans différentes anodes (Figure 4.23a).

Les mesures de la chaleur spécifique des anodes a été réalisée jusqu'à une température de 500°C à cause de la réactivité des anodes à haute température et la difficulté à assurer un milieu inerte lors des mesures à haute température. La variation de la chaleur spécifique jusqu'à 1200°C a été obtenue par extrapolation proportionnelle aux données disponibles dans la littérature [187] (Figure 4.23b).

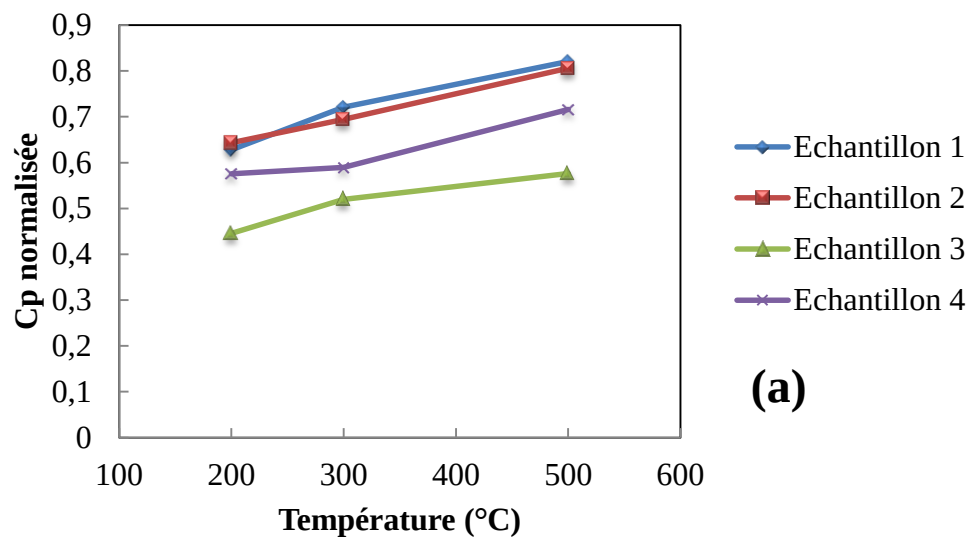
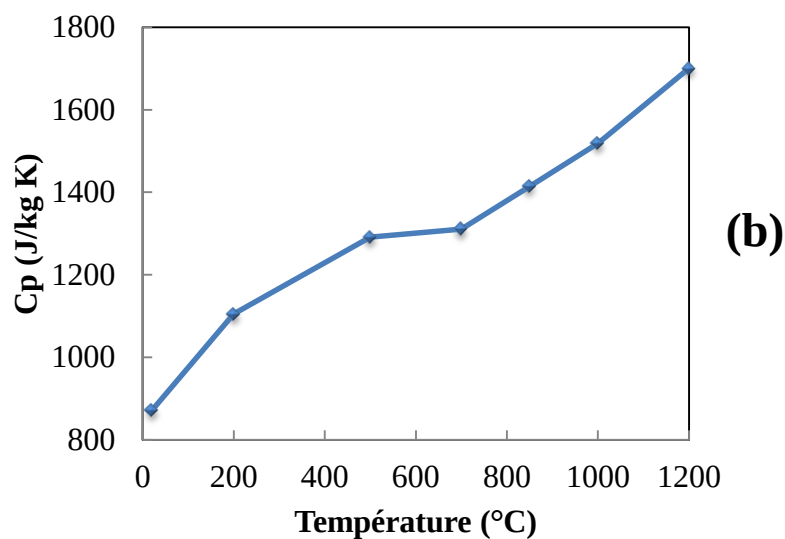


Figure 4.23. Variation de la chaleur spécifique des anodes en fonction de la température :
(a) mesurées et (b) littérature

La chaleur spécifique des briques réfractaires a aussi été considérée en fonction de la température dans le modèle transitoire. Des échantillons de différentes briques prélevées à différentes positions dans des briques ont été caractérisés afin de connaître la fonction polynomiale qui décrit l'évolution de cette propriété avec la température. Des briques de différents âges ont été testées dans le but d'observer l'effet du vieillissement des briques

sur la chaleur spécifique. À l'aide du modèle, la différence entre les nouvelles ou vieilles briques peut être testée pour voir son effet sur les conditions de cuisson des anodes.

La Figure 4.24 montre les mesures à différentes températures de la chaleur spécifiques des briques réfractaires.

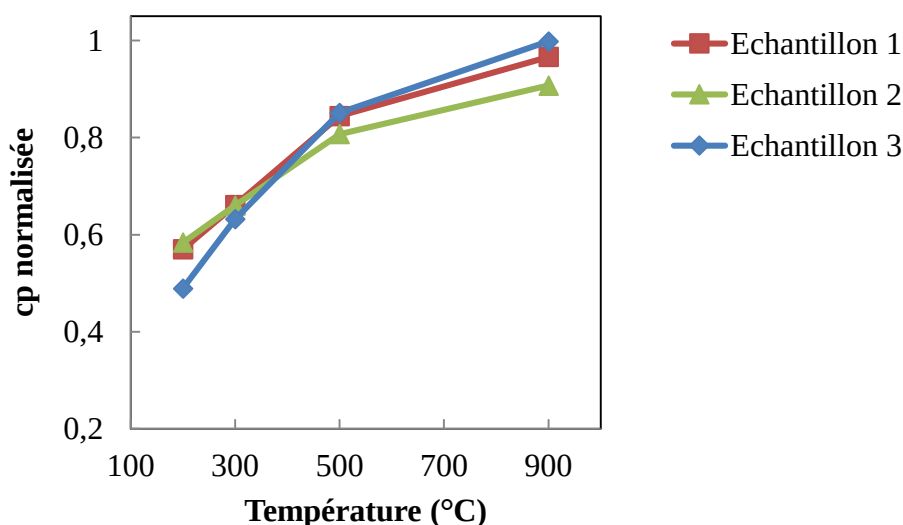


Figure 4.24. Variation de la chaleur spécifique des briques réfractaires en fonction de la température

Densité

La densité des anodes change durant la cuisson dans le four. Les anodes subissent une perte de masse due au dégagement des différentes matières volatiles. En même temps, le chauffage et le refroidissement des anodes durant la cuisson résulte en une contraction des anodes. La contraction est traduite par la diminution du volume des anodes. Mais le long de différentes étapes du préchauffage, du chauffage et du refroidissement, les anodes ne se comportent pas linéairement en termes de dilatation ou contraction. Des détails plus spécifiques sur le comportement de dilatation des anodes en carbone durant la cuisson sont donnés par Chmelar et al. (2006) [188]. Dans ces travaux, des échantillons d'anodes

ont été testés durant leur cuisson à différents taux de chauffage pour observer leur évolution en temps réel pour ce qui est de l'expansion thermique. Les conditions de cuisson appliqués ne sont pas les mêmes d'un point de vu de la taille des échantillons et des contraintes mécaniques subies par les anodes. Vue la superposition des anodes dans les alvéoles et leurs tailles, la cuisson des anodes résulte généralement en une contraction sensible à la composition des anodes (teneur en brai) et du taux de chauffage. La contraction moyenne dans le volume des anodes cuites est de l'ordre de 2% [189].

La perte de masse des anodes est aussi un phénomène très important. Elle a été mesurée pour des échantillons d'anodes en laboratoire durant un test thermogravimétrique

La combinaison de la perte de masse des anodes et de leurs comportements à la dilatation change légèrement la densité des anodes. Cette variation est plus importante lors de la phase de dégagement des matières volatiles due à la perte de masse et la variation du volume lors du changement de phase du brai. Cette variation de la densité des anodes est incluse dans le modèle transitoire en fonction de la température et en fonction du temps.

La Figure 4.25 montre la variation de la densité normalisée en fonction de la température qui a été implémentée dans le modèle global. Une fonction polynomiale en fonction de la température est ajoutée au modèle global dans le but de décrire le comportement de la densité des anodes en fonction de la température. Très peu de références sont disponibles dans la littérature, pour prendre en compte le changement de la densité des anodes pour la simulation du processus de cuisson des anodes.

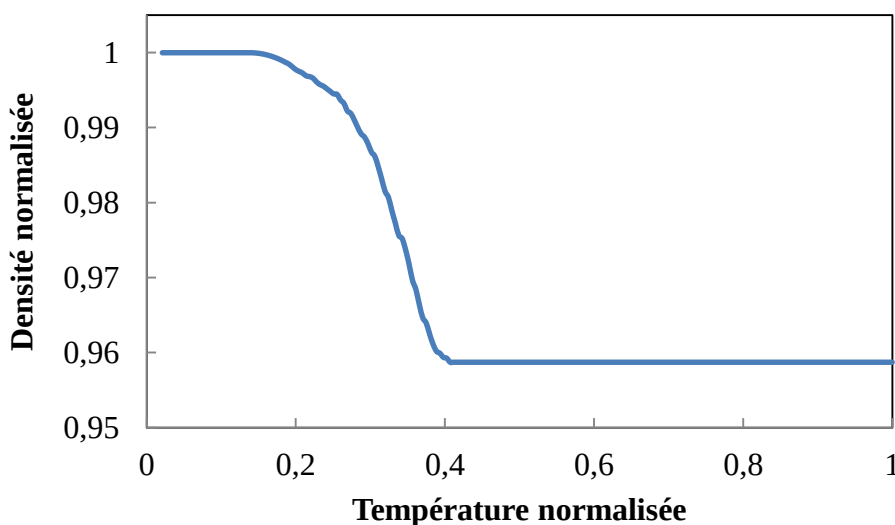


Figure 4.25. Variation de la densité en fonction de la température

Cinétique de dégagement des matières volatiles des anodes

Les matières volatiles sont d'une importance considérable dans le bilan d'énergie de la cuisson des anodes. Leur valorisation implique des économies importantes dans la consommation d'énergie du four. Du côté de la qualité des anodes, le taux de dégagement de ces matières volatiles est traduit directement sur la quantité de goudron de brai de houille cokéfié et qui reste comme constituante des anodes cuites. La dévolatilisation peut être responsable de l'état des anodes en termes de porosité et de fissure à cause que la vitesse du dégagement des matières volatiles, peut causer des modifications dans l'état des anodes en créant des fissures lors de la pyrolyse et engendre de la pression dans les anodes.

Dans cette partie, le principe de l'étude de la dévolatilisation sur les échantillons d'anodes pour déterminer la cinétique de cette réaction durant la cuisson des anodes est expliqué. Des expériences en laboratoire ont été effectuées afin de déterminer les

coefficients de la cinétique du dégagement des matières volatiles qui sont utilisés dans le modèle mathématique transitoire [33, 137].

L'analyse thermogravimétrique des anodes

L'analyse thermogravimétrique est une technique expérimentale utilisée dans le but de mesurer le changement de la masse d'une substance lorsqu'elle est chauffée avec une courbe donnée de température qui respecter des taux de chauffage et une température maximale définis. Le chauffage doit être fait sous une atmosphère contrôlée et le changement dans la masse peut être une perte (dévolatilisation) ou un gain (fixation de gaz). Dans le cas des anodes, c'est la dévolatilisation des matières volatiles.

Pour deux échantillons d'anodes en carbone testés chacun dans une expérience séparée, une analyse thermogravimétrique a été réalisée dans un four sous une atmosphère d'azote. Durant toute la durée de chauffage des deux échantillons, avec un taux de chauffage de 11°C/h, la variation de la masse a été enregistrée. La Figure 4.26 montre la variation de la masse de l'un des deux échantillons auxquelles le test gravimétrique a été effectué en fonction de la température.

Ce qui est à observer dans la variation de la masse en fonction de la température de l'échantillon d'anode, c'est que les pertes enregistrées, les plus importantes, sont sur un domaine de température bien déterminé. Cette zone de la température est considérée comme celle durant laquelle la majorité des matières volatiles, surtout les plus lourdes sont dégagées. Plus d'analyses sont nécessaires afin de déterminer la composition des matières volatiles et déterminer plus exactement à quelle température chaque espèce chimique est dégagée de l'échantillon.

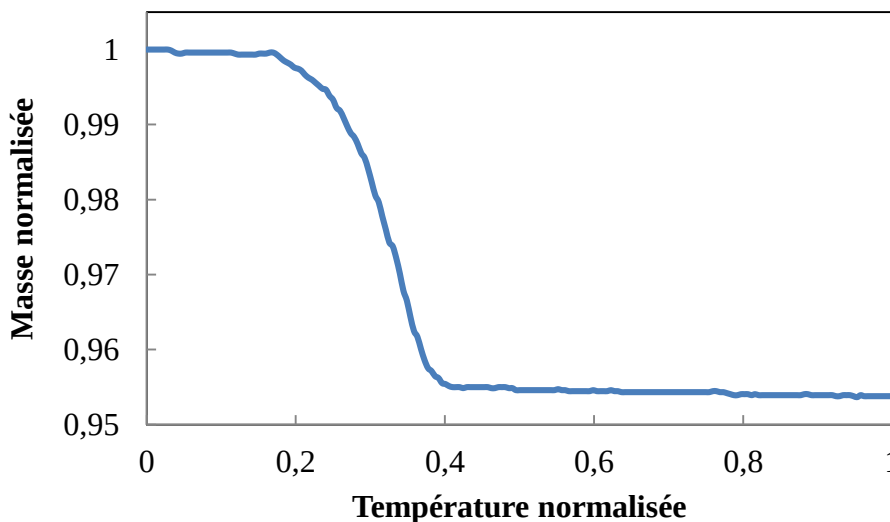


Figure 4.26. Variation de la masse d'un échantillon d'anode durant la cuisson

Chromatographie des gaz

La chromatographie des gaz est une méthode d'analyse et de détection de la composition des gaz par séparation des molécules d'un mélange gazeux [101, 102]. Cette méthode a été utilisée durant la cuisson de deux échantillons d'anode dans le système thermogravimétrique afin d'analyser et de connaître la composition des gaz qui contiennent les volatiles dégagés de ces échantillons. Principalement trois composées de matières volatiles sont considérées ; le goudron, le méthane et l'hydrogène. Le goudron est un composé d'hydrocarbure de composition très complexe et qui se compose de molécules très lourdes. Leur dégagement est observé par la variation de la masse de l'échantillon durant l'analyse thermogravimétrique. A partir de la température entre 300 à 350°C d'autres composés gazeux commencent à se dégager et qui peuvent être détectés par la méthode chromatographique. L'analyse a été effectuée avec un système qui prend régulièrement et automatiquement des échantillons de gaz afin de quantifier les quantités présentes dans le mélange de chaque espèce ; à savoir le méthane et l'hydrogène.

La Figure 4.27 montre un exemple de l'analyse du chromatographe qui est faite lorsqu'un échantillon de gaz est analysé. Les résultats sont interprétés en fonction de la surface des pics correspondants à chaque espèce chimique et de la calibration propre à la colonne qui effectue l'analyse dans le chromatographe.

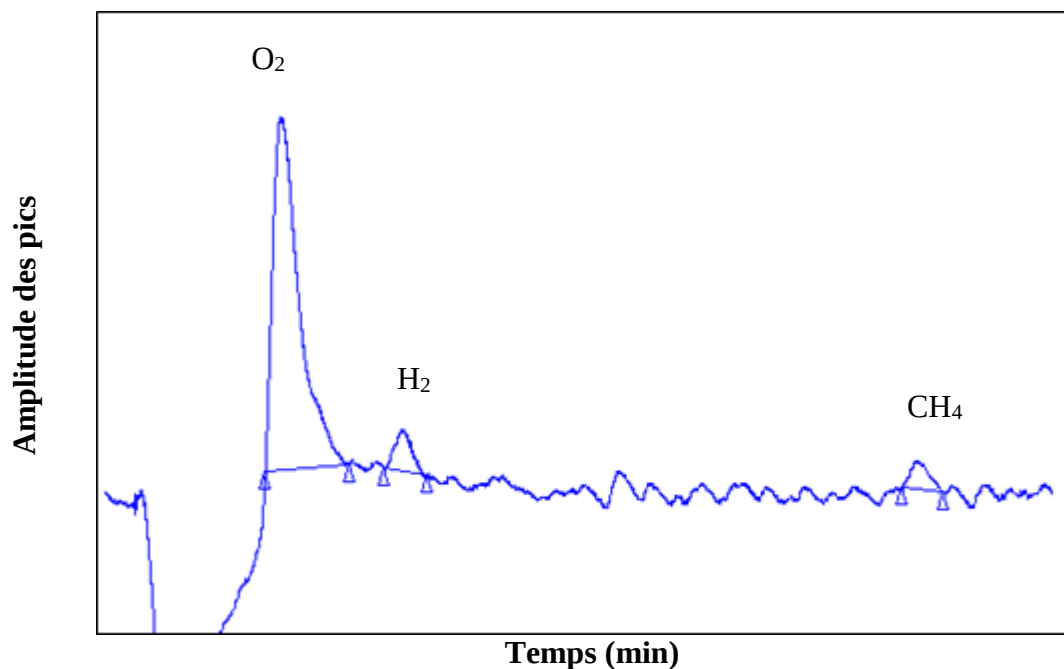


Figure 4.27. Exemple de pics mesurés des différentes espèces après une injection de gaz dans le chromatographe

Quantification des matières volatiles dans les anodes

L'analyse thermogravimétrique des échantillons d'anode et l'analyse chromatographiques permettent de quantifier les espèces chimiques principales qui se dégagent des anodes durant la cuisson et leurs vitesses de conversion en matières volatiles [101, 102]. Connaissant le profil de température appliqué à un échantillon d'anode, le taux de dégagement peut être tracé comme montré dans les graphiques de la Figure 4.28. Ces résultats sont obtenus en résolvant l'équation de conversion des matières volatiles en fonction de la température appliquée à l'échantillon et en utilisant les

coefficients de la cinétique obtenus durant cette expérience. Il est très important de contrôler le taux de chauffage des anodes. La solution obtenue du taux de conversion est très sensible au taux de chauffage. Durant la cuisson des anodes, le dégagement des matières volatiles doit se produire durant une période bien déterminée et selon une vitesse bien déterminée.

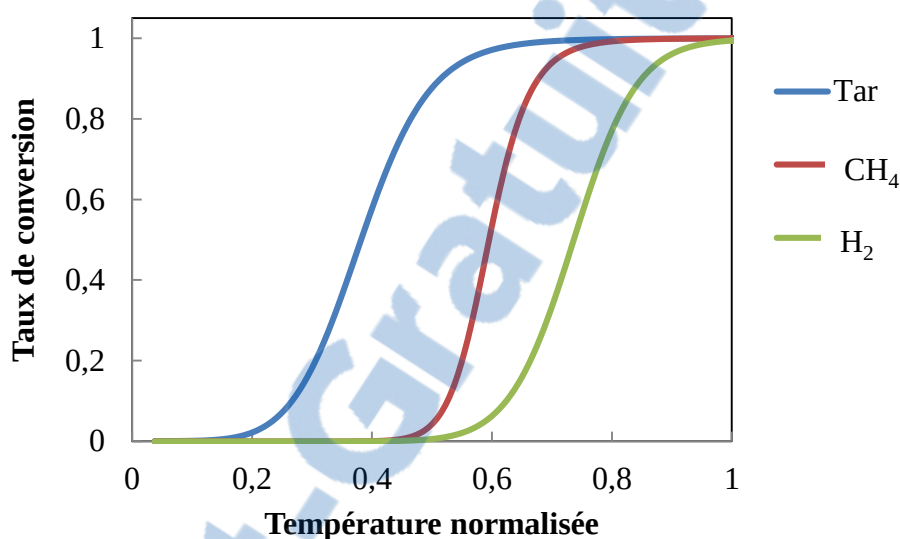


Figure 4.28. Taux de conversion des matières volatiles durant la cuisson des anodes

Les quantités de matières volatiles dégagées sont calculées en fonction de la température et du taux de chauffage prédits par le modèle pour chaque point du domaine des anodes. Le calcul de ces quantités implique aussi la considération du taux de conversion et de la quantité totale de chaque matière volatile (goudron, méthane et hydrogène) qui se dégage durant la cuisson (en pourcentage de la masse de l'anode).

Les matières volatiles calculées sont introduites dans le modèle de combustion des matières volatiles et convertis en énergie. La Figure 4.29 montre l'énergie des matières volatile dégagée dans la cloison lors de la combustion par unité de masse d'anodes en

fonction de la température. Cette énergie est calculée à chaque pas de temps de la simulation du cycle de cuisson des anodes et l'énergie disponible dépend directement de la température des anodes et du taux de chauffage appliquée. Les résultats obtenus par le modèle sont comparables à ceux obtenus expérimentalement par Darnedde et al. (1986) [36]. Très peu de modèles mathématiques disponibles dans la littérature résolvent la cinétique de la pyrolyse et font la combustion des matières volatilisés comme c'est le cas pour le modèle 3D transitoire développé dans ce projet de recherche. La plupart des modèles imposent un terme source d'énergie dans les gaz, ou imposent des fonctions polynomiales pour la quantité de matières volatiles injecté dans la cloison.

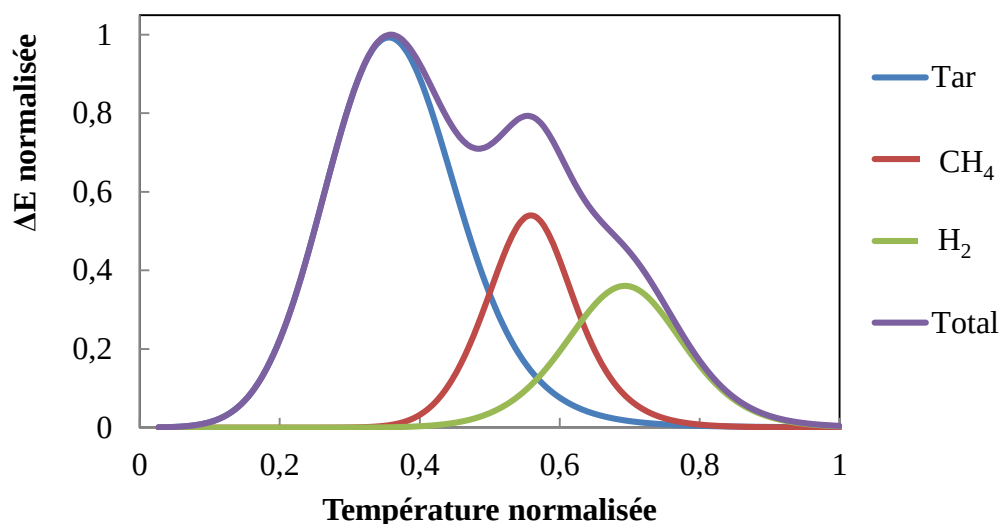


Figure 4.29. Énergie issue de la combustion des matières volatiles

4-4-3. Validation du modèle

Quelques-uns des résultats obtenus par les mesures faites sur le four durant son fonctionnement ont été présentés dans les parties précédentes. Cependant, pour les besoins de la validation du modèle, une comparaison entre les différentes mesures et les prédictions du modèle ont été effectuées et sont présentées dans cette partie.

a. Répétabilité des mesures de la température des gaz

Plusieurs mesures de l'évolution de la température des gaz en fonction du temps durant tout le cycle de cuisson ont été réalisées. Dans la pratique, ce genre de mesures n'est pas effectué en général pour toute la durée de cuisson des anodes. Les besoins pour le contrôle du four se limitent à seulement quelques points le long du feu de cuisson qui se déplacent en fur et à mesure que les permutations sont effectuées. Les diverses mesures ont été effectuées dans des sections différentes de deux fours différents durant leur fonctionnement. Il est important de vérifier si les mesures réalisées sont obtenues de la même manière dans les différents fours et ne pas se fier à une seule mesure seulement. Il est aussi important de voir les variations possibles des profils de température dans les différentes cloisons dans le four. La Figure 4.30 montre la comparaison des profils de température transitoire des gaz dans les différentes cloisons où les mesures ont été effectuées. Les différences observées peuvent être dues aux légères variations des paramètres de la cuisson comme celle du temps de permutation et la quantité de carburant en fonction de la température maximale ciblée. Le profil de la température des gaz peut changer d'une cloison à l'autre. Les sections des deux fours où les mesures ont été faites sont notées S-A, S-B et S-C et les cloisons Cl-1 à Cl-7.

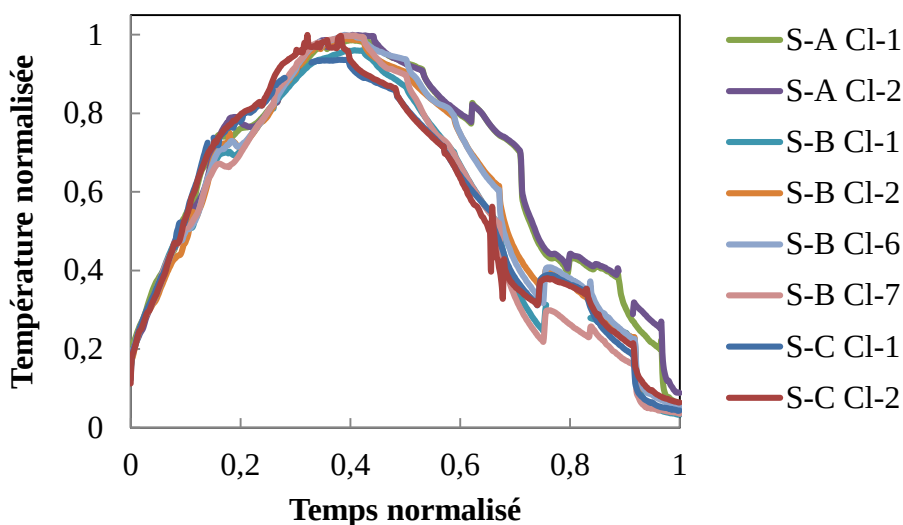


Figure 4.30. Comparaison entre les profils de température des gaz des différentes campagnes de mesures.

Dans le but de reproduire à l'aide du modèle mathématique l'une des courbes mesurées dans les différents cloisons, il faut bien prendre en compte en considération les paramètres appliqués au four durant son fonctionnement durant la campagne de mesure.

b. Validation du modèle par la température des gaz

Les résultats du modèle sont détaillés dans les trois dimensions de la géométrie du four considéré dans le modèle. Pour voir la fiabilité du modèle, une comparaison entre le profil de température prédit par le modèle avec la mesure effectuée est nécessaire. Les résultats du modèle dans la même position où la mesure a été effectuée sont tracés en fonction du temps pour la comparaison. La Figure 4.31 montre les résultats de la comparaison.

La reproduction de la température des gaz durant toute la durée de la cuisson nécessite la considération précise des paramètres de la cuisson. Le débit du carburant est imposé selon les données des systèmes d'opération du four (système de contrôle), la durée avant

chaque permutation est respectée, la quantité des volatiles est définie selon la perte de masse des anodes durant la cuisson et le débit des gaz appliqué au modèle, est calculé selon les données du système de contrôle du four.

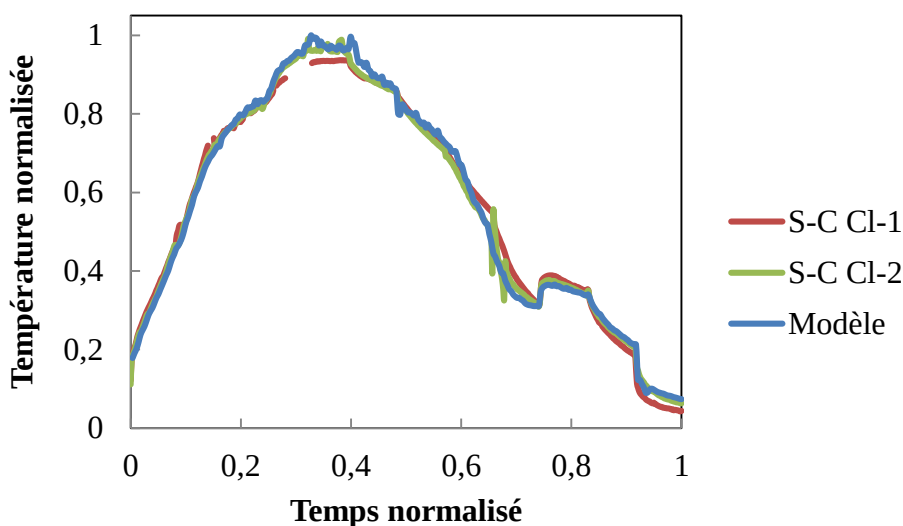


Figure 4.31. Comparaison des prédictions avec les mesures de la température des gaz dans la cloison du four

Les prédictions ont été faites pour la cloison CL-2 de la section S-C. Le choix de la cloison est important puisque le modèle prend en compte la symétrie de la moitié de la cloison et la moitié de l'alvéole. Ce choix est fait car les cloisons latérales sont exposées à des pertes latérales. Pour considérer ces pertes, le modèle doit prendre en compte la géométrie complète de la cloison et celle de l'alvéole aussi car, au niveau de la cloison latérale, les conditions ne sont pas les mêmes des deux côtés. Cependant, les prédictions du modèle par rapport à la température des gaz s'approchent aussi de la mesure obtenue dans la cloison CL-1.

Le système de contrôle du four de cuisson d'anodes enregistre en temps réel la variation de la température des gaz durant son fonctionnement. Ces températures sont

prises à différentes positions du feu si l'on considère un feu complet ou bien, dans le cas où l'on choisit de se positionner sur une section précise du four, les points de mesures changent en fonction du déplacement des rampes sur cette section. Le contrôle de la cuisson se fait principalement par la température des gaz durant les deux phases de préchauffage et de chauffage des anodes. La variation de la température entre un point et un autre dans la section change donc au fur et à mesure que la cuisson des anodes progresse et selon la position des rampes selon la pratique choisie de la cuisson. Dans le but de valider le modèle mathématique transitoire, les prédictions ont été enregistrées aux mêmes positions où le système de contrôle prend des mesures.

Les enregistrements présentés sur la Figure 4.32 de la section S-C dans toutes les cloisons de Cl-1 à Cl-7 sont programmés et étudiés afin de fournir des conditions optimales de cuisson. Plusieurs travaux dans la littérature présentent des recherches en ce sens et qui donne ce genre de courbe de contrôle du four durant son fonctionnement, comme par exemple Maiwald et al. (2006) et (2007) [41, 61], Werner et al [26], Talib Al Ali, et al. (2005) [129], Miotto et al. (2005) [190], S. C. Tandon (2004) [128], Leisenberg, W. (2002) [191] et Mnikoleiski, et al. [192].

La comparaison des résultats du modèle avec les mesures indique que la même tendance est observée dans la variation de la température en fonction du temps à différentes positions dans une cloison. Ces résultats mettent en évidence la capacité du modèle à reproduire les températures des gaz dans le four en fonctionnement en respectant les paramètres d'exploitations tels que la quantité de carburant consommée, le débit des gaz dans la cloison, la quantité des matières volatiles dégagées et la durée du

cycle de cuisson. Cependant, certaines différences peuvent être observées, notamment dans la partie des brûleurs. Ces différences peuvent être expliquées par le fait que durant le fonctionnement du four, l'injection du carburant se fait par un contrôleur qui applique les températures de consigne de la cuisson, contrairement au modèle dont le débit de carburant est supposé constant durant la phase du chauffage des anodes.

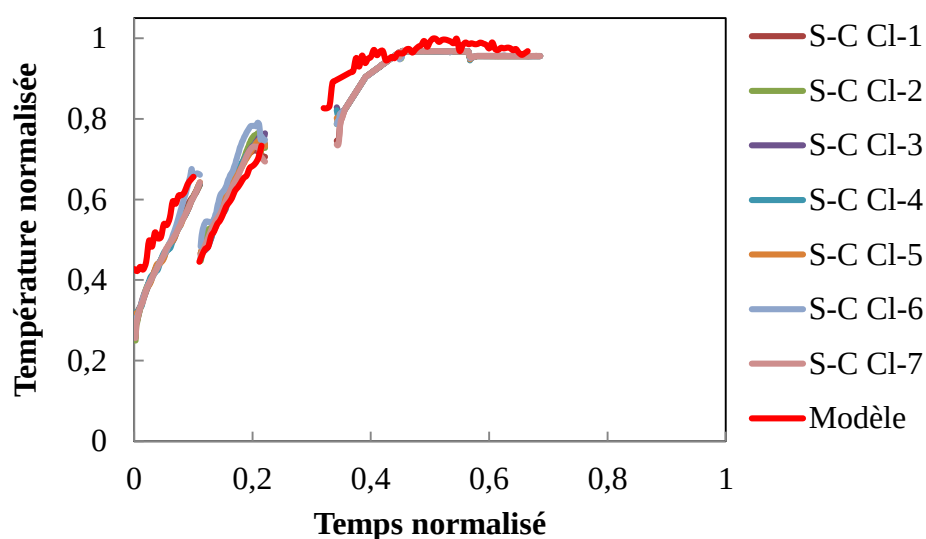
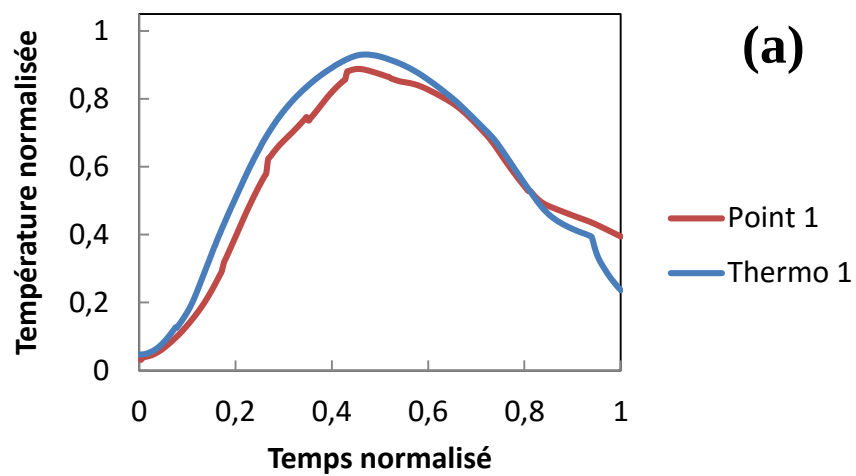
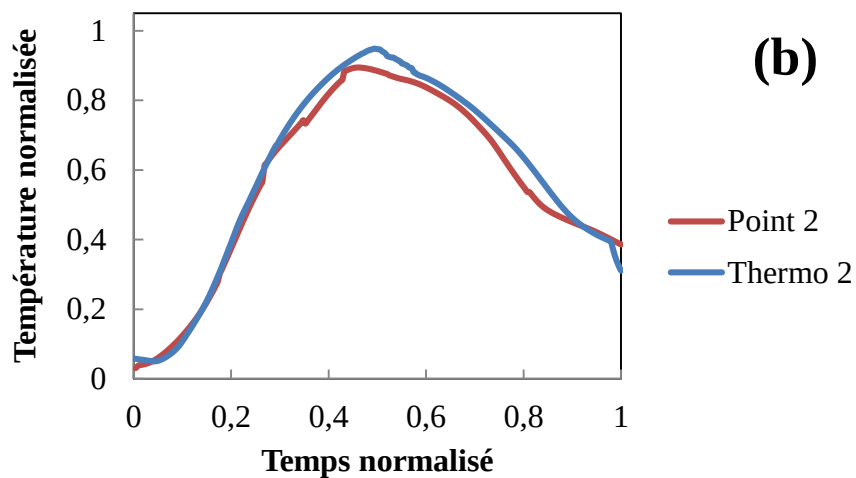
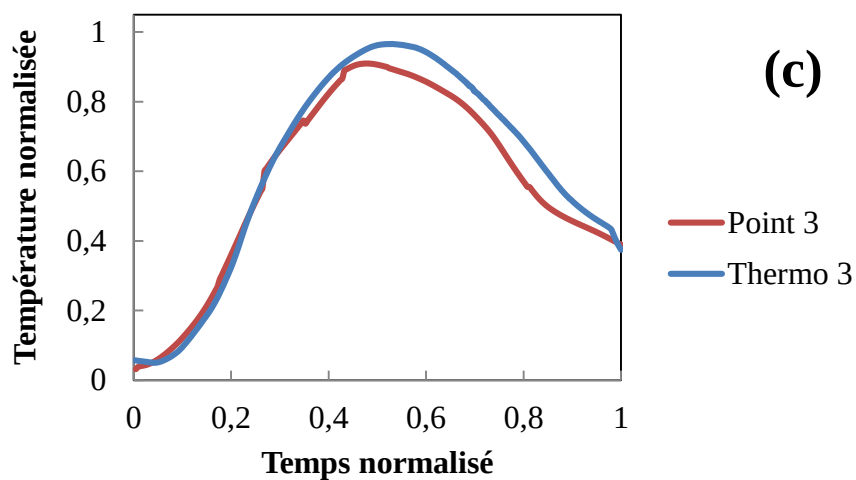
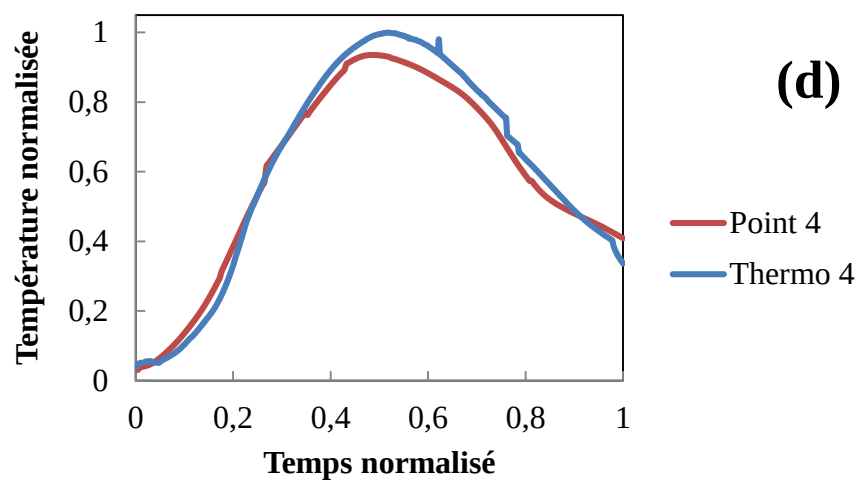
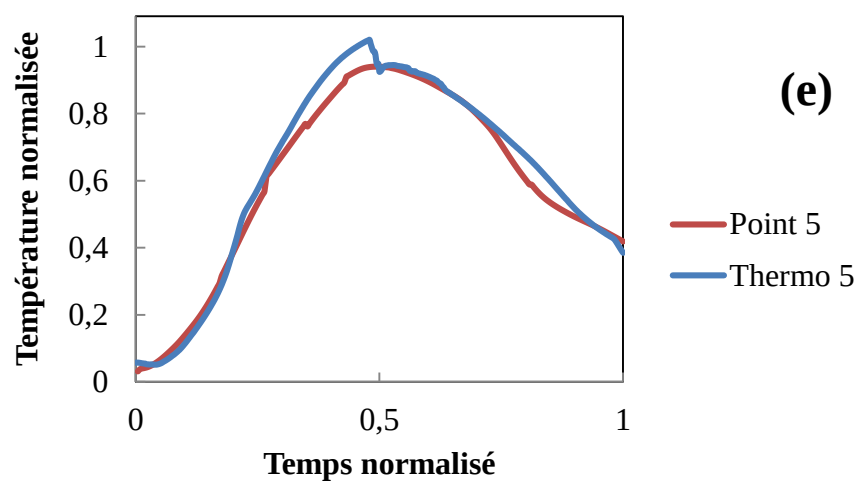
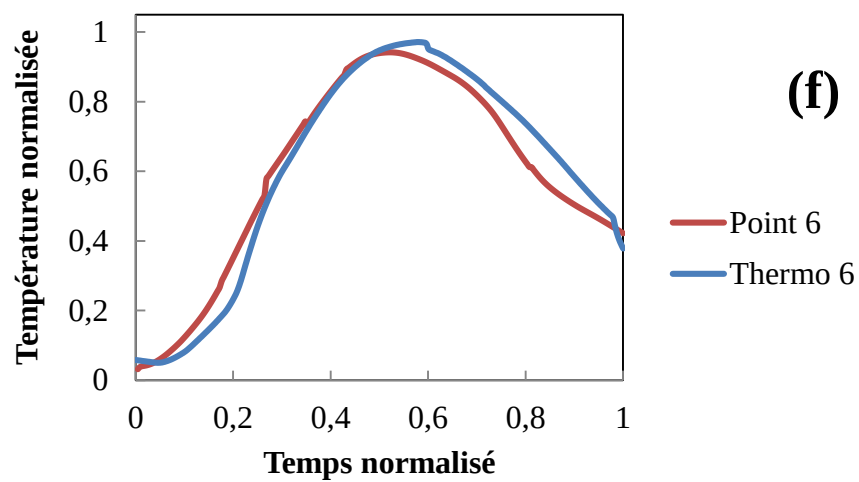


Figure 4.32. Comparaison des prédictions de la température des gaz avec les mesures du système d'acquisition du four

c. Température des anodes

Le modèle prédit aussi les profils de température correspondants à tous les domaines des solides. En utilisant les résultats des mesures de la température effectuée au niveau de l'alvéole, les résultats du modèle sont validés. Les résultats du modèle dans les mêmes positions où les thermocouples ont été placés, ont été obtenus à l'aide du modèle et la comparaison est montrée sur les graphiques de la Figure 4.33. Pour chaque point, une comparaison a été effectuée. Les résultats montrent une excellente concordance entre les résultats numériques et les valeurs obtenues in situ.





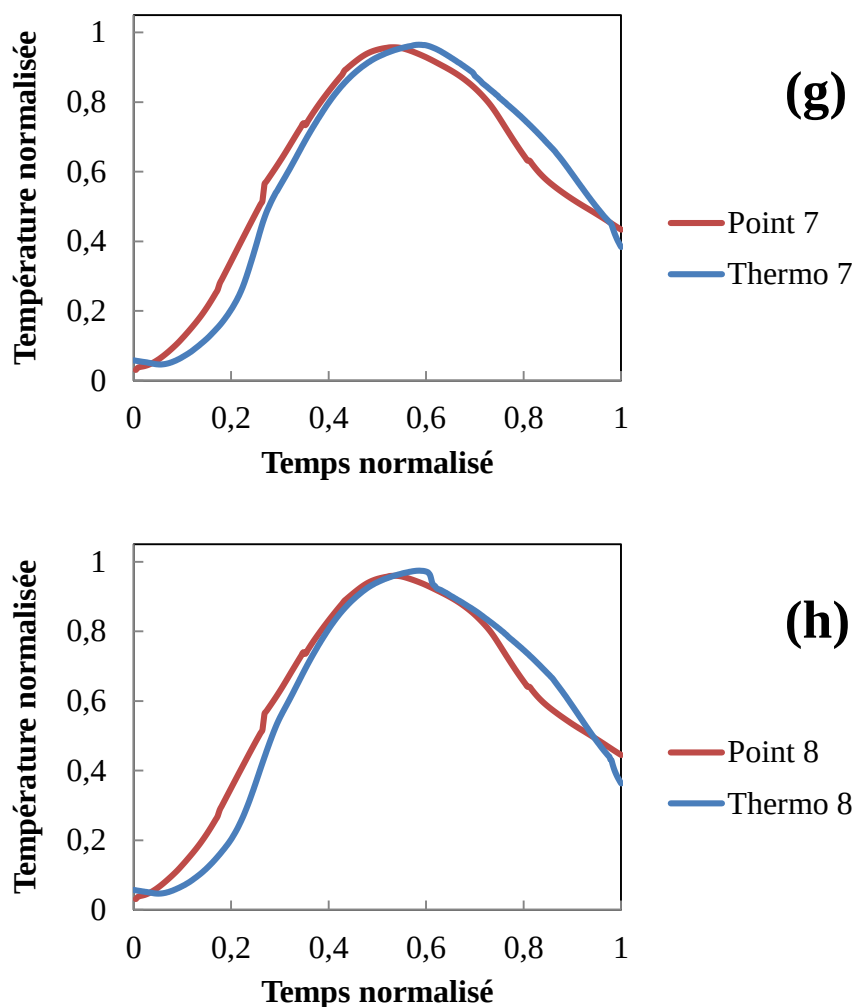


Figure 4.33. Profils de température à la surface des anodes : comparaison entre les valeurs prédites et mesurées pour 8 thermocouples (Thermocouples 1-8 correspondent aux figures a-h, respectivement)

Les résultats de la validation pour la température des anodes montrent que le modèle peut être considéré comme suffisamment fiable. Durant le préchauffage des anodes, il est très important que le modèle puisse reproduire la même tendance du chauffage des anodes. Durant cette période, les matières volatiles sont dégagées, et le taux de dégagement est directement lié aux températures atteintes à chaque instant de la cuisson. Le calcul et la quantification du dégagement des matières volatiles aident à respecter le bilan d'énergie de la cuisson dans le modèle et permet de déterminer la part de cette

énergie dans le bilan global du fonctionnement du four.

A l'aide du système de contrôle du four, la température du coke de garnissage est aussi mesurée, et ces résultats ont déjà été présentés. La comparaison a aussi été effectuée entre les enregistrements de la température du coke de garnissage à la fin du cycle de chauffage et les prédictions du modèle. Les résultats de la comparaison sont présentés dans la Figure 4.34.

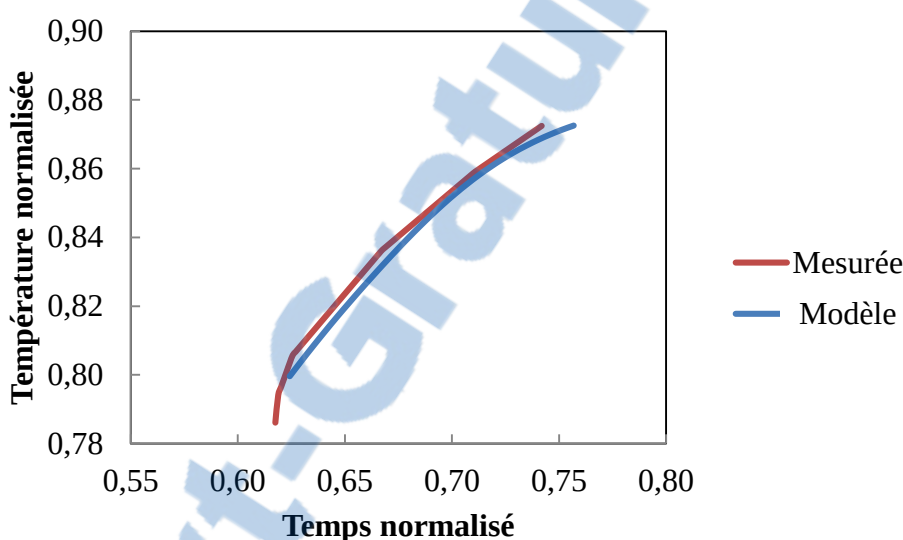


Figure 4.34. Température du coke de garnissage prédite vs celle mesurée avec le système de contrôle

Le modèle peut donner des renseignements, avec une précision considérable, sur la température atteinte à chaque point des anodes durant la phase du chauffage et aussi la température au défournement afin de s'assurer que les anodes soient d'une température assez basse pour ne pas se consumer à leur contact avec l'air.

d. Température maximale équivalente dans les tourillons

Les comparaisons entre les températures maximales équivalentes obtenues par Lc du coke cru (calciné au cours de la cuisson des anodes dans le four) sont présentées à la

Figure 4.35, où les contours de la température des anodes calculées sur le plan qui traverse toutes les positions des creusets sont présentés. Les contours de la température sont obtenus par le modèle. La comparaison montre les rapports des valeurs maximales prédites par le modèle sur les températures équivalentes mesurées. En moyenne, la différence enregistrée entre les prédictions et les mesures est de 4% sur l'ensemble des résultats. Les résultats de la comparaison montrent une similitude très rapprochée entre les résultats de prédictions du modèle mathématique avec les mesures expérimentales de la température maximale des anodes dans le four. Ces données viennent encore une fois conforter la fiabilité du modèle et le degré de précision des prédictions.

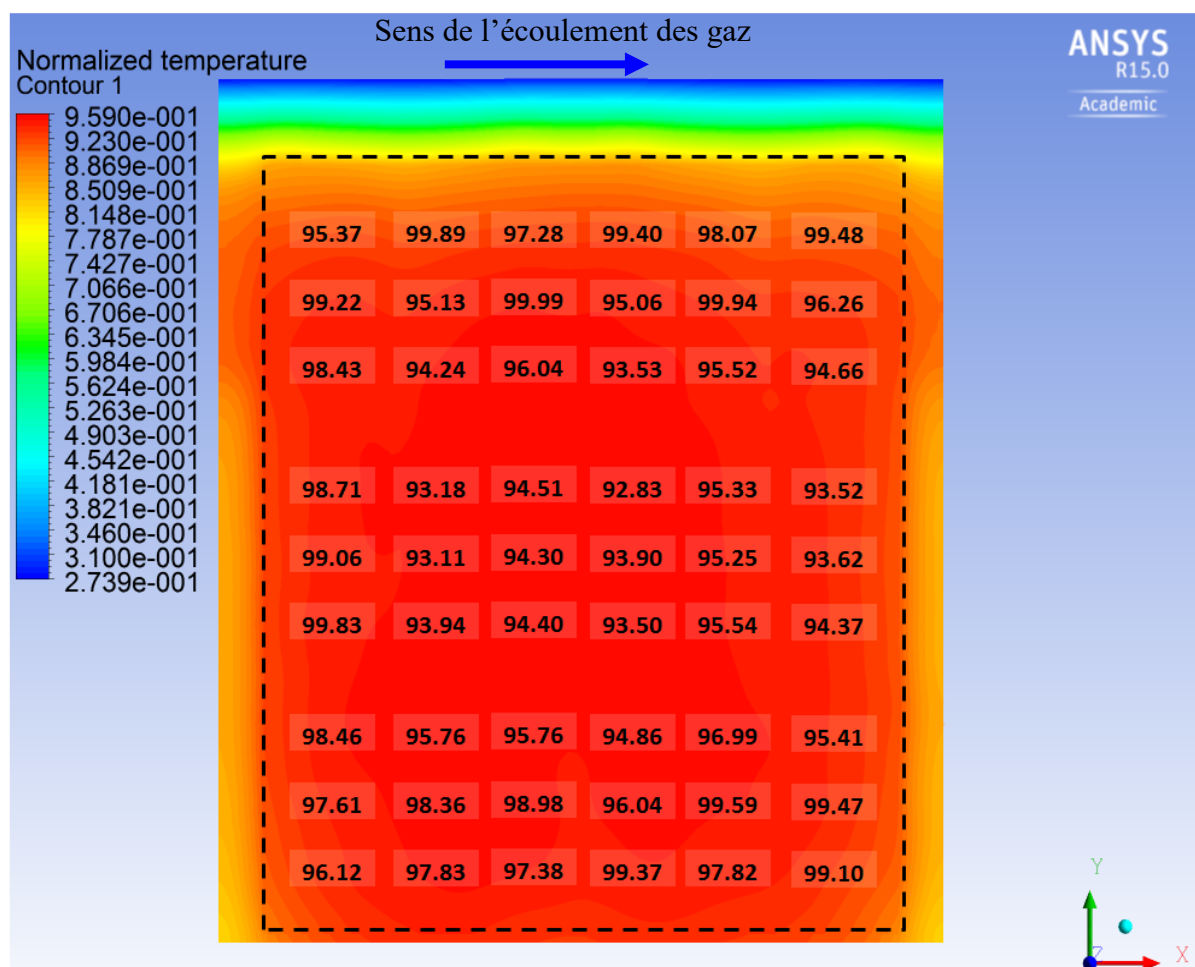


Figure 4.35. Contour des températures calculées des anodes comparaison (en %) aux températures maximales mesurées

e. Température maximale équivalente dans le coke de garnissage

Les dernières mesures qui ont pu être effectuées sur le four en fonctionnement et qui servent à valider le modèle sont les températures maximales mesurées à la surface supérieure des anodes dans le coke de garnissage à l'aide de la technique de la température maximale équivalente. La comparaison des prédictions de la température maximale dans ces positions avec les résultats expérimentaux sont présentés dans la Figure 4.36. Il peut clairement être observé que les valeurs prédites par le modèle sont proches par rapport à celle mesurées par les deux différentes techniques ; soit par thermocouple ou par la longueur caractéristique du coke calciné.

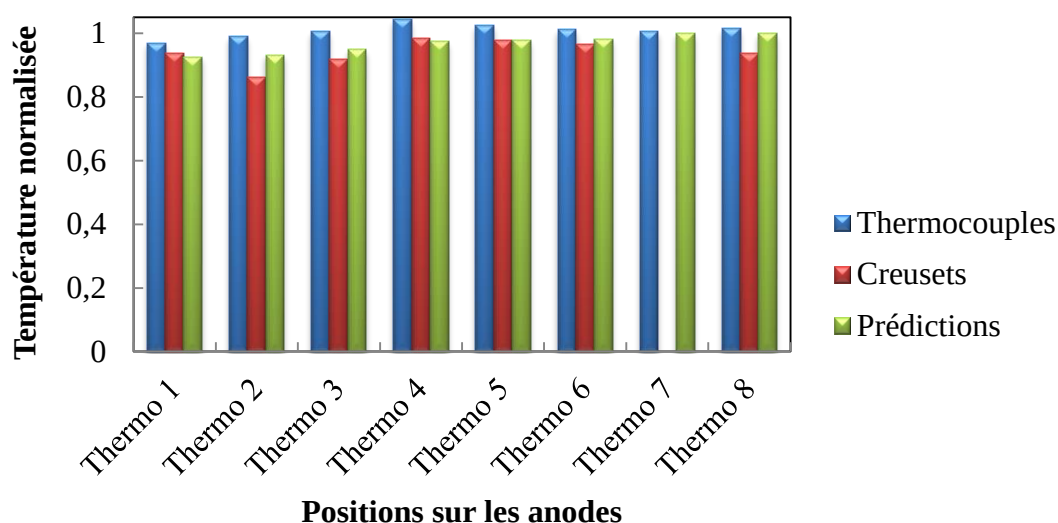


Figure 4.36. Températures maximales prédites vs températures maximales mesurées

Ces résultats viennent aussi confirmer la fiabilité du modèle pour prédire les phénomènes qui se produisent dans le four durant la cuisson des anodes, comme par exemple reproduire l'évolution de la température des différentes parties qui constituent le four.



4-5. Conclusions

Le modèle global prend en compte toutes les parties qui constituent le four horizontal et solutionne tous les phénomènes les plus importants qui régissent le fonctionnement du four durant la cuisson des anodes. Les paramètres du modèle ont été choisis tels que le pas de temps et la taille du maillage de manière à avoir un temps de calcul et une précision des résultats acceptables. Un pas de temps de 2.5 h et une taille élémentaire du maillage de 5 cm ont été choisis pour la discrétisation des équations qui régissent le modèle. Ces paramètres donnent des résultats satisfaisants et permettent l'exécution du modèle dans un temps acceptable. Ils ont été choisis de manière à prendre en compte la constante de temps de chaque partie du four.

En parallèle au développement et la mise en fonctionnement du modèle global qui a été réalisée en plusieurs étapes, différentes campagnes de mesures ont été effectuées sur des fours industriels en opération afin de valider le modèle mathématique. Cette étape du travail a permis de tester la fiabilité et la précision du modèle pour reproduire les résultats en respectant les conditions opérationnelles appliquées aux fours durant les prises des mesures. La validation a montré de très grandes similitudes entre les mesures enregistrées sur les fours industriels et les prédictions du modèle. Les mesures ont été effectuées avec différentes méthodes (thermocouples et Lc du coke calciné).

Le modèle a été développé et validé en l'appliquant à une géométrie du four avec les détails géométriques spécifiques au four réel sur lequel les mesures ont été effectuées afin de reproduire les mêmes résultats. Toutefois, il peut être appliqué à n'importe quelle géométrie du four. Dans le but d'utiliser le modèle 3D complet comme un outil de prédiction, il a été appliqué à une géométrie du four disponible dans la littérature.

CHAPITRE 5

RÉSULTATS DU MODÈLE MATHÉMATIQUE ET ETUDE PARAMÉTRIQUE SUR LE FOUR

5-1. Introduction

Le modèle a été construit et validé avec les résultats des différentes mesures effectuées sur le four. Les différents sous-modèle qui constituent peuvent être utilisés à part pour tester quelques aspect géométriques et condition de fonctionnement du four. Dans cette partie, plusieurs cas qui ont été testés à l'aide du modèle sont présentés. Initialement, différents aspect géométrique de la cloison sont testés grâce au sous modèle de la cloison. La simulation de l'écoulement en stationnaire dans la cloison permet de vérifier les caractéristiques de celle-ci. Le sous-modèle de la cloison tout seul est exécuté en stationnaire avec une température de l'air à 25°C.

Le sous-modèle de l'alvéole est utilisé aussi tout seul pour simuler le transfert de chaleur dans les différents domaines solides qui la composent. Ces simulations sont possibles en choisissant les conditions aux limites adéquates aux frontières entre le sous-modèle de la cloison et celui de l'alvéole. Quelques exemples de résultats du modèle de l'alvéole sont présentés dans ce chapitre. Le modèle global couplé permet de voir l'évolution des paramètres de la cuisson à l'issue des différentes simulations. Plusieurs

aspects du design du four et des paramètres d'opération ont été testés et les résultats sont présentés dans ce chapitre.

5-2. Résultats du modèle de la cloison

La simulation de l'écoulement des gaz dans la cloison à part donne d'ores et déjà des renseignements nécessaires pour juger des performances d'un four horizontal. La distribution de l'écoulement dans toute la géométrie est nécessaire pour avoir un flux de chaleur uniforme qui soit imposé sur les solides. Le taux d'échange thermique entre les gaz et les parois de la cloison est directement lié à la vitesse de l'écoulement des gaz. Le coefficient de transfert de la chaleur par convection dépend directement de la vitesse des gaz. La distribution de l'écoulement, quant à elle, dépend de la géométrie de la cloison. Pour se faire, l'aspect global d'une cloison du four horizontal est conçu d'une manière à distribuer l'écoulement à travers la surface relativement large du mur en briques réfractaire pour un meilleur transfert de chaleur et de masse entre les gaz et les parois. Cette géométrie est conçue de chicanes et de briques entretoises ; et elle est dimensionnée principalement selon les dimensions et le nombre d'anodes à cuir dans les alvéoles. Dans cette partie, quelques-unes des différentes manières de tester l'efficacité de l'écoulement des gaz dans la géométrie de la cloison sont présentées. Différents résultats pertinents sur les manières de dimensionner une cloison en déterminant l'effet de quelques paramètres géométriques sur l'écoulement des gaz sont discutés aussi.

5-2-1. Design de la cloison

Le design de la cloison implique la prise en compte des caractéristiques géométriques de cette dernière lors de sa construction. Dans un premier temps, on considère la hauteur et la longueur qui dépendent principalement de la taille des anodes qui vont être cuites.

D'autre part, le design concerne également des détails spécifiques qui sont liées à l'écoulement des gaz, à la résistance aux contraintes et à l'homogénéité des transferts de chaleur nécessaire à la cuisson désirée des anodes. Certains détails géométriques vont jusqu'au choix du type des briques réfractaires notamment les briques entretoises qui ont le rôle de distribuer l'écoulement dans toute la géométrie de la cloison.

Il existe différents types de briques entretoises. Les plus couramment utilisées sont soit des entretoises de forme rectangulaire ou de forme profilées. Ce genre de briques est le plus cité dans la littérature [65, 193] et le plus offert par les fournisseurs de briques réfractaires. Les principales variantes testées sont les deux différents types de briques entretoises en changeant le nombre et la disposition des briques réfractaires. Ensuite, des essais sur l'impact de la largeur de la cloison sont présentés. Enfin, un exemple sur la déformation de la cloison est étudié aussi.

Effet de la disposition des briques entretoises rectangulaires

Les briques entretoises et les chicanes assurent le passage distribué du fluide à l'intérieur pour assurer des échanges de chaleur et de masse les plus homogènes possibles à travers toute la surface du mur de la cloison. Le nombre et la disposition des entretoises dans une cloison a fait l'objet d'une étude [194]. La Figure 5.1 montre un aperçu de l'écoulement à travers les contours de vitesse dans trois configurations de la cloison (la géométrie de la Figure 5.1b vient de Chen et al. (1995) [143]).

Sens de l'écoulement des gaz

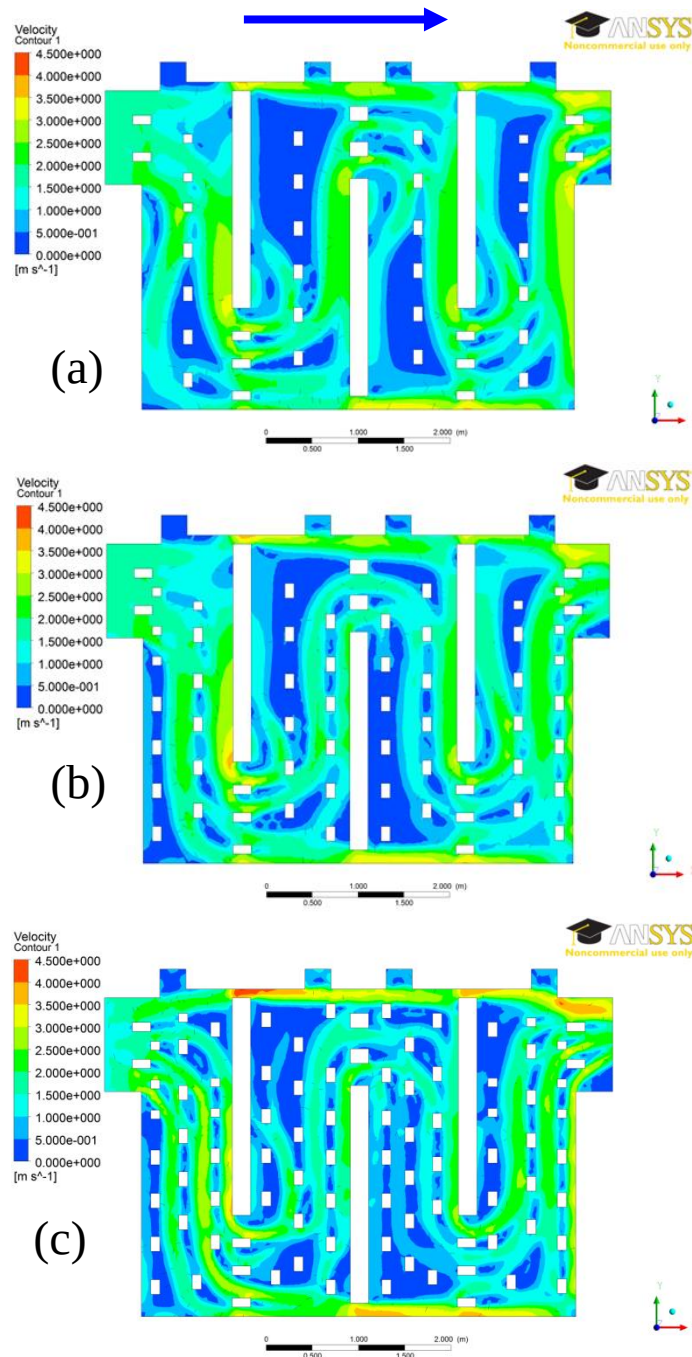


Figure 5.1. Contours de vitesse pour différents nombres de rangées d'entretoises rectangulaires dans la cloison : (a) une rangée, (b) deux rangées et (c) trois rangées d'entretoises dans un passage de la cloison.

L'utilisation de deux ou de trois rangées d'entretoises entre les chicanes semble réduire la grande zone bleue qui apparaît dans le cas d'une seule rangée d'entretoises.

Cependant, il n'est pas possible de juger si la configuration de deux et trois rangées est la plus recommandée.

La distribution de la vitesse est analysée en détail et les résultats obtenus sont présentés à la Figure 5.2. La Figure 5.2a montre, sur un plan transversal au niveau du quart de la largeur de la cloison, le pourcentage de surface en fonction des gammes de vitesse. La Figure 5.2b montre le pourcentage du volume entier de la cloison en fonction des gammes de vitesse des gaz. Il peut être constaté que la géométrie à la Figure 5.1b présente un écoulement avec une distribution des gammes de vitesse jugées favorables du fait que les vitesses dominantes sont relativement élevées comme montré dans la Figure 5.2. Tandis que la Figure 5.1a présente des vitesses dominantes plus faibles puisque les zones bleues sont très importantes et cela se confirme dans la Figure 5.2 où l'on voit que la gamme de vitesse dominante est plus petite que celle du cas avec deux rangées d'entretoises. La Figure 5.1c, avec trois rangées d'entretoises entre les chicanes, montre une distribution plus importante de l'écoulement, mais les gammes de vitesse dans le graphique de la Figure 5.2 montrent qu'elle est dans les vitesses les plus faibles par rapport à la gamme de vitesse désirée.

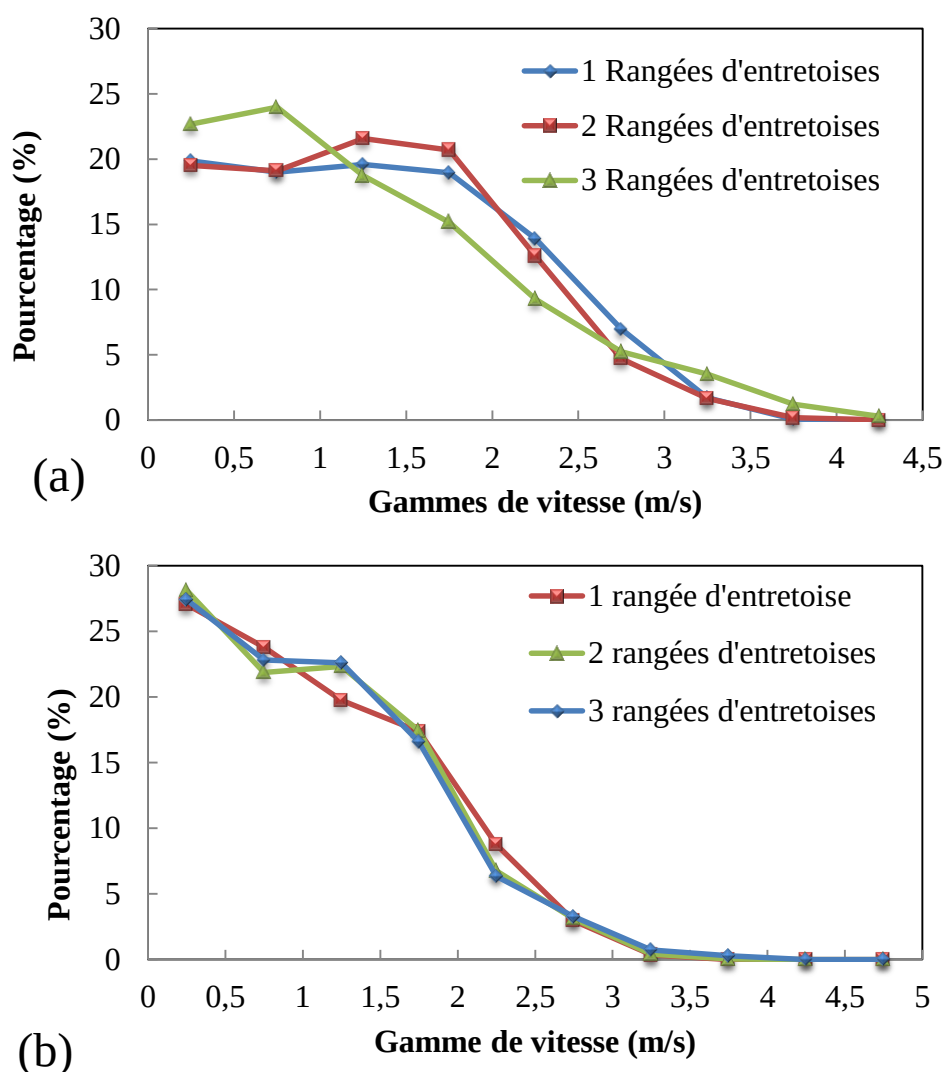


Figure 5.2. Distribution de la vitesse pour les trois géométries de la Figure 5.1, la fraction surfacique ou volumique vs la gamme de vitesse correspondante : (a) sur un plan traversant le quart de la cloison et (b) le volume entier de la cloison.

La perte de charge à travers la cloison comme montrée dans la Figure 5.3 est importante pour la puissance nécessaire de soufflage et d'aspiration à travers tout le feu. La perte de charge correspondant aux première et deuxième géométries (Figure 5.1a et b) sont 18.5 et 18.7 Pa respectivement; et pour celle de la Figure 5.1c, elle est de 23.5 Pa. L'utilisation de deux rangées de briques entretoises n'augmente la perte de charge que d'une petite valeur; tandis que l'utilisation de trois rangées d'entretoises cause une

augmentation considérable. Donc, à partir de ses résultats, il apparaît clairement que la cloison avec deux rangées d'entretoises rectangulaires entre les chicanes est la géométrie la plus intéressante d'un point de vue aéraulique. Avec réarrangement des positions des entretoises, l'écoulement pourrait être plus amélioré.

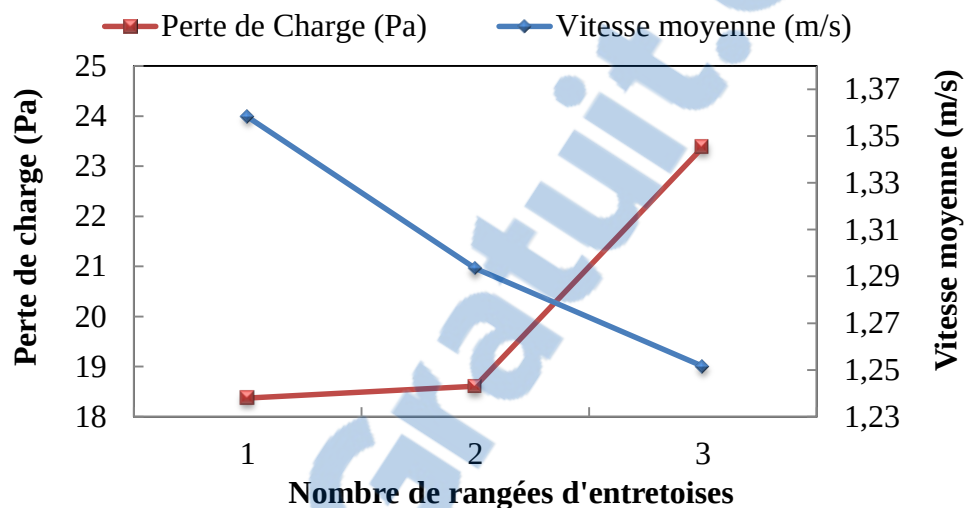


Figure 5.3. Variation de la perte de charge et celle de la vitesse moyenne dans la cloison vs le nombre de rangées d'entretoises rectangulaires entre les chicanes.

Effet de la disposition des briques entretoises profilées

La même investigation a été menée cette fois-ci avec des entretoises profilées. Les Figure 5.4a, b et c montrent respectivement des cloisons avec une, deux et trois rangées d'entretoises profilées entre les chicanes. L'utilisation de briques entretoises profilées est une pratique assez courante dans certaines constructions de cloisons des fours de cuisson d'anodes.

Sens de l'écoulement des gaz

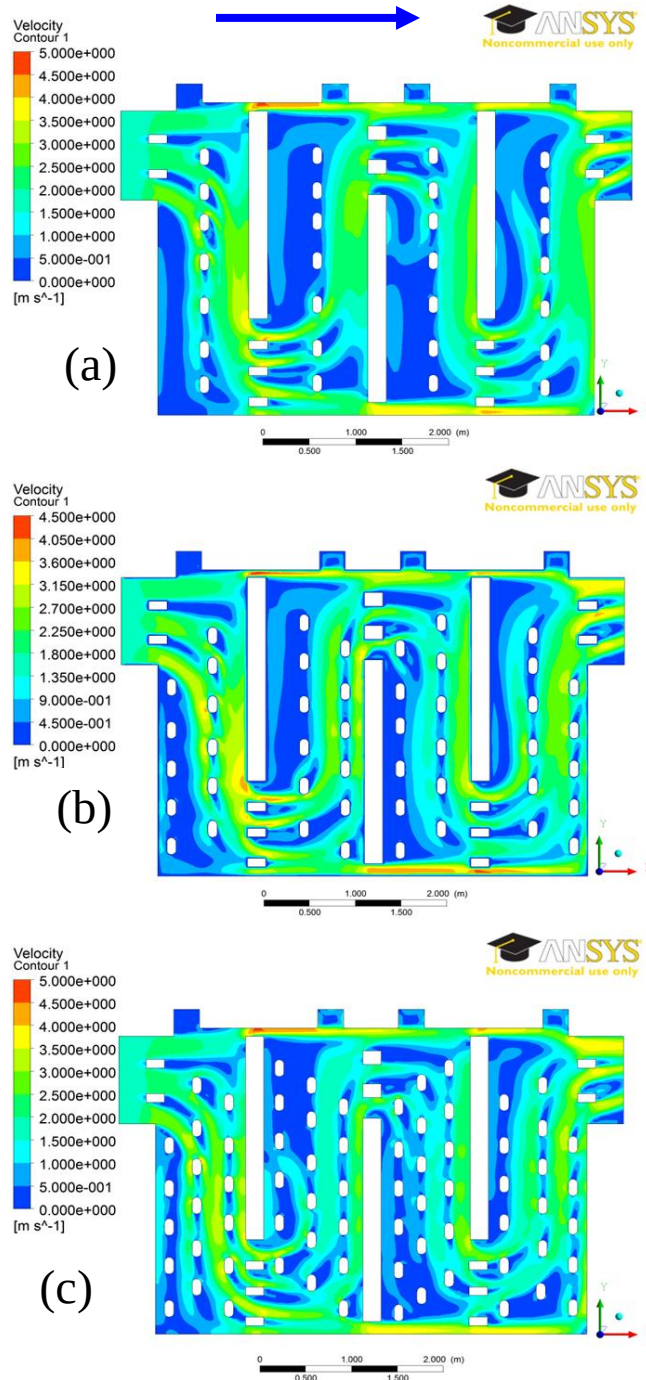


Figure 5.4. Contours de vitesse pour différents nombres de rangées d'entretoises profilées dans la cloison : a) une rangée, b) deux rangées et c) trois rangées d'entretoises dans un passage de la cloison.

Les zones bleues, qui représentent les régions de faible vitesse d'écoulement, deviennent plus éparpillées au fur et à mesure que le nombre de rangées de briques

entretoises augmente. Pour quantifier les variations dans l'écoulement, la fraction volumique de la cloison en fonction des gammes de vitesse pour les trois géométries montre une similitude dans la distribution des vitesses ainsi que la vitesse dominante dans tout le volume de la cloison. L'utilisation des briques profilées augmente la fraction des vitesses dominantes dans les gammes des vitesses les plus faibles, soit entre 0 et 0.5 m/s, comme montré dans la Figure 5.5. Cela peut être expliqué par le fait que les briques sont plus volumineuses, donc une surface plus importante est exposée à l'écoulement et les effets de friction sont plus importants avec ce genre de brique.

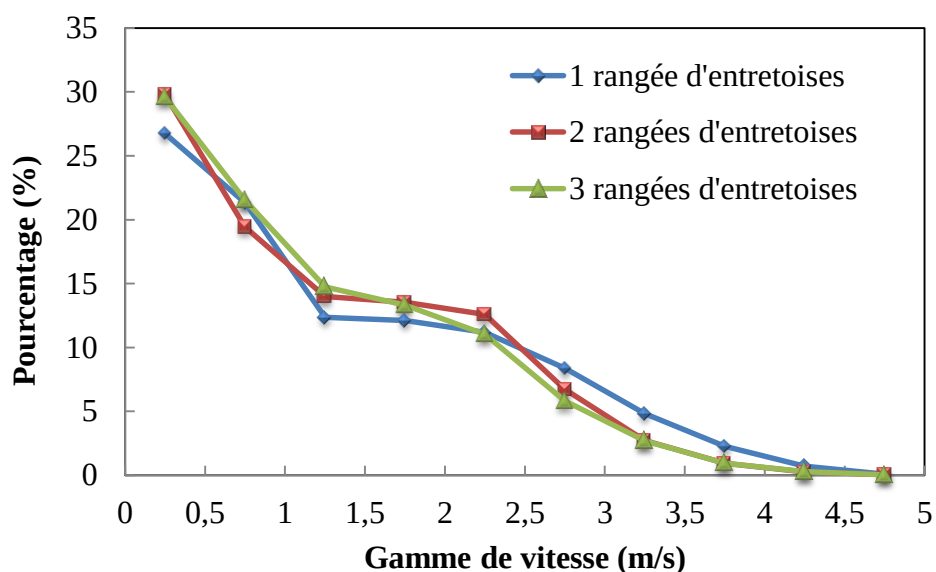


Figure 5.5. La distribution de la vitesse pour les trois géométries de la Figure 5.4, la fraction volumique vs la gamme de vitesse correspondante

Quant à la variation de la perte de charge et de la vitesse moyenne dans les cloisons avec des entretoises profilées présentée dans la Figure 5.6, les valeurs de la perte de pression sont comprises entre 22.4 et 23.2 Pa, quel que soit le nombre de rangées de briques réfractaires. La vitesse moyenne baisse de manière assez faible, puisque la vitesse reste toujours comprise entre 1.23 et 1.17 m/s. La nature de l'écoulement change dans les



deux cas (entretoises rectangulaires ou profilées), car les effets de friction ne se produisent pas de la même manière avec les différentes géométries des briques entretoises. Le choix de la configuration de la géométrie se fait sur la base de la distribution de l'écoulement qui semble avoir le minimum de zones bleues dans les contours de vitesse, mais aussi sur la base du coût de la cloison et de sa masse (quantité de briques réfractaire nécessaire à la construction de la cloison). D'après les résultats obtenus, il semble que la cloison avec deux rangées de briques entretoises profilées est la plus intéressante puisque l'écoulement est mieux distribué par rapport au cas avec une seule rangée de briques entretoises. En plus, la cloison avec deux rangées de briques entretoises coûte moins cher en briques et présente une perte de charge moins importante comparée à la cloison à trois rangées de briques entretoises. Les deux cas avec des entretoises rectangulaires et profilées sont comparés à l'aide du modèle global dans la partie relative à l'utilisation du modèle comme un outil de prédiction, afin de voir l'impact que chaque type de brique a sur l'écoulement des gaz et sur la cuisson des anodes (voir la section 4-6-1).

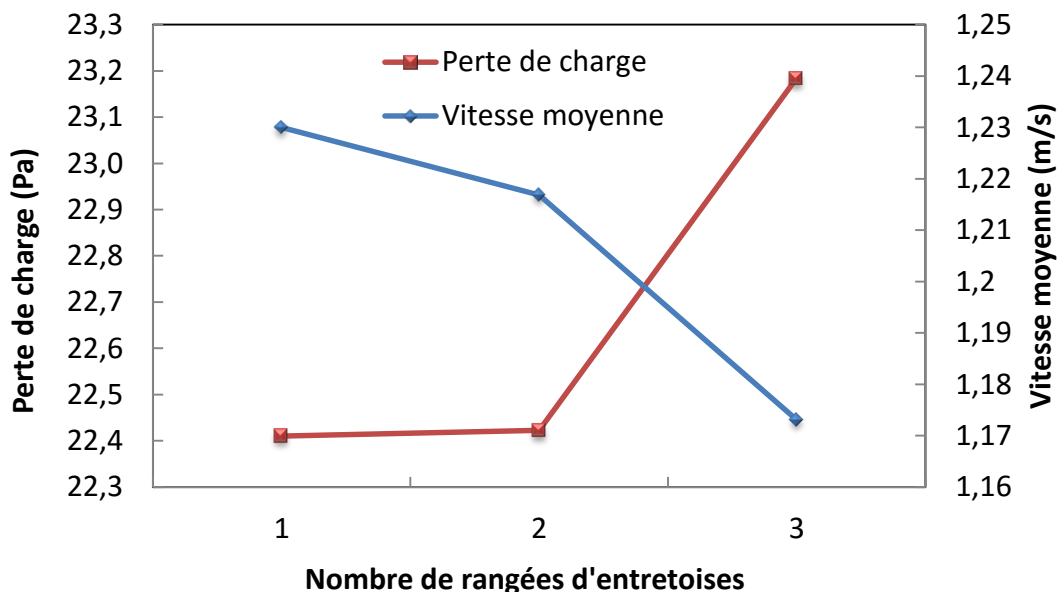


Figure 5.6. Variation de la perte de charge et celle de la vitesse moyenne dans la cloison vs. le nombre de rangées d'entretoises profilées entre les chicanes

Effet de la largeur de la cloison

La taille du four est à prévoir et doit être en adéquation avec la production des anodes exigée dans le four. La taille des cloisons a aussi son importance pour éviter qu'elles ne soient fragiles aux différentes contraintes qu'elles subissent durant le fonctionnement du four [41].

Un paramètre a été testé grâce au modèle d'écoulement, c'est celui de la largeur de la cloison. Ce paramètre a un impact direct sur l'écoulement des gaz à l'intérieur. Le modèle permet de voir les changements dans l'écoulement et d'évaluer les variations de l'écoulement en fonction de la largeur de la cloison. Les résultats peuvent être un indice pour évaluer la largeur adéquate d'une cloison d'un four de cuisson d'anodes.

Les résultats des simulations montrent clairement à la Figure 5.7, qu'une cloison excessivement large (par exemple, 19 cm de demi-largeur comme largeur maximale testée à l'aide du modèle dans ce projet) est favorable à des gammes de vitesses

dominantes dans l'intervalle de 0 à 0.5 m/s. Ceci se traduit en fait par la présence de zones dans le volume de la cloison avec de très faibles vitesses ou même des zones de non circulation des gaz. Ces zones ne sont pas favorables à de bons échanges thermiques et de masse, donc il est préférable d'éviter ce cas de figure. Des cloisons plus minces, montrent l'apparition de gammes de vitesses plus élevées et la diminution des zones à faible circulation des gaz.

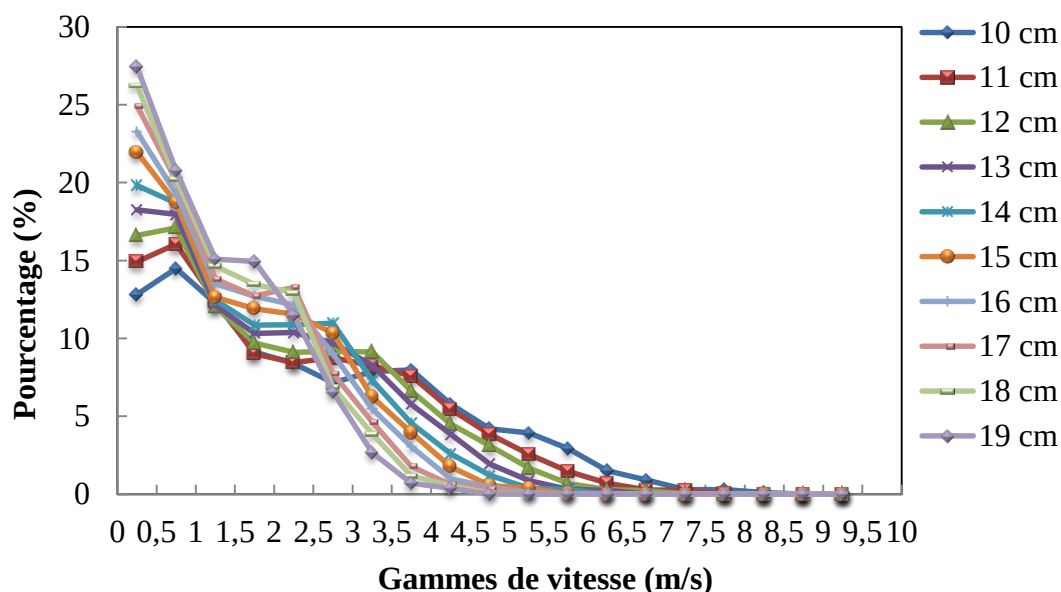


Figure 5.7. Distribution de la vitesse pour différentes largeurs d'une cloison (les chiffres montrent la demi-largeur)

Les graphiques de la Figure 5.8 montrent que l'élargissement de la cloison diminue considérablement les pertes de charge, mais la diminution de la vitesse moyenne n'est pas aussi importante. Cependant, la pratique dans les fours de cuisson voudrait d'un côté aller vers les cloisons les plus larges afin d'avoir le minimum de perte de charge, c'est-à-dire, moins de puissance des rampes de soufflage pour assurer l'écoulement ; mais d'un autre côté, il est préférable d'avoir une cloison plus mince pour obtenir des vitesses moyennes plus élevées pour assurer de meilleurs échanges entre les gaz et le mur. Un juste milieu

doit être choisi ; mais, pour déterminer la largeur optimale de la cloison, différentes largeurs doivent être vérifiées à l'aide du modèle global pour voir leurs impacts sur le transfert de chaleur dans le four. Puisque l'augmentation de la largeur augmente la masse de la cloison à cause de toutes les briques entretoises, il faut bien sûr prendre en considération le rapport de la masse des anodes par rapport à celle des briques réfractaires dans l'étude de la largeur optimale du four à construire.

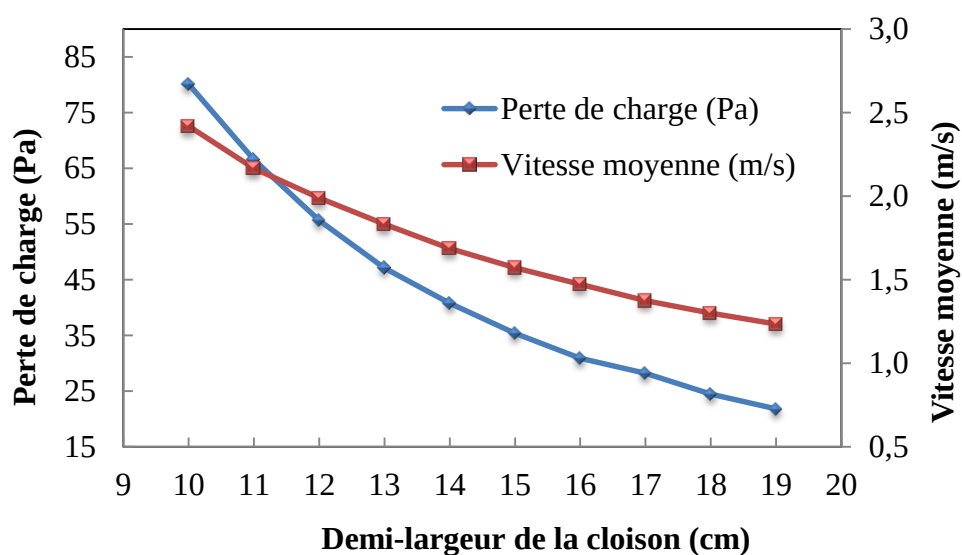


Figure 5.8. Variation de la perte de charge et de la vitesse moyenne en fonction de la demi-largeur de la cloison

5-2-2. Déformation de la cloison

Une des études paramétriques les plus importantes concerne l'amélioration de la géométrie de la cloison pour une meilleure distribution de l'écoulement. Le modèle permet de visualiser l'écoulement des gaz dans la cloison. Plusieurs résultats sur la géométrie de la cloison ont fait l'objet de publication [48, 69, 195-197].

Les murs en réfractaires des cloisons se déforment après un certain nombre de cycles de feu. Ceci a été étudié en procédant par une déformation des deux murs d'une cloison

en même temps dans la même direction avec une flèche de 30 mm dans le centre, comme représenté à la Figure 5.9. La déformation peut se produire différemment selon les fours et pourrait donner lieu à diverses formes pour les murs. Toutes les formes peuvent être étudiées en utilisant le modèle.

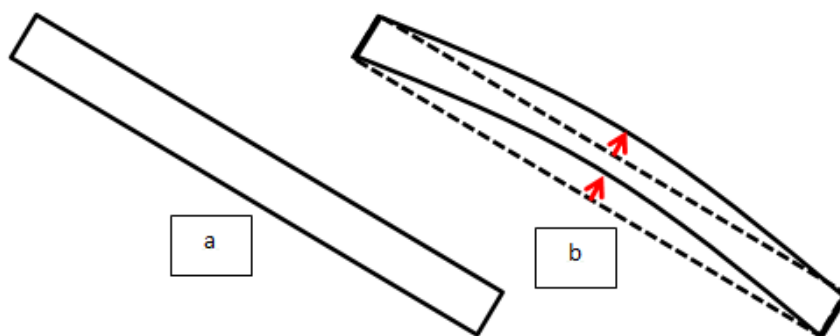


Figure 5.9. Représentation schématique de la déformation de la cloison vue du dessus, cloison normale (a), cloison déformée (b)

La Figure 5.10 montre les champs de vitesse sur quatre plans dans une cloison normale (droite) et dans une cloison déformée. Le changement dans le champ d'écoulement est clairement visible. En raison de la déformation, les vitesses au voisinage du mur de la cloison du côté près de l'alvéole considérée sont plus élevées que l'autre côté dans la même cloison. Cela va créer des différences dans la cuisson des anodes des deux alvéoles adjacentes qui auront un impact sur la qualité des anodes produites.

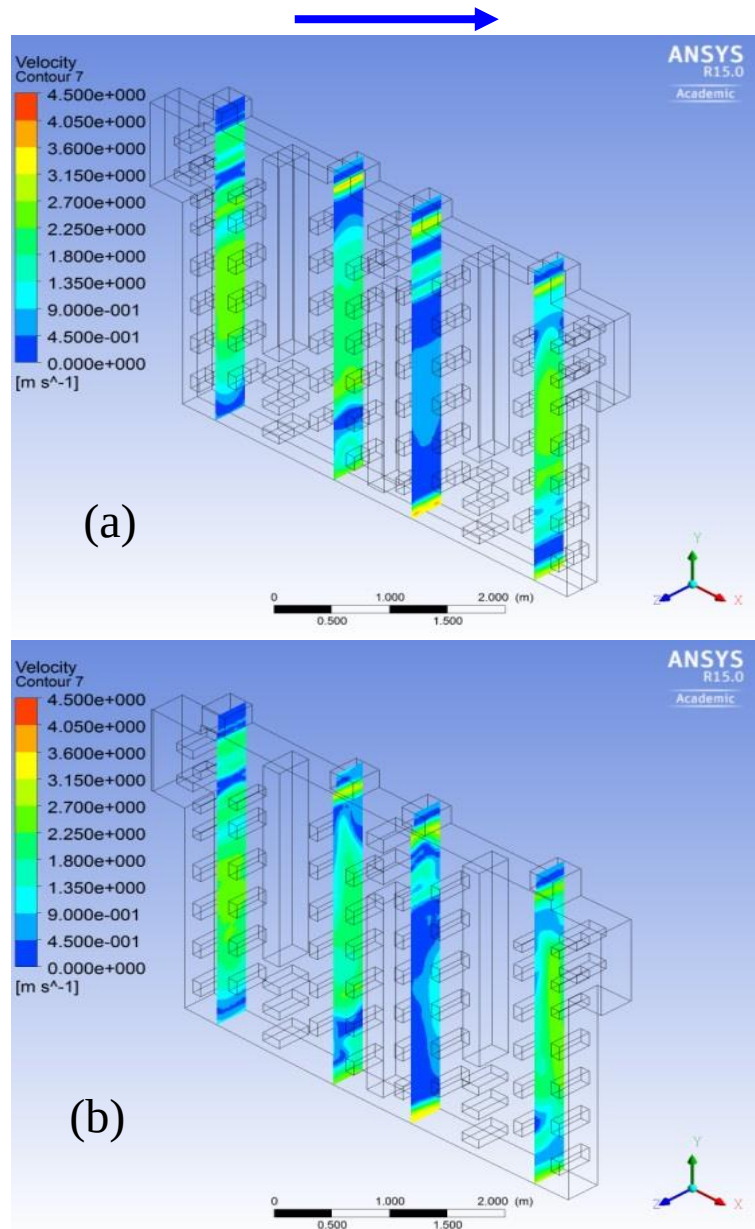


Figure 5.10. Comparaison des champs d'écoulement (a) dans une cloison normale et (b) dans une cloison déformée

5-3. Résultats du modèle de l'alvéole

Le modèle de l'alvéole peut aussi être exploité à part en imposant, sur la surface des briques, des conditions appropriées représentant les phénomènes des gaz. Les solides interconnectés entre eux avec les interfaces d'échange de chaleur représentent un modèle

assez performant pour tester certains paramètres sur la cuisson des anodes. Le flux de chaleur imposé sur la surface intérieure des briques réfractaires qui constituent la cloison peut être estimé en connaissant la température et la distribution de la vitesse des gaz. Le flux de chaleur imposé comme condition aux limites des briques représente les phénomènes des gaz, donc la simulation de la cloison n'est pas nécessaire dans ce cas précis. Cette approche est simple et le transfert de chaleur par conduction est seulement considéré dans les solides avec les pertes thermiques. La dévolatilisation peut être considérée dans les anodes. Ces calculs ont permis de vérifier les effets sur la cuisson, si l'épaisseur de la couche du coke de garnissage est changée, la taille des anodes est modifiée ou la position des anodes dans l'alvéole est modifiée aussi. Les résultats permettent de donner un aperçu sur les variations des profils de température de tous les solides durant la phase de cuisson. Dans ce qui va suivre les différents cas étudiés à l'aide du modèle de l'alvéole sont présentés.

5-3-1. Effet de la géométrie des alvéoles sur le profil de température des solides

Du côté des solides, la déformation des cloisons engendre plus ou moins d'espace dans les alvéoles pour enfourner les anodes. Un quelconque changement aura un impact sur l'utilisation du coke de garnissage (quantités de coke utilisées pour l'enfournement des anodes). Du point de vue du transfert thermique, plus de coke de garnissage pourrait changer le profil de température dans les anodes et la température maximale de cuisson atteinte [41].

Dans une autre perspective, la variation de la taille des anodes (anodes plus haute par exemple, pour augmenter leur durée de vie dans l'électrolyse de l'aluminium) engendre elle aussi des changements au niveau de la largeur du coke de garnissage entre les anodes

et le mur, avec une alvéole de taille constante. Le modèle peut indiquer quelles sont les limitations à respecter pour garder les profils de température et la température maximale de cuisson dans les valeurs souhaitées.

La Figure 5.11 montre les profils de température des solides sur la ligne centrale à des intervalles de temps de 20, 60, 100 et 140 heures pour différentes épaisseurs du coke de garnissage. Le profil de températures pour chaque pas de temps a été tracé le long de la ligne rouge représentée sur le schéma du graphique de la Figure 5.11. Plusieurs simulations ont été effectuées pour différentes largeurs de la couche de coke de garnissage entre les anodes et le mur en réfractaire. À cause de la symétrie dans la géométrie, l'augmentation de l'épaisseur du coke signifie l'élargissement de l'alvéole.

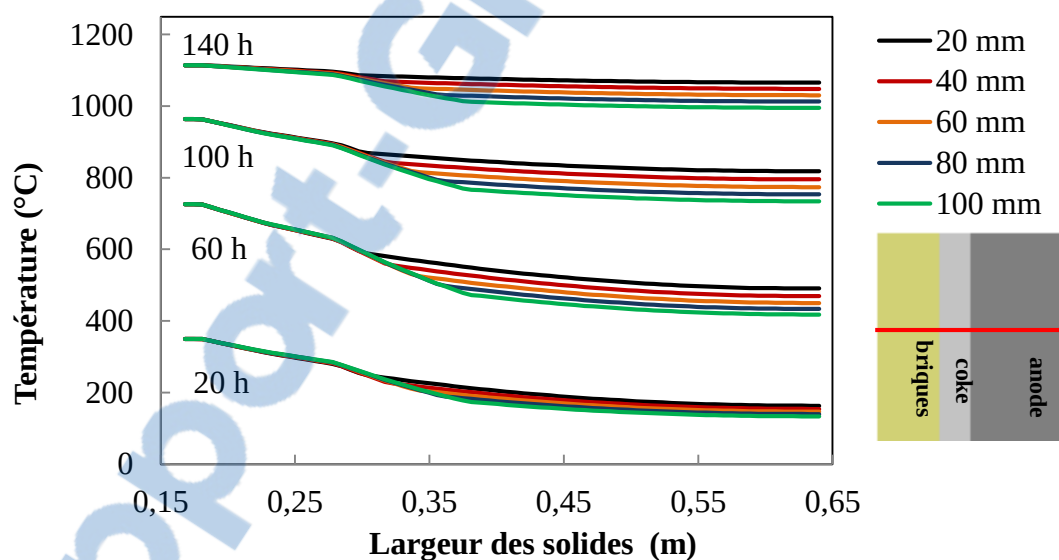


Figure 5.11. Profil de température transitoire des solides sur la ligne centrale en fonction de l'épaisseur de la couche du coke de garnissage

Le coke de garnissage possède une diffusivité thermique relativement faible par rapport aux briques et aux anodes. L'augmentation de l'épaisseur du coke engendre donc

l'élévation de la résistance thermique dans cette couche et donc la baisse de la température atteinte dans les anodes.

5-3-2. Effet de la position des anodes

Un modèle plus complet a été construit pour les solides avec la prise en considération de deux murs réfractaires, des anodes avec leurs dimensions complètes et toutes les parties de l'alvéole. La Figure 5.12 montre un schéma de la géométrie considérée. Le plan de la cloison considérée est celui présenté par Chen et al. (1996) [143].

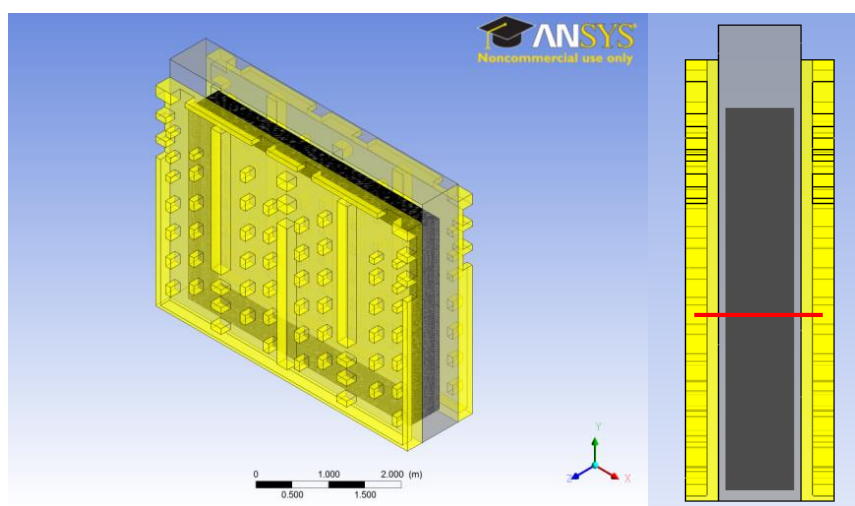


Figure 5.12. Schéma du modèle complet des solides

La Figure 5.13 présente les différents profils de température à différents pas de temps. A l'intérieur de l'alvéole, la position de l'anode a été changée par un pas de 20 mm à partir du mur en briques réfractaires, créant ainsi une asymétrie par rapport à la largeur de la couche de coke de garnissage entre les anodes et le mur dans les deux côtés des anodes.

Les résultats obtenus à l'aide du modèle montrent la présence d'une asymétrie par rapport au profil de température à travers les anodes. La position des anodes dans une alvéole est importante pour avoir une distribution homogène de la température. Deux

différents cas où les anodes ne sont pas placées au centre de l'alvéole ont été testés et comparés avec le cas où les anodes sont au centre de l'alvéole. Sur le graphique de la Figure 5.13, on peut observer la différence dans le profil de température engendrée à cause du décalage de la position des anodes de 20mm. La différence enregistrée est de 16°C entre chaque cas. Cette différence peut être plus importante si l'épaisseur du coke de garnissage est plus grande, par conséquent la cuisson des anodes ne sera pas homogène des deux côtés des anodes. Durant les opérations d'enfournement des anodes, il est important de maîtriser la position des anodes dans l'alvéole pour atteindre la même qualité de cuisson et atteindre les mêmes températures des deux côtés.

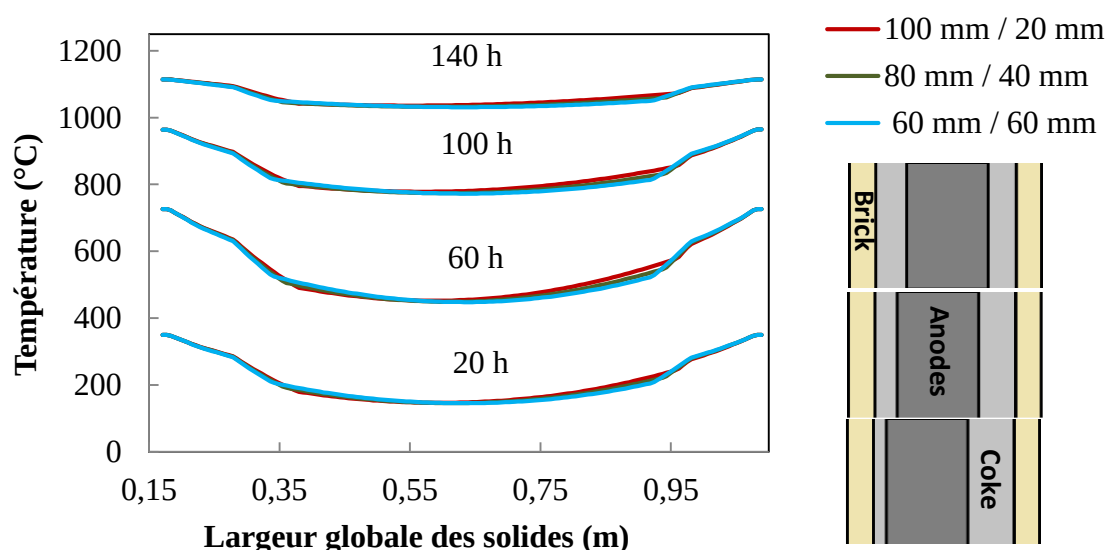


Figure 5.13. Profil de température transitoire du modèle global des solides en fonction de l'asymétrie des anodes dans les alvéoles

5-4. Démonstration de la capacité du modèle global

Le modèle global complet tient compte des principaux phénomènes thermo physiques qui se passent dans le four. La courbe de cuisson est calculée en fonction des réactions de combustion du carburant et des matières volatiles et du refroidissement des anodes. Si la quantité du carburant est changée, la combustion dans la cloison change et par



conséquent un changement dans le chauffage des anodes. L'anode crue est composée d'un certain pourcentage de brai qui est la source des matières volatiles. Le modèle global complet peut prendre en compte de plusieurs changements dans la composition des anodes et cela se traduit dans le pourcentage des matières volatiles qui sont dégagés et leurs participations dans le bilan thermique de la cuisson.

En plus des solutions détaillées des différents phénomènes de la cuisson des anodes et des détails géométriques très précise du four, le modèle global complet est capable de simuler le feu complet de cuisson et parcourt toutes les étapes de la cuisson au cours d'une seule simulation. Toutes les prédictions du modèle global complet sont obtenues en 3D durant toutes les phases de la cuisson.

5-4-1. Résultats du modèle global complet

Parmi les résultats détaillés prédits par le modèle global complet, il y a le profil de température des gaz. La température des anodes et de tous les solides en fonction du temps est calculée en fonction des échanges thermiques entre les gaz et les solides et avec l'environnement du four (l'air ambiant et les fondations) durant toute la durée de la cuisson. La Figure 5.14 montre les profils de température calculés des gaz et des anodes obtenus par le modèle global complet. Le modèle global complet a été appliqué à une géométrie du four de Chen et al. (1996) [143].

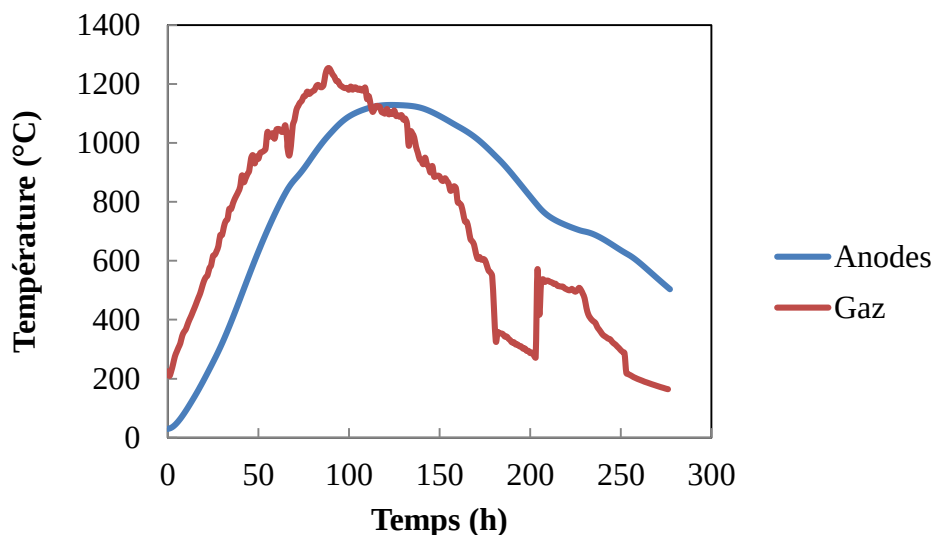


Figure 5.14. Profils de température des gaz et des anodes prédites par le modèle global complet

Les résultats de la combustion et plus exactement à l'aide des équations de la conservation des espèces chimiques, la distribution des différentes espèces chimiques est calculée en détail dans tout le volume du domaine de la cloison dans le modèle global complet. Chaque espèce chimique est calculée dans chaque volume élémentaire du maillage de la cloison en fonction du taux de dévolatilisation, du débit du carburant injecté, de la combustion de ces hydrocarbures et des résultats de toutes les réactions. Le calcul des fractions massiques prend en considération aussi les effets de l'écoulement et de la turbulence. La Figure 5.15 montre la variation de la concentration massique moyenne du CO_2 , H_2O et O_2 tout au long du four. Pour chaque section du feu, le taux de réaction est différent selon la température des anodes et des gaz dans cette étape de la cuisson. Le modèle global complet peut prédire la variation de la teneur de chaque espèce chimique des gaz dans toutes les sections du feu.

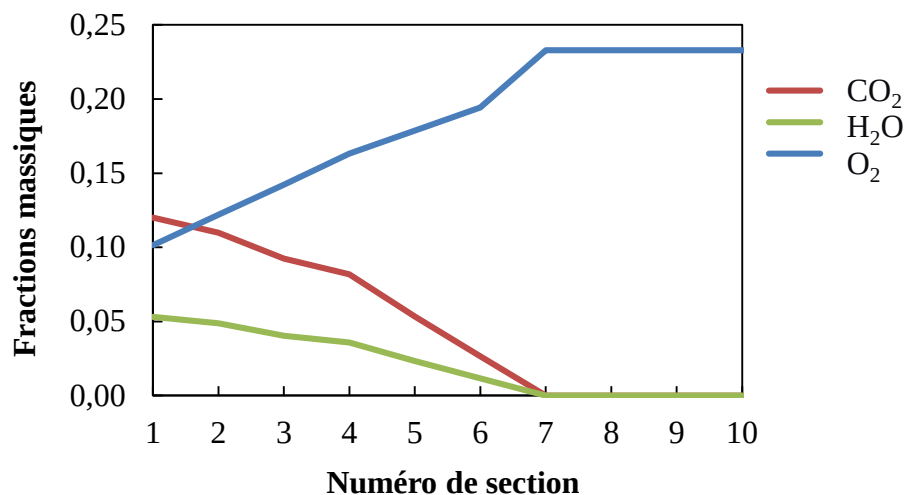


Figure 5.15. Variation des fractions massiques prédites de l' O_2 , le CO_2 et le H_2O le long du four

La distribution locale de chaque espèce chimique est prédite par le modèle complet. La Figure 5.16 montre quelques exemples de la distribution de deux fractions massiques sur un plan dans la cloison durant le cycle du préchauffage.

La distribution locale des fractions massique du CO_2 et du H_2O est très importante pour le calcul du coefficient d'absorption des gaz pour les échanges thermiques par rayonnement dans les différentes cloisons du feu. La Figure 5.17 montre le contour de la distribution du coefficient d'absorption sur un plan de la cloison dans deux phases. La première pour l'une des sections en phase de combustion du carburant (phase du chauffage) et l'autre durant le préchauffage. Or, durant la partie où les matières volatiles sont brûlées. La valeur locale du coefficient d'absorption est nécessaire pour estimer avec précision le transfert local de chaleur par rayonnement dans les cloisons. La valeur moyenne du coefficient d'absorption des gaz dans chaque cloison le long du feu est calculée et présentée dans la Figure 5.18.

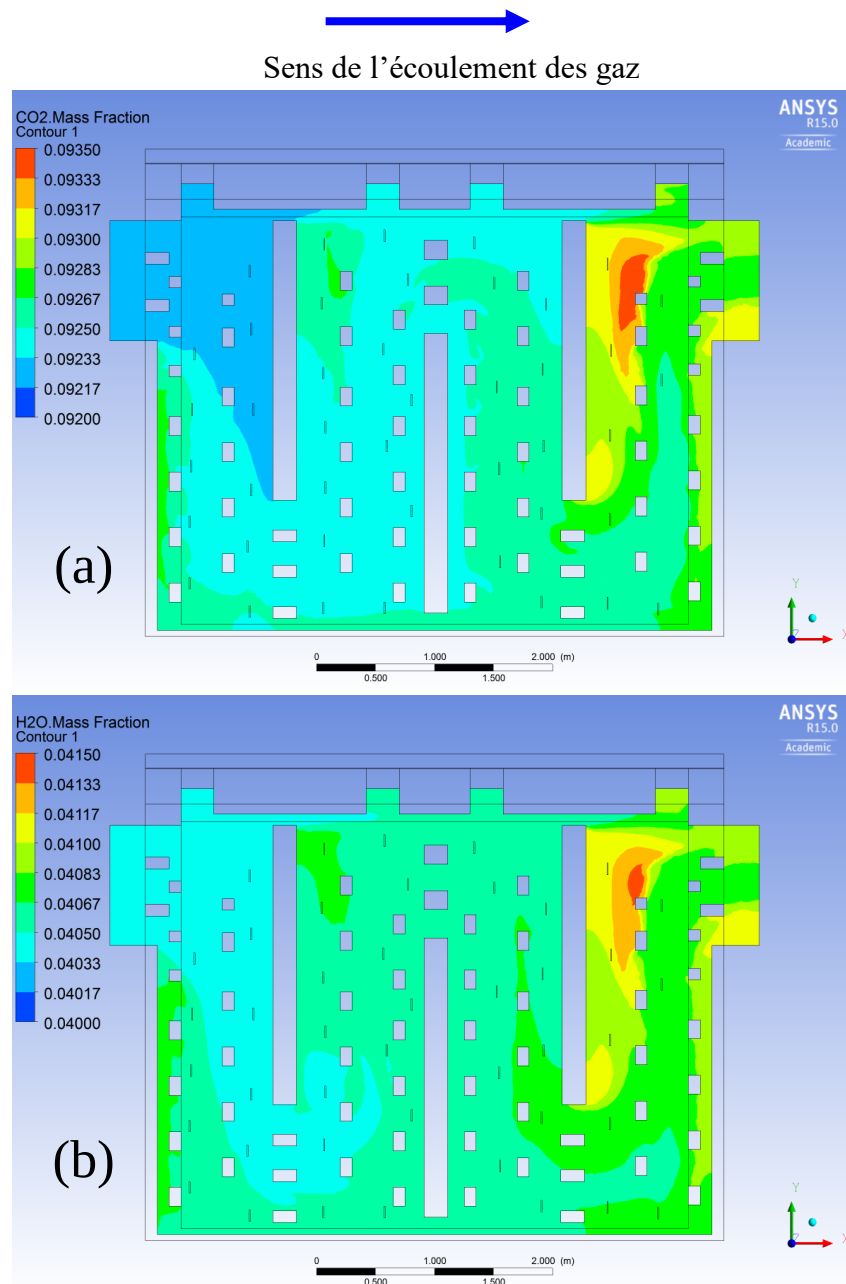


Figure 5.16. Contours de la distribution de la fraction massique du : (a) CO_2 et (b) H_2O durant le cycle du préchauffage 1

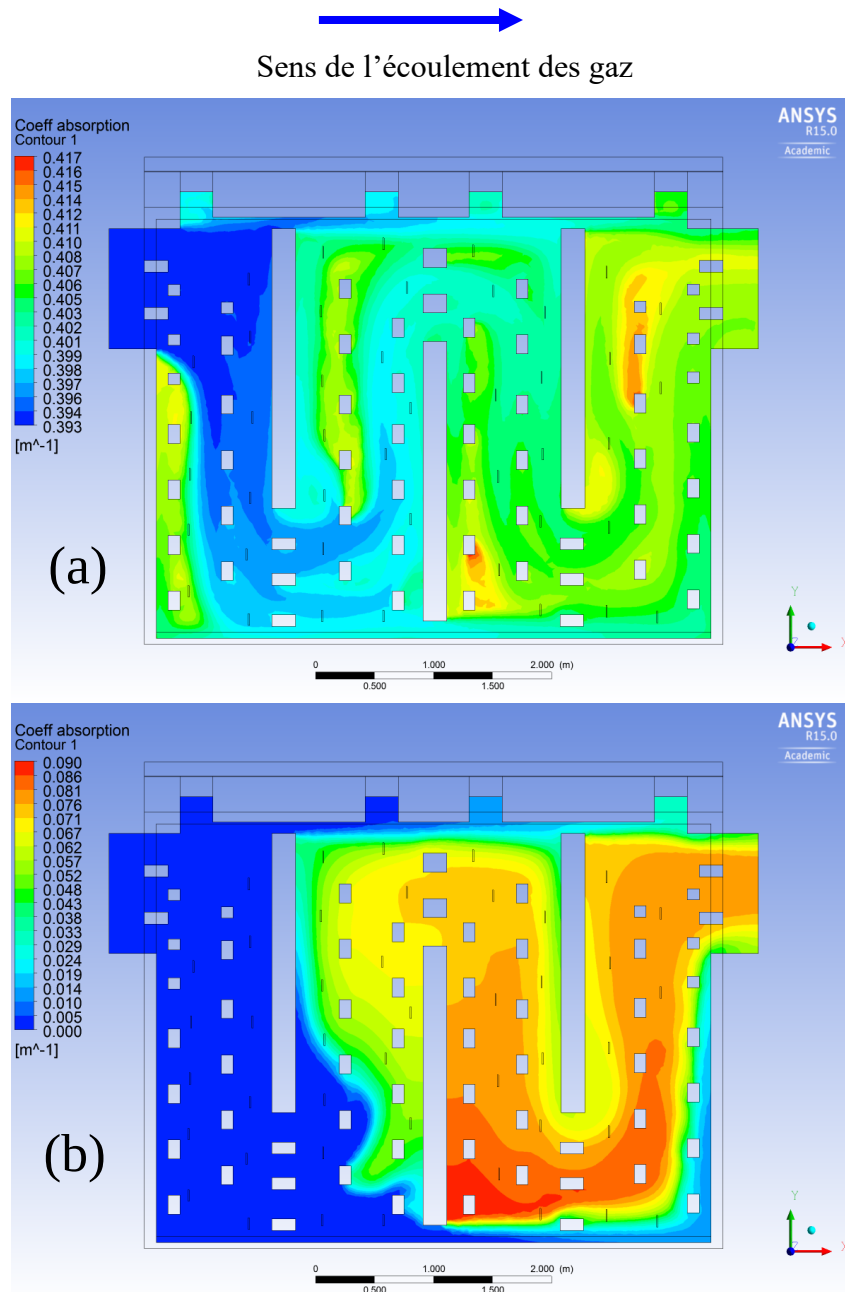


Figure 5.17. Contours sur le plan central de la cloison de la distribution du coefficient d'absorption des gaz : (a) Cloison dans la phase du préchauffage 1, (b) cloison dans la phase du chauffage 3

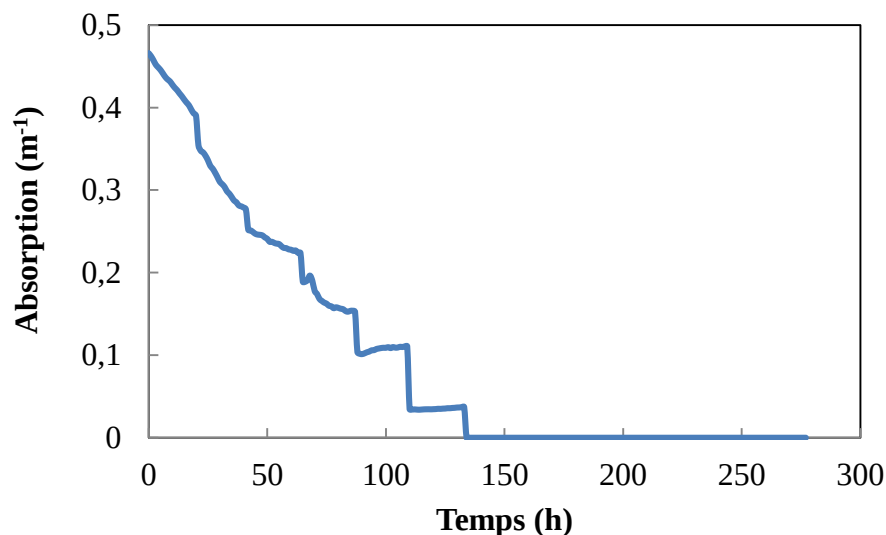


Figure 5.18. Coefficient moyen d'absorption des gaz par cloison le long du feu de cuisson

L'infiltration de l'air dans les cloisons du four est calculée par le modèle complet en fonction de la dépression présente dans les cloisons en phase de préchauffage et de chauffage produite par la rampe d'aspiration. Ce profil de pression est calculé pour chaque cloison du feu en fonction de la pression appliquée au début par la rampe de d'aspiration. La Figure 5.19 montre la pression relative pour chaque cloison du feu comme calculée par le modèle global complet.

5-4-2. Visualisation des résultats du modèle global

Comme exemples des résultats du modèle du four, la distribution de la température est affichée sur trois plans transversaux d'une partie du four (une alvéole et une cloison adjacente) comme montré dans la Figure 5.20. Les trois plans traversent le domaine des gaz et ceux des différents solides qui constituent le four.

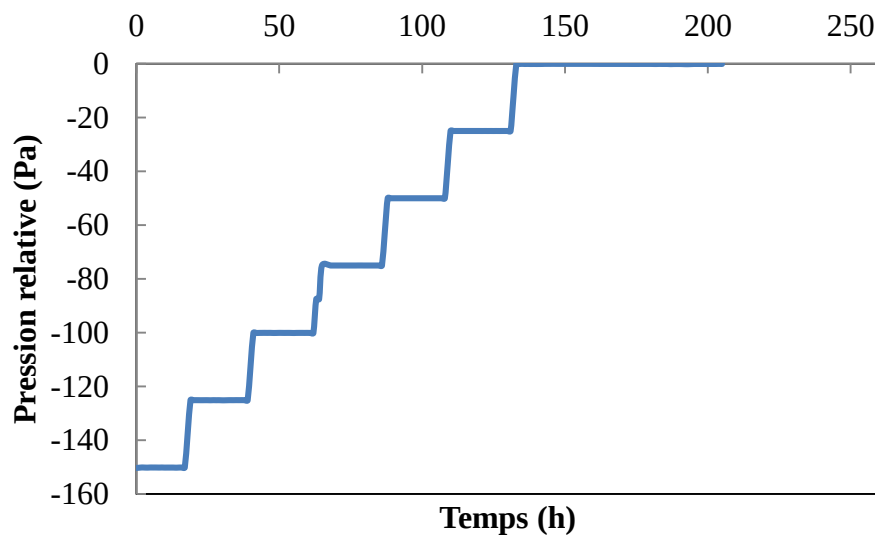


Figure 5.19. Distribution de la pression le long du feu de cuisson

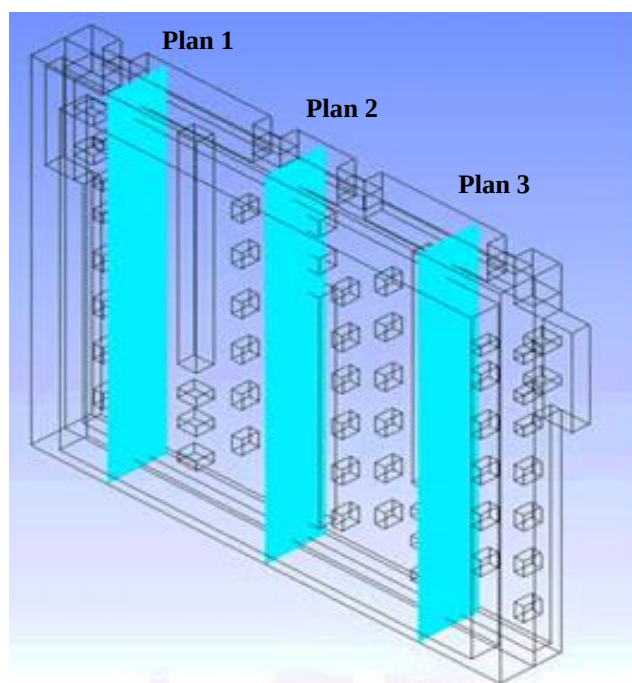


Figure 5.20. Positions des plans transversaux verticaux dans une section pour la visualisation de la température

Les contours de la température présentés dans la Figure 5.21 montrent l'évolution de la température de tous les domaines du four à différentes étapes de la cuisson. La Figure 5.21a présente la distribution de la température à 40 et 70 heures quand les anodes sont

encore dans la phase de préchauffage. La Figure 5.21b montre deux étapes du chauffage des anodes et la Figure 5.21c montre les contours de la température à deux étapes de la phase de refroidissement des anodes.

D'autres détails sur les prédictions du modèle sont obtenus et présentés. La Figure 5.22 montre un plan transversal horizontal qui traverse toutes les parties qui constituent le four. À différentes étapes de la cuisson, la variation de la température sur le plan transversal horizontal est présentée sur la Figure 5.23. Sur cette figure les graphiques notés de (a) à (f) montre la distribution de la température sur ce plan. L'impact de la direction des gaz dans la cloison est évident sur ces profils. Les chicanes et les briques entretoises ont aussi à leur tour un effet sur le transfert de la chaleur dans les solides. Il peut être clairement observé des variations dans le profil de température dans les solides, provoquée par la présence des chicanes qui sont des résistances thermiques additionnelles. Il est clair que le taux de chauffage dans les régions derrière les chicanes est différent des autres régions. Cet effet peut avoir un impact sur la dévolatilisation non homogène partout dans les anodes. Cette possibilité de la visualisation des résultats est possible seulement avec le modèle 3D qui prend en compte tous les détails géométriques du four. Cependant, l'effet des chicanes et des entretoises et la direction des gaz semble disparaître au niveau du centre des anodes vers la température maximale ciblée à cause du trempage thermique (maintien de la température maximale des gaz pendant une certaine durée).

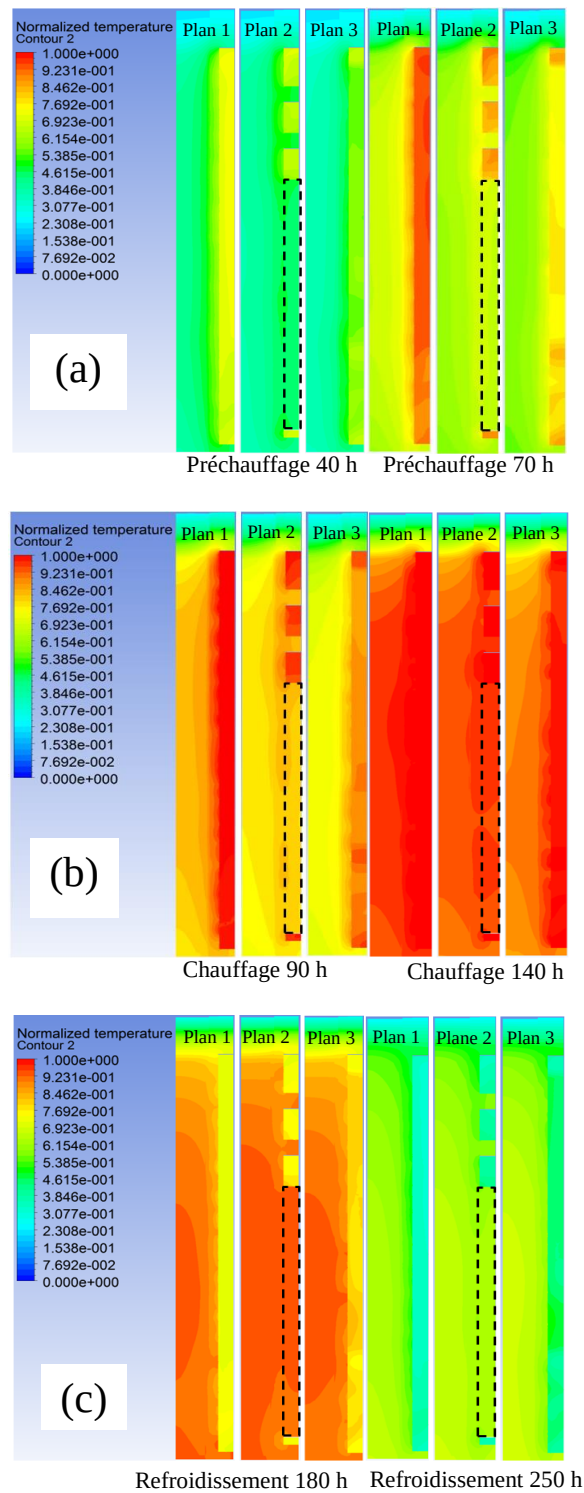


Figure 5.21. Contours de température sur les plans transversaux dans le four à différentes étapes de la cuisson : (a) préchauffage, (b) chauffage et (c) refroidissement

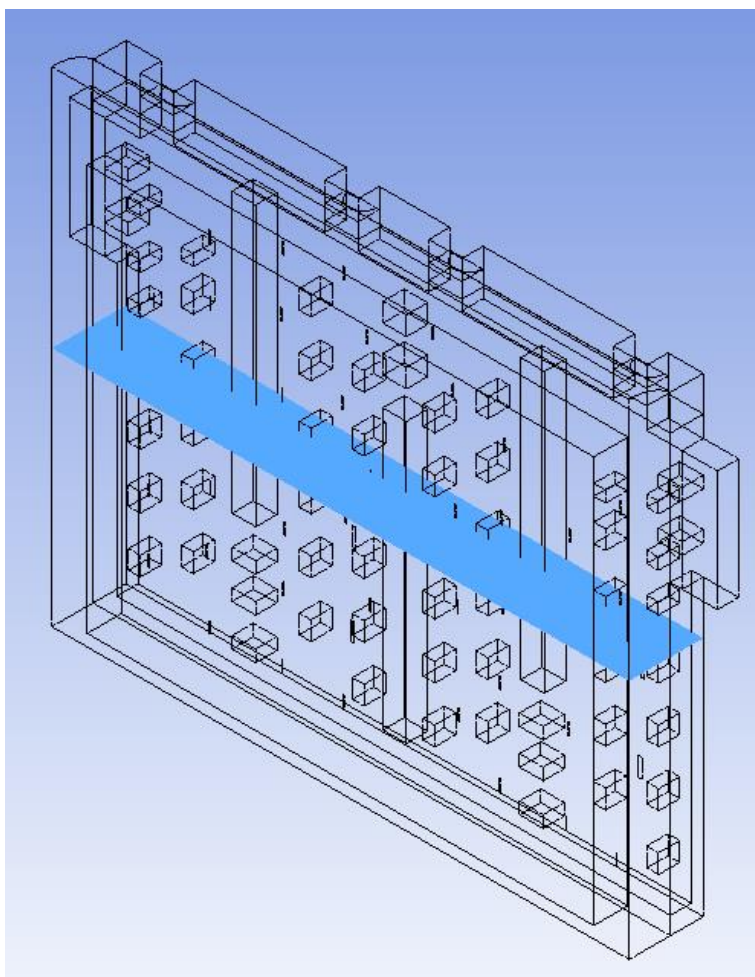


Figure 5.22. Plan transversal horizontal dans le four pour la visualisation de la température durant la cuisson



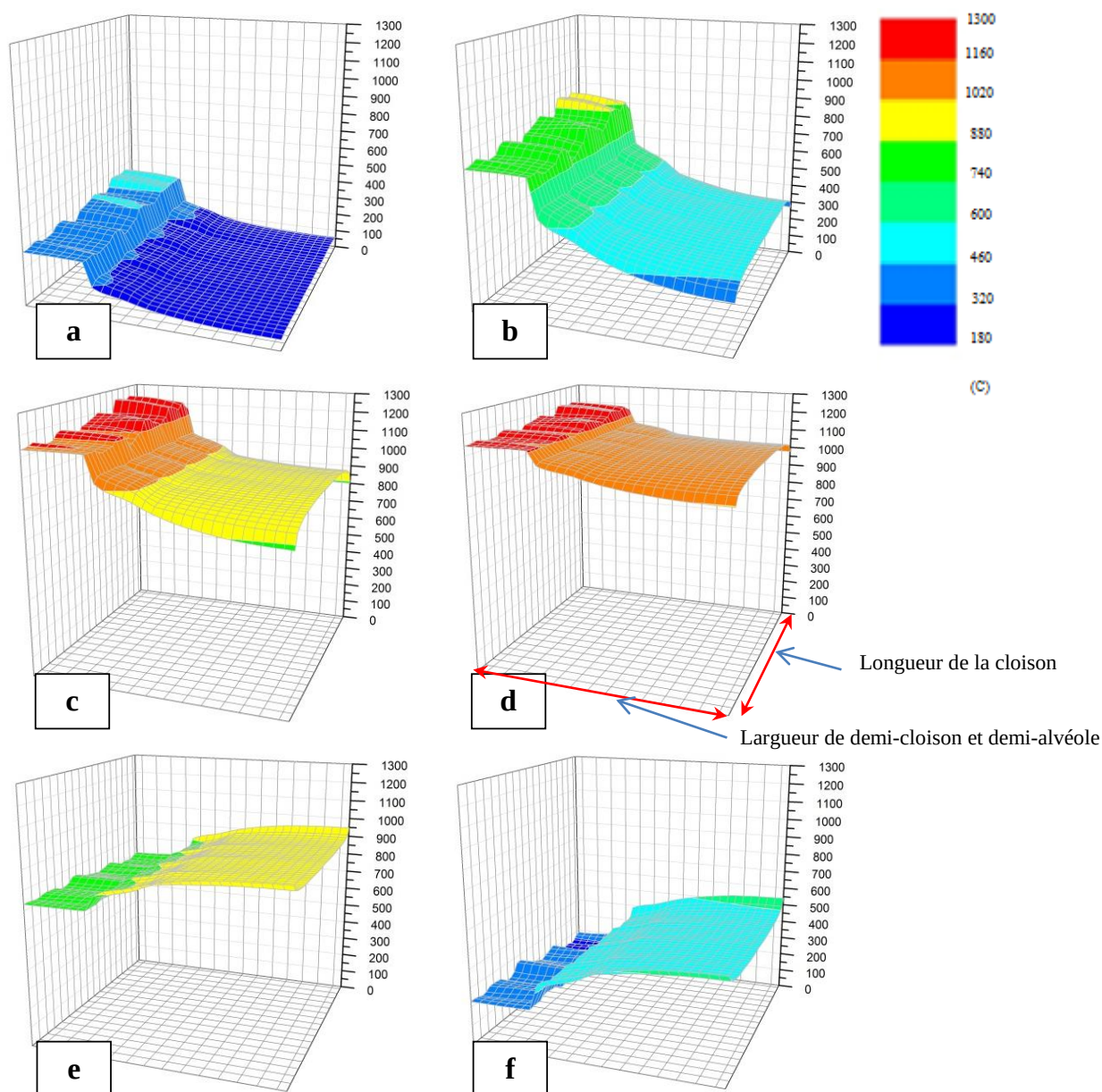


Figure 5.23. Profils de température dans l'alvéole, le mur réfractaire et la cloison à différentes étapes de la cuisson. La température est indiquée en °C sur l'axe des ordonnées et est standardisée sur la même échelle: (a) préchauffage section 1, (b) préchauffage section 2, (c) chauffage section 4, (d) trempage thermique section 6, (e) refroidissement section 7 et (f) refroidissement section 8

La Figure 5.24 montre les mêmes profils de température que la figure précédente mais l'échelle de température est représentative pour chacune des étapes de cuisson. Ainsi les gradients de température peuvent être clairement observés entre les gaz et les différents

solides à différentes positions. À l'aide de ces résultats, l'effet des entretoises et des chicanes peut être observé sur le transfert de la chaleur vers les anodes.

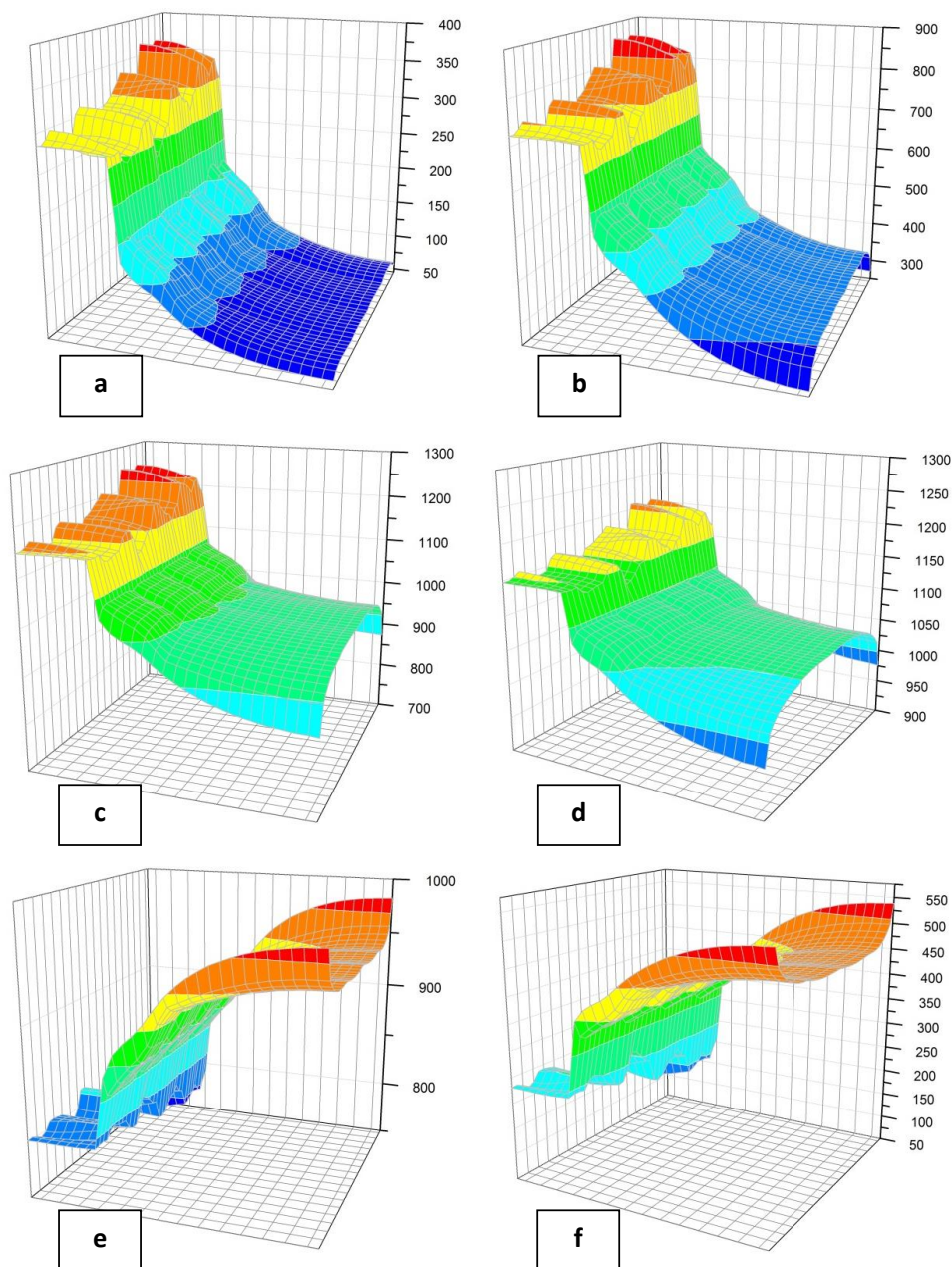


Figure 5.24. Profils de température dans l'alvéole, le mur réfractaire et la cloison à différentes étapes de la cuisson. La température est indiquée en °C sur l'axe des ordonnées, l'échelle de température est ajustée selon l'étape de cuisson (a-f) selon la gamme de valeurs afin de visualiser les gradients : (a) préchauffage section 1, (b) préchauffage section 2, (c) chauffage section 4, (d) trempage thermique section 6, (e) refroidissement section 7 et (f) refroidissement section 8

5-5. Le modèle 3D du four comme outil de prédiction

Les caractéristiques du four peuvent avoir un impact sur la cuisson des anodes et de la qualité des anodes cuites. Il est très difficile dans la réalité de tester chacun de ces paramètres sur le four sans engendrer des coûts très élevés et des risques importants. Le moyen le plus attractif est la modélisation avec un modèle représentatif.

Dans cette partie, quelques cas de changements des paramètres du design et opérationnels du four sont testés à l'aide du modèle transitoire global afin de démontrer d'une part, ces capacités à prédire les conditions de cuisson dans le four et d'autre par, l'impact de ces changements sur le fonctionnement du four et du traitement thermique des anodes durant la cuisson. Plusieurs cas sont présentés et les résultats sont comparés pour voir la sensibilité des opérations aux différents cas testés. Ainsi le modèle est considéré comme un outil de prédiction pour le four de cuisson horizontal.

Le modèle est appliqué dans cette partie à une géométrie du four horizontal disponible dans la littérature [143]. Les changements dans la géométrie de la cloison, de l'alvéole et des anodes a été faite par rapport à cette géométrie. Les résultats obtenus sont présenté dans ce qui suit.

5-5-1. Effet de la géométrie des briques entretoises

Comme démontré auparavant par le modèle de la cloison, l'effet de la forme des briques entretoises sur l'écoulement des gaz est important. L'influence de la variation de l'écoulement par le changement de la géométrie de la cloison a été expliquée. Les résultats de l'écoulement dans différentes géométries et avec différentes dispositions des briques entretoises ont été présentés. Dans la partie des résultats du modèle de la cloison,

la comparaison des résultats de l'écoulement entre les deux cas (entretoise rectangulaire et profilée) n'a pas été comparée. Dans cette partie, l'écoulement prédit et son effet sur la cuisson des anodes sont comparés.

La Figure 5.25 montre les deux types de briques entretoises couramment utilisées dans la construction des cloisons pour le four horizontal, comme expliqué pour le modèle de la cloison. Dans plusieurs travaux, la brique entretoise de forme ovale a été testée à l'aide de modèles en deux dimensions pour voir l'effet des briques sur l'écoulement [74, 135].



Figure 5.25. Différentes formes des briques entretoises

À l'aide du modèle de la cloison, la comparaison est faite entre une cloison qui possède deux rangées entretoises rectangulaire [143] et une autre qui possède des entretoises profilées (la même géométrie que celle de Chen et al. (1996) [143] modifiée avec des entretoises profilées). La distribution des différentes gammes de vitesse dans les deux cloisons est présentée dans la Figure 5.26. Pour chaque gamme de vitesse prédite dans la cloison, les résultats montrent le pourcentage de la présence de chacune d'elle dans le volume de la cloison. L'écoulement semble changer considérablement dans les deux cloisons puisque les briques entretoises ont une forme différente. Les résultats du modèle de la cloison montrent que les deux configurations (briques profilées ou standards) donnent des distributions des vitesses des gaz semblables à travers la cloison tandis que les briques rectangulaires engendrent une vitesse moyenne légèrement plus

élevée dans la cloison qu'avec les entretoises profilées. La distribution des vitesses dans le volume est montrée dans la Figure 5.26 pour les deux cas. Dans la plage de 0,5 à 2 m/s, ces vitesses sont présentes dans un volume plus important, ce qui résulte en vitesse moyenne plus élevée.

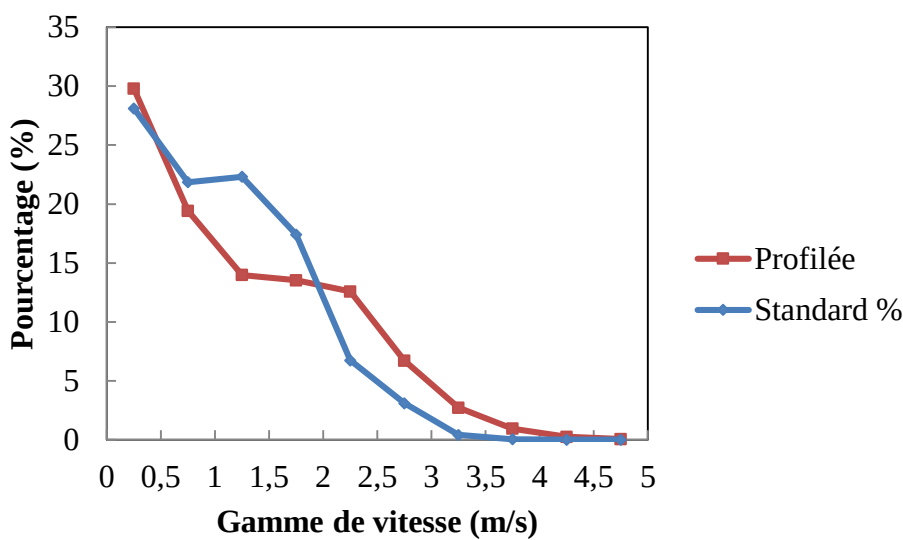


Figure 5.26. Distribution des vitesses d'écoulement dans deux cloisons avec des briques entretoises droites ou profilées

Concernant l'impact des types des briques entretoises sur la cuisson des anodes et le traitement thermique qu'elles subissent durant la cuisson, seuls les résultats obtenus à l'aide du modèle global permettent de les visualiser. La Figure 5.27 présente l'évolution de la température moyenne des anodes durant toute la durée de cuisson. Il peut clairement être observé que la variation dans la forme des briques entretoises donne un profil de température différent. La température maximale moyenne des anodes est d'environ 50°C plus élevée dans la phase de combustion du carburant quand les briques entretoises profilées sont utilisées. Aussi, le sommet est atteint approximativement une dizaine d'heures plus tôt avec ces briques. Ce comportement peut être expliqué par la différence

de la distribution de l'écoulement des gaz dans la cloison. Bien que la vitesse soit plus élevée quand les entretoises sont rectangulaires, la distribution de l'écoulement obtenue par les entretoises profilées semble mieux pour le chauffage des anodes. La température moyenne des anodes à la fin de la cuisson garde relativement la même différence. La température des anodes est plus élevée quand les briques sont profilées, mais il faut prendre en considération la perte de charge qui est élevée comme montré par les résultats du modèle de la cloison et la température du défournement est plus élevée. La perte de charge élevée engendre la nécessité d'une puissance élevée pour le soufflage de l'air et de l'aspiration le long du feu.

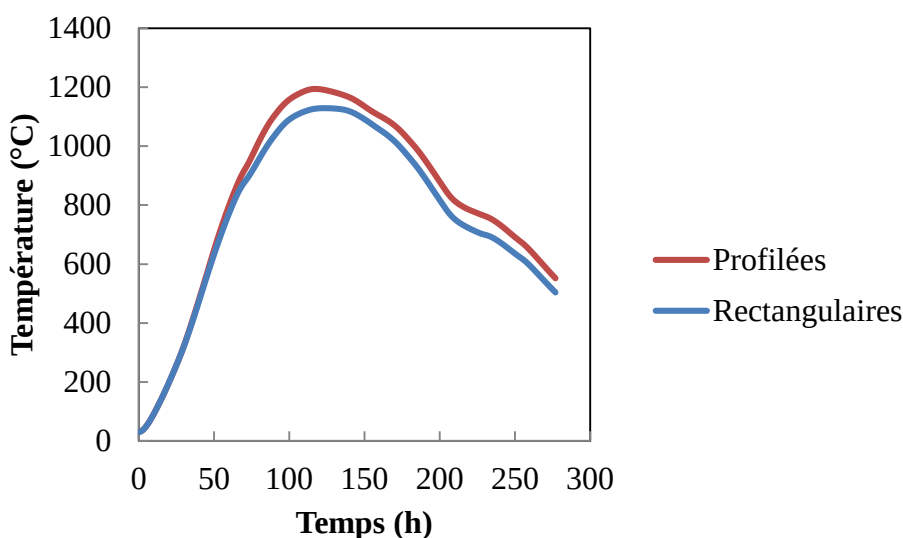


Figure 5.27. Variation de la température moyenne des anodes durant la cuisson pour les deux cloisons ; avec entretoises rectangulaire et avec entretoises profilées

Le résultat de la température moyenne permet de voir l'impact global sur la cuisson des anodes mais ne donne pas de détails sur l'homogénéité de la distribution de la température à travers les anodes.

La Figure 5.28 présente les contours de la température des anodes à la fin de l'étape du chauffage maximale sur un plan longitudinal de l'alvéole qui passe par le quart de sa largeur à partir du côté de la brique. La Figure 5.28a présente les contours de température du cas où les entretoises sont rectangulaires et la Figure 5.28b du cas où les entretoises sont profilées. Les résultats montrent bien que la cloison munie d'entretoises profilées possède un transfert de chaleur mieux répartie sur la surface de l'alvéole permettant ainsi une distribution des températures d'anodes plus élevées et plus étendue (plus homogène) par rapport au cas avec des entretoises rectangulaires. Cette observation confirme les résultats de la température moyenne transitoire calculée pour les deux cas.

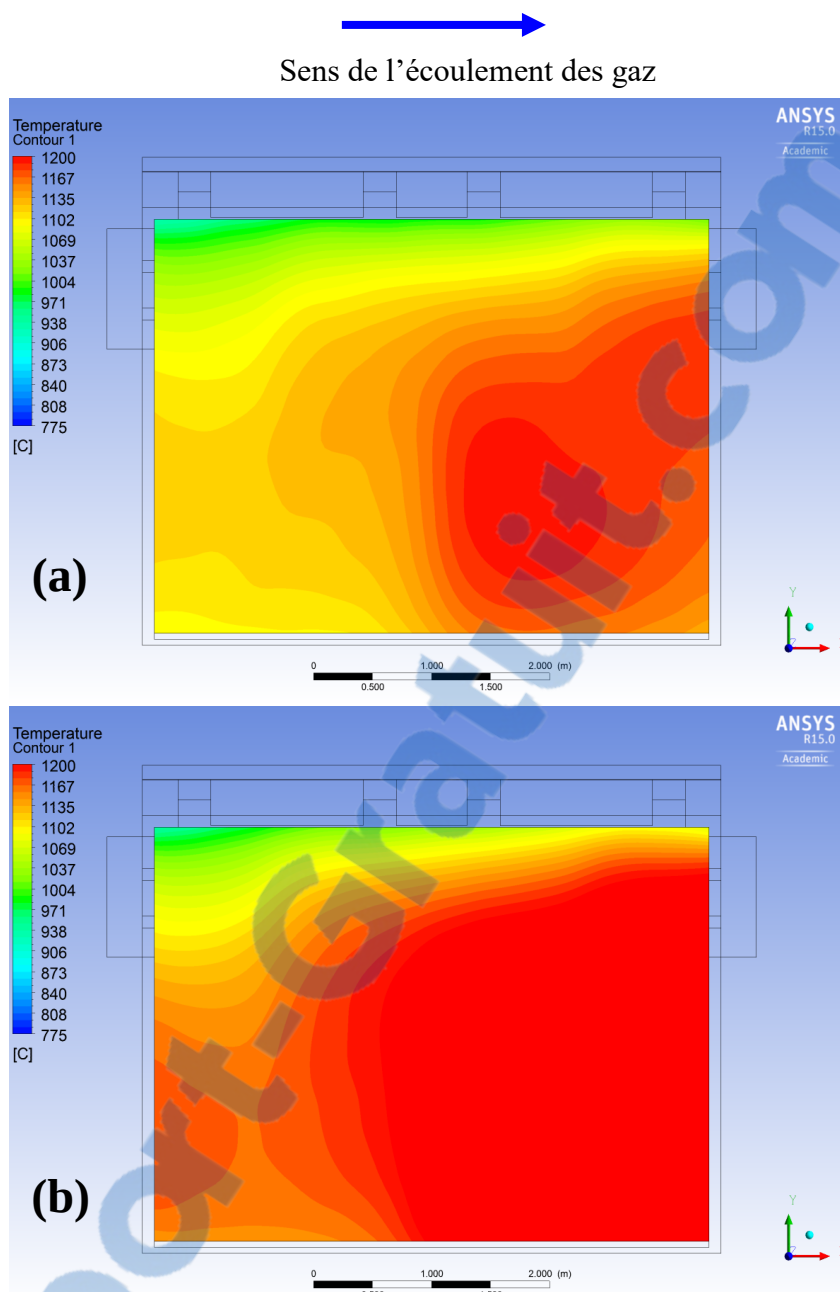


Figure 5.28. Contours de température dans un plan longitudinal (quart de l'alvéole) à la fin du chauffage des anodes pour les deux cas ; (a) entretoises rectangulaire et (b) profilées.

5-5-2. Effet du nombre de rangées des briques entretoises

Dans la littérature, les cloisons du four horizontal possèdent généralement une ou deux rangées d'entretoises entre les chicanes. Le volume entre les chicanes représente la direction principale du passage des gaz sur l'axe verticale de la cloison. En plus des chicanes, les briques entretoises forment de petits obstacles afin de distribuer

l'écoulement. Un nombre élevé de ces briques engendre des pertes de charge considérable et nécessite la consommation d'énergie supplémentaire pour la poussée ou l'aspiration des gaz. Il peut en résulter aussi en des cloisons de masse excessives vu que les briques réfractaires ont une densité très élevée (de l'ordre de 2400 kg/m^3 [187]). L'effet de ces briques sur l'écoulement a toujours fait l'objet d'étude. Dans la plupart des cas, l'étude de l'écoulement se fait par des modèles simples de cloison et généralement réalisée en deux dimensions seulement [74].

Il est très important d'investiguer l'impact des différents cas où la cloison possède une ou deux rangées de briques entretoises entre les chicanes sur la cuisson des anodes. Le transfert de chaleur local entre les gaz et les parois des murs est estimé et l'effet de la distribution de l'écoulement peut être démontré. La Figure 5.29 montre les deux géométries des cloisons considérées dans le modèle global. La Figure 5.29a est celle de la littérature (E. Chen et al. 1996 [143]) et la Figure 5.29b a été modifiée en laissant une seule rangée de briques entretoises rectangulaires. Les résultats obtenus à l'aide du modèle de la cloison ont montrée des différences notables sur la distribution des différentes gammes de vitesse dans les deux cloisons.

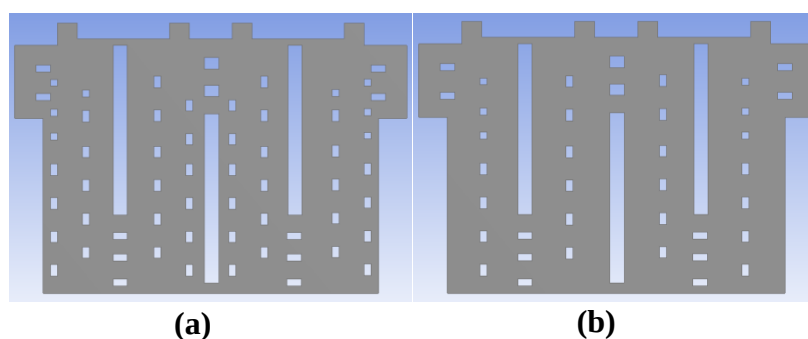


Figure 5.29. Schéma des géométries de cloison : (a) deux rangées [143] et (b) une rangée de briques entretoises

Les résultats des simulations pour les deux cas de cloison avec une ou deux rangées de briques entretoises sont présentés dans la Figure 5.30. La géométrie de référence sur laquelle le modèle a été appliqué est conçue avec deux rangées de briques entretoises. L'idée de tester l'effet du nombre de rangée d'entretoise vient du fait que dans la littérature seul l'impact sur l'écoulement est souvent étudié. Mais très peu d'informations sont disponibles sur le lien entre la variation dans l'écoulement et l'impact sur la cuisson due au changement dans le nombre de rangées des briques.

La Figure 5.30 présente les profils de la température moyenne des anodes en fonction du temps durant toute la période de cuisson des anodes. La température moyenne en fonction du temps des anodes est légèrement sensible au type de configuration des briques entretoises dans la cloison. La différence est observée au début du cycle du chauffage. La zone encadrée du graphique est présentée plus en détail dans la Figure 5.31.

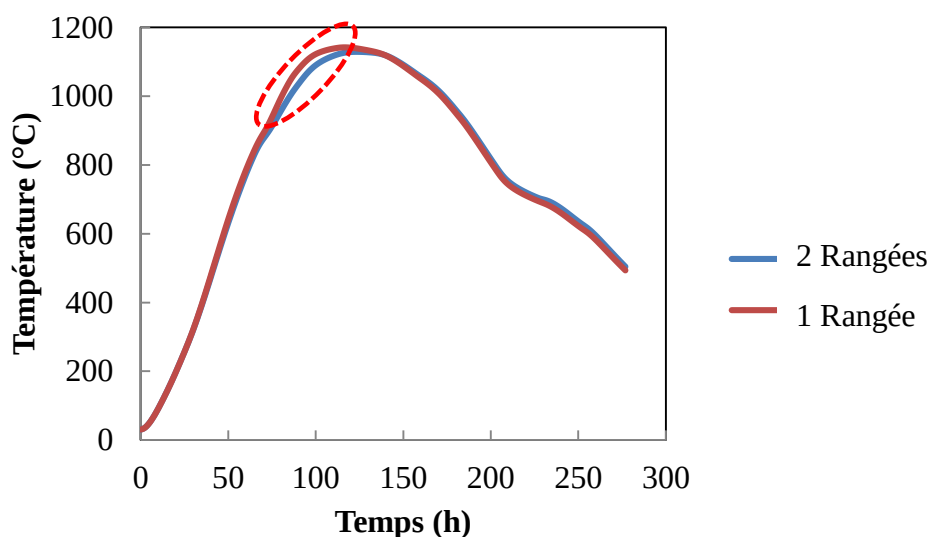


Figure 5.30. Profils de température moyenne transitoire des anodes durant la cuisson pour les deux cas ; avec une ou deux rangées de briques entretoises



Quand la cloison possède deux rangées des briques entretoises, la température moyenne des anodes baisse légèrement. Cette baisse est de l'ordre de 40°C qui s'atténue vers la fin de la phase de chauffage maximale. Cette baisse peut être expliquée par l'effet des briques entretoises sur le transfert de la chaleur dans le sens latéral du four. La chaleur est transférée vers l'alvéole par convection et par rayonnement entre les gaz et la surface des murs réfractaire. Cette surface se voit réduite avec l'augmentation du nombre de rangées de briques entretoises dans la cloison. Cependant cette baisse dans la température moyenne n'est pas très importante et elle se voit ajustée à la fin de la cuisson sans altérer la cuisson des anodes.

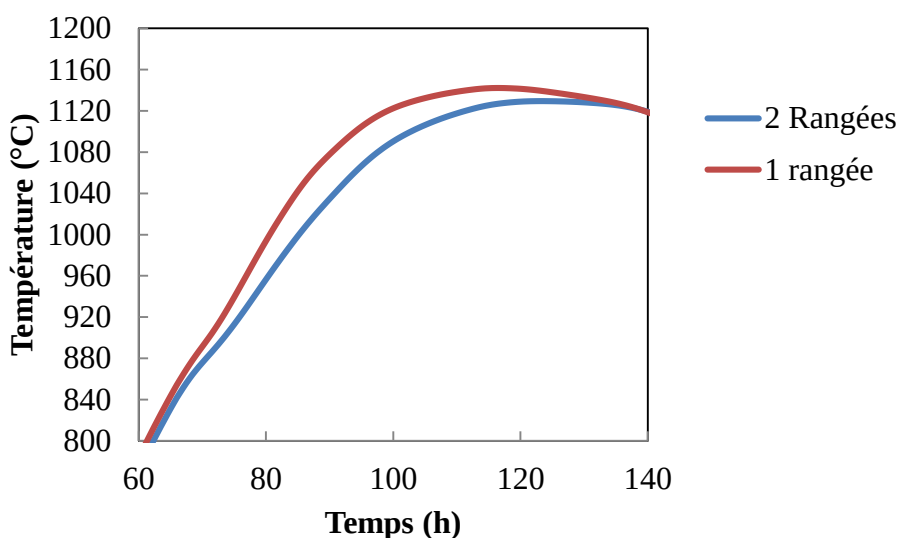


Figure 5.31. Écart de température moyenne transitoire des anodes maximal durant la cuisson pour les deux cas ; avec une ou deux rangées de briques entretoises

La différence de la température moyenne ne semble pas affecter la cuisson des anodes vu qu'elle est relativement faible. Cependant, ce résultat n'est pas suffisant pour juger la cuisson des anodes à cause de la taille très importante des anodes. Un paramètre très important aussi à prendre en considération est la distribution de la température des

anodes. La Figure 5.32 présente les contours de la température des anodes sur un plan longitudinal passant par le quart de la largeur de l'alvéole pour les deux cas; celui avec une (Figure 5.32a) et celui avec deux (Figure 5.32b) rangées d'entretoises. Les contours présentés ont été choisis au pas de temps où le plus grand écart de température est observé afin de visualiser l'impact de cet écart sur la distribution de la température, soit à 90 heures ou à la deuxième phase de préchauffage.

Les résultats présentés sur les contours montrent que dans le cas de la cloison avec une seule rangée de briques entretoises, les anodes atteignent des températures élevées où les brûleurs se trouvent et la température n'est pas distribuée de manière homogène sur tout le plan comme montré dans la Figure 5.32a, tandis que sur le contour de la Figure 5.32b, la température est plus homogène.

L'intérêt d'utiliser une cloison avec deux rangées de briques entretoise est d'avoir une distribution de la température dans tout le volume des anodes. La résolution de l'écoulement en détail dans les trois directions de la cloison permet de voir l'impact de la variation de l'écoulement provoqué par les entretoises. Le modèle de la cloison à lui tout seul permet de voir le changement dans l'écoulement uniquement, mais le modèle complet incluant la combustion et le transfert thermique entre les gaz et les solides, permet de voir en détail l'impact sur la cuisson des anodes et la différence dans la distribution et l'homogénéité de la température dans les anodes.

À la fin de la cuisson, avant l'étape du défournement des anodes, le modèle ne montre pas de grande différence dans la température moyenne. L'écart de température dans la

phase du chauffage ne semble pas très important au point de changer la température des anodes à la fin du cycle de cuisson.

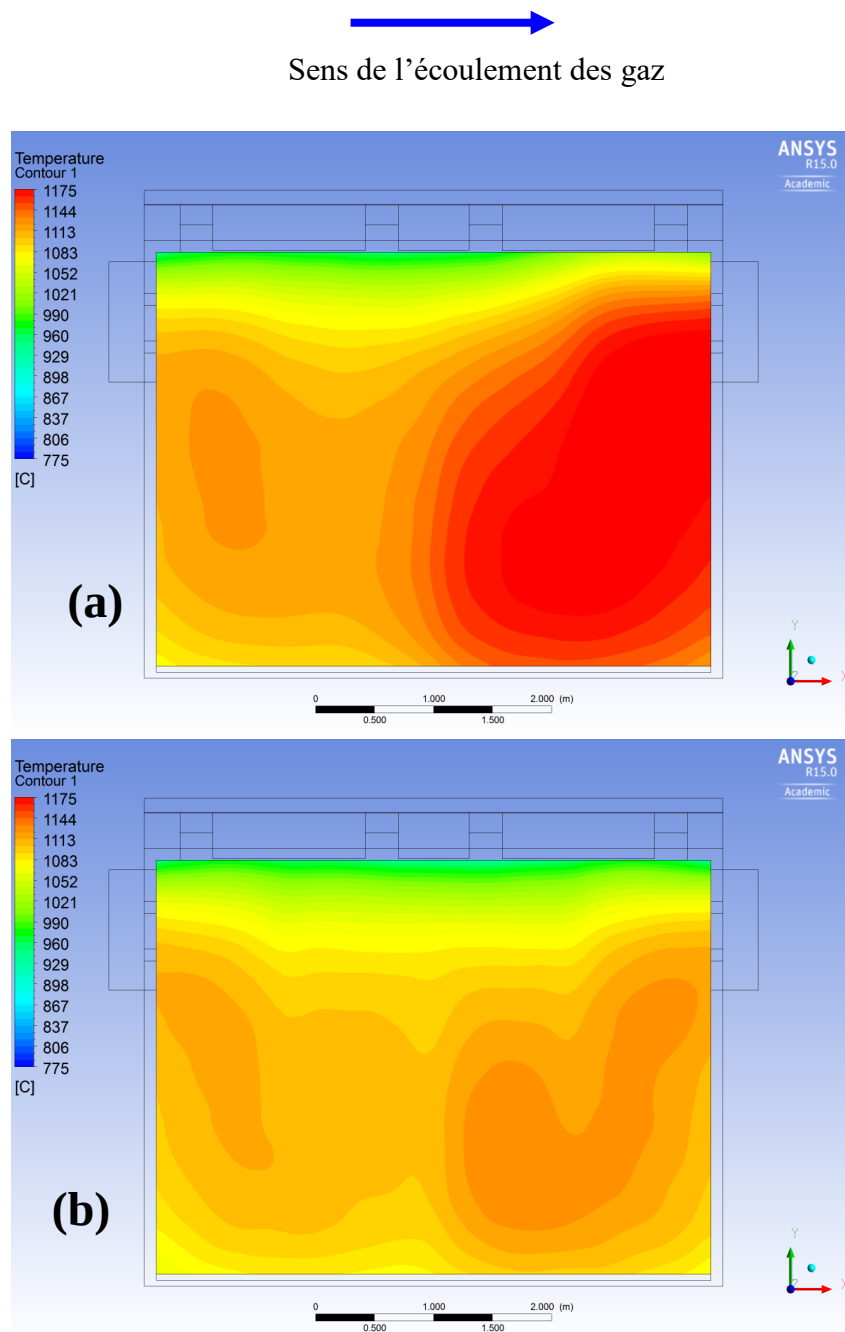


Figure 5.32. Contours de température sur un plan longitudinal dans les anodes (quart de l'alvéole) pour les deux cas ; (a) une rangée et (b) deux rangées de briques entretoises dans la cloison à la deuxième phase de préchauffage (à 90 heures de la cuisson)

5-5-3. Effet de la variation de la largeur de la cloison

Du point de vu de l'écoulement, les effets de la largeur de la cloison sur la distribution du champ de vitesse des gaz à l'intérieur de la cloison a été démontré à l'aide du modèle de la cloison. En effet avec l'augmentation de la largeur de la cloison la perte de charge diminue et la vitesse moyenne des gaz dans la cloison baisse aussi. De cette manière, il est clair que les échanges thermiques entre les gaz est les parois des murs réfractaire sont affecté. Il est intéressant de voir l'impact de cette variation de la largeur de la cloison sur la cuisson des anodes.

Différentes largeurs testées avec le modèle de la cloison en simulant seulement l'écoulement ont été retenues dans le but de pouvoir obtenir leur impact sur la cuisson des anodes en utilisant le modèle global transitoire. Les géométries ont été ajustées, notamment les interfaces du maillage entre le domaine des gaz et celui des solides. La largeur de la cloison a été modifiée sans changer la partie de l'alvéole. Les anodes, le coke de garnissage et les briques réfractaire n'ont pas été changés. La Figure 5.33 montre un schéma de deux cloisons et une alvéole où les anodes sont enfournées et couvertes par le coke de garnissage. Il est montré sur cette figure la dimension de la cloison qui a été changée. Dans le modèle global, la même dimension des briques réfractaires a été gardée, donc la largeur de la cloison n'affecte pas le mur mais seulement le domaine des gaz. Le carburant n'est pas géré par un contrôleur dans le modèle. Pour cette étude, il est très important de mentionner que le débit du carburant n'a pas été changé avec la variation de la largeur.

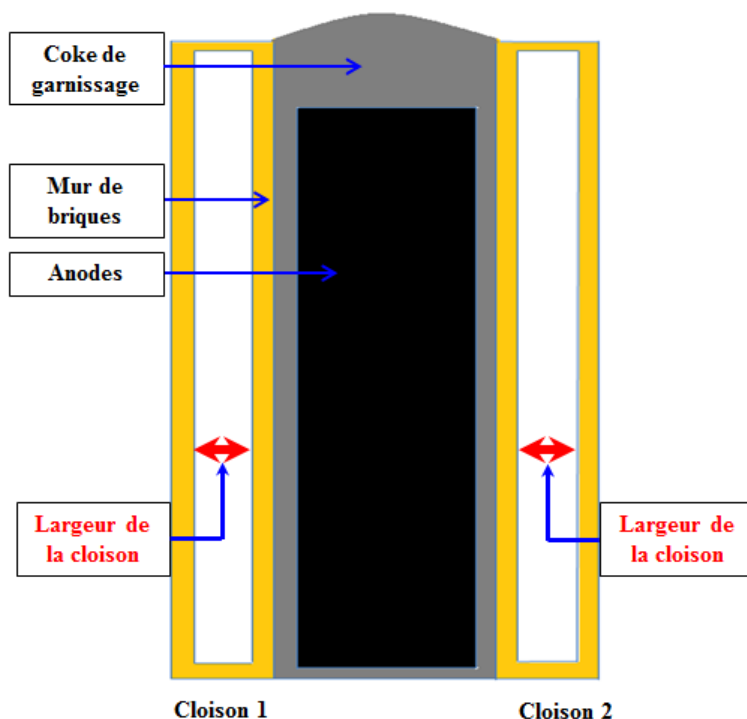


Figure 5.33. Schéma d'une alvéole et deux cloisons du four horizontal

Les résultats montrés dans la Figure 5.34 présentent la température moyenne des anodes prédite avec le modèle global dans les différents cas où les cloisons ont une largeur différente. La température moyenne des anodes dans les différents cas montre certaines différences notamment dans la phase du chauffage maximal. Cette différence ne semble pas être très importante à première vue. Contrairement à la phase de chauffage, durant le préchauffage et le refroidissement les températures moyennes calculées semblent ne présenter aucunes différences significatives.

Le modèle global considère la moitié de la cloison dans le sens transversal du four. Les différentes largeurs testées à l'aide du modèle sont représentées ici avec la demi-largeur. Soit pour des cloisons de 24, 30 et 36 cm, les demi-largeurs considérées dans le modèle sont de 12, 15 et 18 cm.

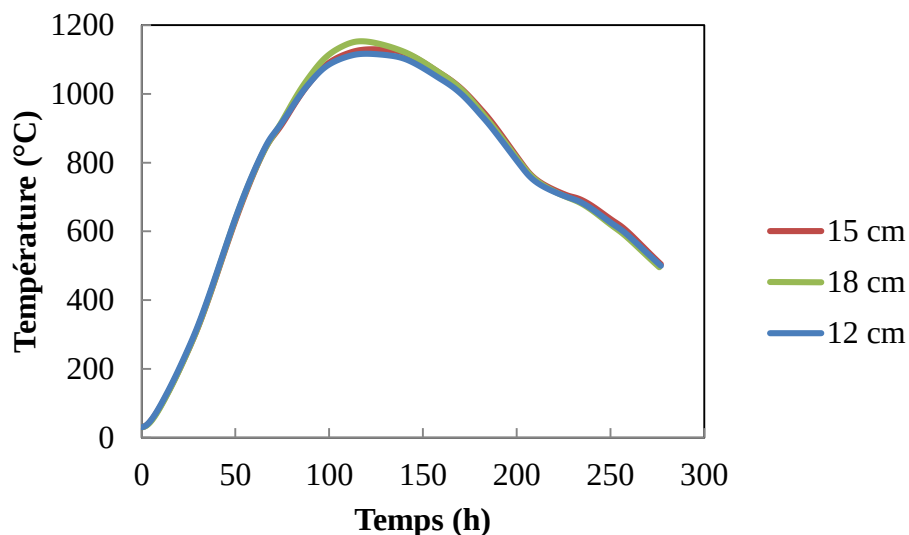


Figure 5.34. Température transitoire moyenne des anodes pour les trois différentes demi-largeurs de la cloison testées avec le modèle transitoire

Il est important de visualiser à l'aide du modèle la distribution de la température des anodes sur un plan longitudinal passant par le quart de la largeur de l'alvéole comme montré sur la Figure 5.35. Durant la phase du chauffage, à 120 heures de la cuisson, l'écart maximal est observé dans les graphiques de la température moyenne des anodes. A ce moment précis de la cuisson prédite par le modèle, les contours de la température des anodes sont présentés pour les différents cas. Respectivement, les Figure 5.35a, b et c montrent les résultats pour les trois différents cas de la demi-largeur de la cloison utilisée de 12, 15 et 18 cm. Bien que les écarts de la température moyenne ne soient pas significatifs pour les trois différents cas, la distribution de la température sur le plan sélectionné des anodes montre des différences importantes. Le plan longitudinal choisi par rapport à l'alvéole se situe à la mi-distance entre la surface des anodes et le plan de symétrie des anodes.

Il peut être remarqué que pour le cas de la cloison de 12 cm de demi-largeur les contours de température montrent des températures plus faibles et non homogènes dans toutes les directions du plan. Pour le cas de la demi-cloison de 18 cm, les températures observées sont plus élevées, et l'homogénéité de la distribution de la température est meilleure. Pour le cas intermédiaire, soit une demi-largeur de la cloison de 15 cm, les températures observées sont acceptables et la distribution est meilleure que celle dans le cas avec la demi-cloison de 12 cm. Dans le cas de la géométrie de référence, la demi-largeur de la cloison est de 15 cm. La largeur de la cloison doit prendre en compte l'aspect aéraulique des gaz mais aussi de la quantité de briques réfractaire utilisée. Si une largeur excessive est dimensionnée, la consommation énergétique du four augmente à cause de la chaleur supplémentaire nécessaire au chauffage de la masse additionnelle des briques réfractaires.


 Sens de l'écoulement des gaz

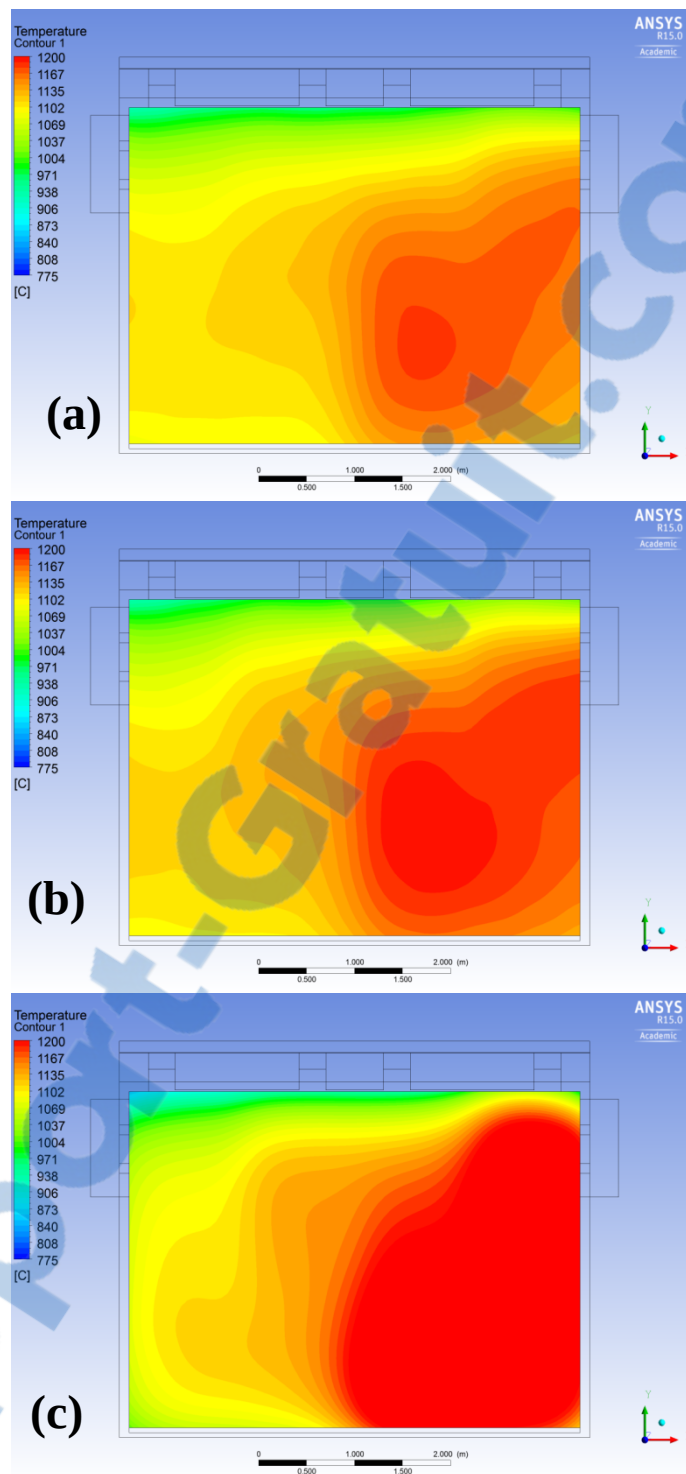


Figure 5.35. Contours de température des anodes à 120 heures de la cuisson sur un plan longitudinal (quart de l'alvéole) pour les trois cas de demi-largeur de la cloison ; (a) 12cm, (b) 15cm et (c) 18 cm

Le choix de la largeur de la cloison dépend tout d'abord du design du four et des installations nécessaires à la cuisson des anodes. L'aspect de la qualité de cuisson notamment par rapport à l'homogénéité de la température durant la phase du chauffage est très important. À comparer avec les résultats du modèle de la cloison, la cloison la plus large présente une vitesse moyenne plus faible et une perte de charge plus faible aussi, soit un temps de passage des gaz dans la cloison plus long. Pour la cloison la plus mince, la vitesse moyenne est plus importante ainsi que pour la perte de charge, donc le temps de passage des gaz dans la cloison est plus court. Les résultats du modèle global montrent que dans le cas de la cloison la plus large, le chauffage des anodes se fait de plus en plus homogène, et cette situation est plus favorable pour une meilleure cuisson des anodes. Le chauffage des anodes durant la cuisson serait alors relié au temps de passage des gaz dans la cloison. Plus la cloison est large, le temps de passage des gaz est plus long, le chauffage des anodes est plus homogène. Cette tendance a été observée pour les largeurs testées à l'aide du modèle. Des largeurs excessives peuvent engendrer des surconsommations de carburant afin de chauffer les gaz et la masse additionnelle des briques réfractaires qui construisent la cloison. Pour les échanges thermiques entre les gaz et les parois des murs réfractaires, l'écoulement des gaz, dans tous les cas de largeur de la cloison étudiés, se fait avec un Reynolds de l'ordre ($Re \approx 10^4$). L'écoulement reste turbulent et l'effet de la baisse de la vitesse moyenne de cet ordre ne semble pas affecter le transfert de chaleur par convection entre les gaz et les parois des murs.

Cependant, la largeur de la cloison est limitée pratiquement par les dimensions globales du four vu qu'une section peut en contenir jusqu'à 10 cloisons et le four plusieurs sections en même temps.

5-5-4. Effet de la variation des propriétés des briques réfractaires

Lors du design du four horizontal, les briques réfractaires sont choisies en fonction de la structure des cloisons à construire et en fonction de leurs propriétés thermiques et thermomécaniques. Dans la littérature, différents travaux sont effectués dans cet objectif pour améliorer la qualité des briques réfractaires utilisées dans la construction des fours de cuisson d'anodes, parmi ces travaux : Tiba et al. (2009) [198], Siljan et al. (200) [199] et Unring et al. [200].

Les briques réfractaires doivent posséder une diffusivité thermique relativement élevée afin de permettre un bon transfert de chaleur depuis les gaz dans la cloison vers les anodes. Cette propriété permet des économies d'énergie pour la cuisson des anodes. Mais une inertie thermique élevée permet d'éviter les chocs thermiques aux anodes qui peuvent altérer la qualité de ces dernières après la cuisson et de diffuser la chaleur dans le but d'homogénéiser les profils de température des anodes. La température des gaz n'est pas homogène dans la cloison et elle change très rapidement. Due à la combustion des matières volatiles et celle du carburant, des foyers de combustion apparaissent dans les gaz avec des températures très élevées. Dans le cas où les briques réfractaires possèdent une diffusivité thermique élevée, le chauffage des anodes se fait avec des profils de température semblable aux positions des foyers de combustion dans les gaz. Cependant, la diffusivité faible augmente l'inertie thermique résultant en une distribution plus homogène de la température.

Les résultats de la Figure 5.36 présentent les contours de température des anodes à la fin de la phase du chauffage pour les trois différents cas de la diffusivité thermique des briques réfractaires. Le cas standard est celui avec une diffusivité thermique des briques

réfractaire prise de la littérature [187]. Les deux autres simulations sont réalisées avec une variation de plus ou moins 10% de la diffusivité thermique des briques. La Figure 5.36.b présente les contours de température des anodes sur un plan longitudinal de l'alvéole passant par le quart de la largeur de l'alvéole pour le cas standard. Les Figure 5.36.a et c présentent les contours de température des anodes sur un plan longitudinal de l'alvéole pour les deux cas avec -10% et +10% respectivement de la diffusivité thermique des briques réfractaires.

Les résultats montrent l'effet de la diffusivité thermique sur la cuisson des anodes. Des briques plus conductrices ou plus diffusives conduisent la chaleur plus facilement du fait que la résistance thermique des briques est moins élevée. Dans le cas où les briques sont moins diffusives, la résistance est plus importante, par conséquent la chaleur est dispersée sur une plus grande surface. Sur la figure 5.36, la zone rouge qui représente les anodes les plus chaudes est plus large et l'uniformité de la distribution de températures s'améliore avec la diminution de la diffusivité thermique.

En plus du flux de chaleur transférée vers les anodes, la distribution de la température est plus importante à visualiser pour l'homogénéité de la cuisson des anodes. Pour le cas des briques plus conductrices, les températures élevées au niveau des anodes sont localisées aux mêmes endroits où la combustion du carburant a lieu. Ces résultats peuvent se manifester en des zones plus chaudes des anodes et d'autres zones avec des températures moins élevées. La température maximale calculée pour le cas avec 10% en plus de la diffusivité thermique engendre une température maximale de 1198°C qui est localisée dans une seule zone relativement petite. Tandis que pour le cas contraire (-10% de la diffusivité thermique), la température maximale est de 1167°C. Les briques

réfractaires ont un rôle important pour la diffusion de la chaleur vers les anodes. L'inertie thermique élevée des matériaux dont elles se composent et la structure réfractaire de ces matériaux permet la diffusion de la chaleur vers les anodes. Cependant une diffusivité faible engendre une consommation plus élevée du carburant vu que le chauffage des anodes n'est pas directement effectué. La quantité d'énergie fournie doit être suffisante pour chauffer en même temps les briques réfractaires très massives, le coke de garnissage avant que la chaleur ne puisse atteindre les anodes. Une valeur intermédiaire de la diffusivité thermique est conseillée dans le but d'effectuer une cuisson homogène des anodes qui sont de grande taille.

Sens de l'écoulement des gaz

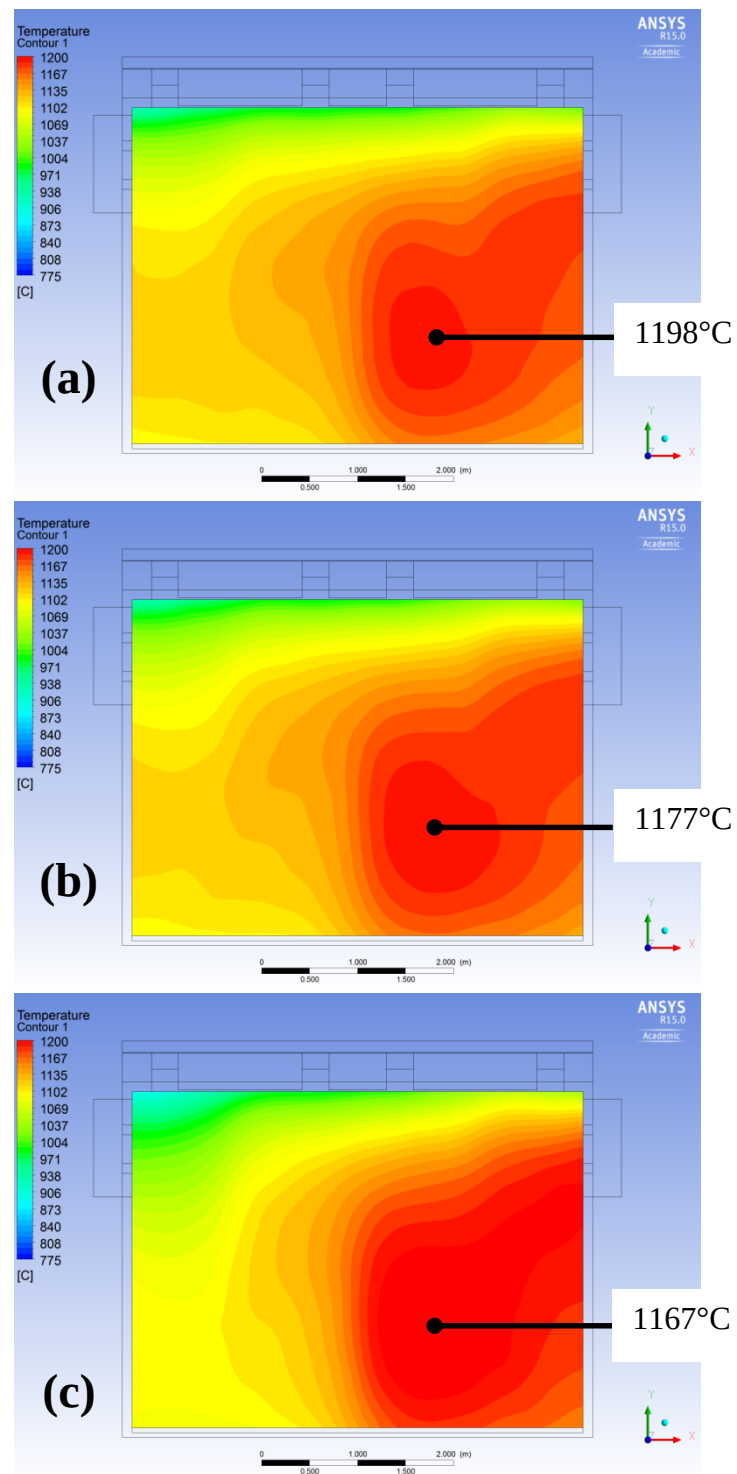


Figure 5.36. Contours de température des anodes pour les différents cas des propriétés des briques réfractaires ; (a) diffusivité de la littérature, (b) +10% et (c) -10%

5-5-5. Effet de la dévolatilisation des anodes

Les propriétés des anodes ont été testées à l'aide du modèle afin de déterminer l'impact qu'elles ont durant la cuisson. Il est très difficile de déterminer quel est la propriété des anodes crues la plus influente sur la cuisson et la qualité des anodes qui en résulte. Ces propriétés dépendent de la recette des anodes et des propriétés même des matières premières. Un paramètre qui semble intéressant est celui de la quantité de brai utilisée dans la fabrication des anodes. Cette quantité détermine la teneur en matières volatiles qui se volatilisent durant le préchauffage des anodes. L'application du modèle a été effectuée pour deux cas différents au cas standard. Dans ce dernier, le pourcentage des matières volatiles qui se dégagent des anodes durant la première phase de cuisson a été considéré de 5%. Les deux autres cas, la teneur en matières volatiles a été considérée à 4% et 6%. En général, les études sur la pyrolyse des matières volatiles durant la cuisson montrent que la quantité des matières volatiles qui se dégagent des anodes est autour de ces valeurs [23, 36, 136, 138].

Les matières volatiles sont transférés vers les cloisons grâce à la différence de pression qu'il y'a entre l'alvéole et la cloison. Après combustion, ces matières volatiles fournissent une quantité d'énergie considérable qui participe dans le bilan énergétique de la cuisson des anodes. La maîtrise de la combustion des matières volatiles permet des économies importantes de carburant. Le pourcentage de brai est ajusté de telle manière à avoir des propriétés précises des anodes. Cette teneur en brai modifie le comportement des anodes durant le préchauffage, notamment le phénomène de la dévolatilisation en termes de quantité de matières volatiles transférées et brûlées dans la cloison.

Les pourcentages de la quantité des matières volatiles testés à l'aide du modèle global permettent de montrer les différences sur l'évolution de la température des gaz et des anodes provoquées par ces variations. Pour les différents cas, le cycle de préchauffage seulement a été simulé. Les résultats présentés sur la Figure 5.37 montrent la température des gaz dans la cloison pour les différents cas avec différents pourcentages des matières volatiles dégagés durant le préchauffage.

Les résultats montrent que durant la phase de préchauffage, le modèle est sensible aux variations de la quantité des matières volatiles pour calculer la température transitoire des gaz. Ces changements sont observés par le changement de la température des gaz en premier lieu.

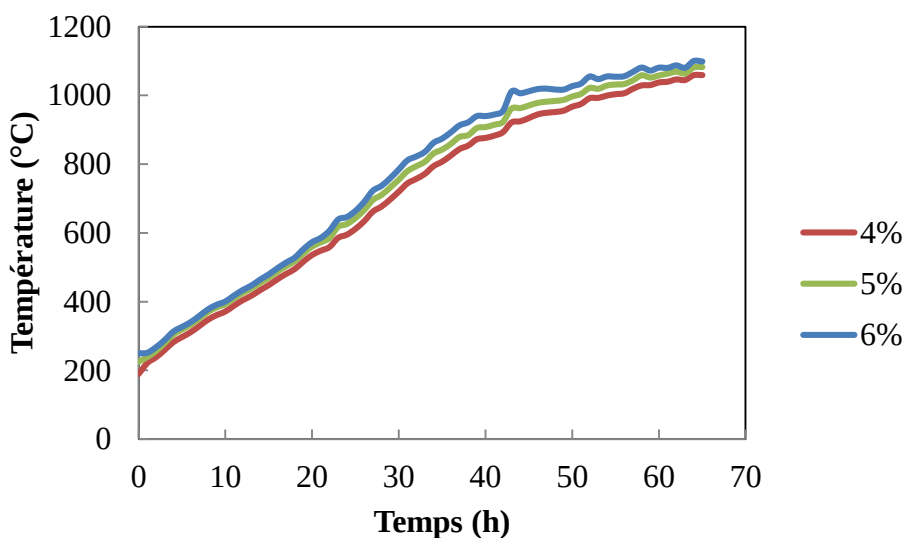


Figure 5.37. Profils de la température des gaz durant le préchauffage pour les trois cas de teneur en matières volatiles

Les contours de la Figure 5.38 montrent la distribution de la température sur un plan longitudinal traversant les anodes au quart de la largeur de l'alvéole à la fin de la phase du préchauffage. La Figure 5.38a présente les résultats du cas standard avec un taux de

matières volatiles dégagées de 5%. Les Figure 5.38 b et c montrent respectivement les deux cas avec 6 et 4% de matières volatiles. Les résultats montrent clairement l'effet de la contribution des matières volatiles dans le bilan thermique de la combustion. La température des anodes à la fin de la phase du préchauffage est affectée par la quantité des matières volatiles qui se dégagent des anodes. Il est donc très important de maîtriser la teneur en matières volatiles des anodes soit par la composition des anodes crues ou par le contrôle du taux de chauffage.


 Sens de l'écoulement des gaz

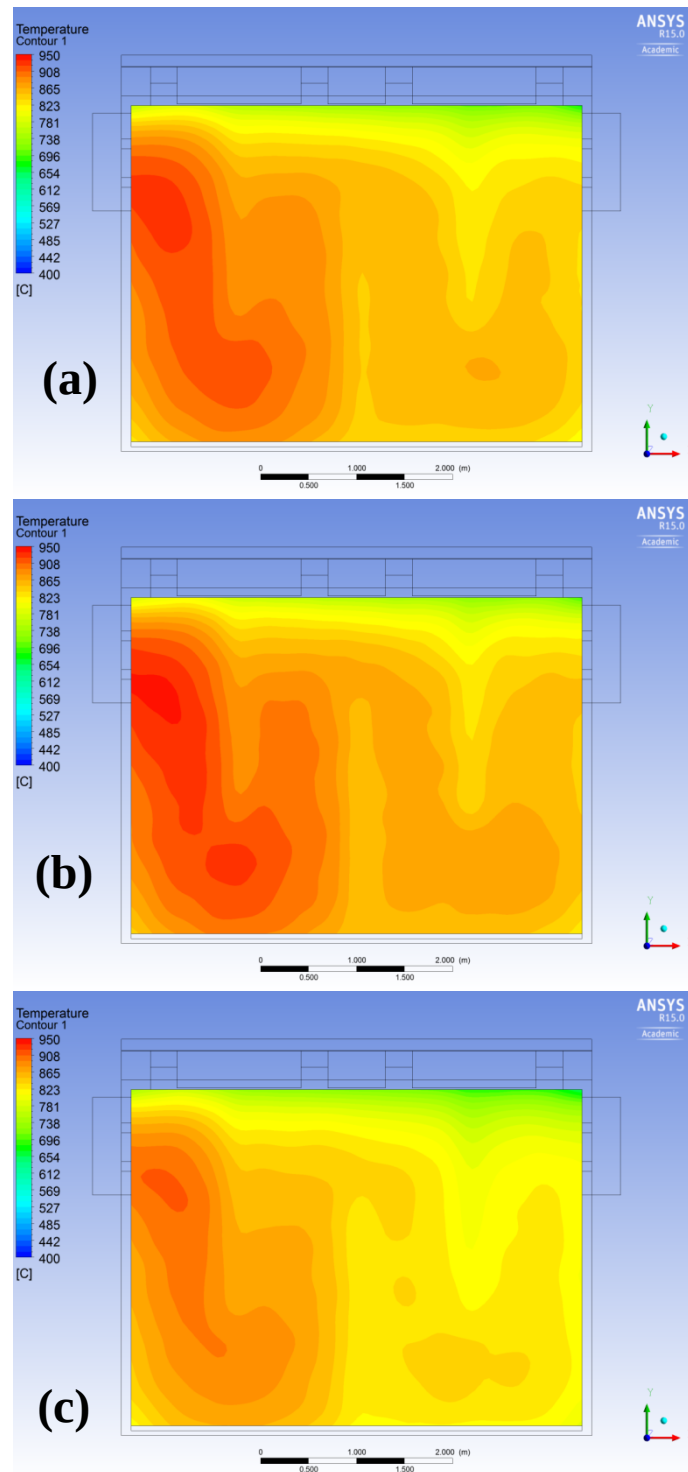


Figure 5.38. Contours de la température des anodes pour les trois cas avec différentes teneur en matières volatiles (fin préchauffage, quart de l'alvéole) ; (a) 5%, (b) 6% et (c) 4%

5-5-6. Effet de la variation de la taille des anodes

L'industrie de l'aluminium est très consommatrice d'anodes en carbone. La taille de l'anode détermine la quantité de carbone disponible pour la réduction de l'alumine. Cette taille est limitée par les technologies des cellules d'électrolyse disponible d'un côté et des capacités de production des anodes d'un autre côté. La taille du four est aussi dimensionnée selon celle des anodes de telles sortes à avoir un ratio acceptable entre la quantité de briques pour la construction du four et la quantité des anodes à cuire. La largeur des alvéoles du four doivent être en mesure de contenir les anodes pour leur cuisson et contenir aussi le coke de garnissage qui joue le rôle de couvercle du côté haut de l'alvéole. De plus, une couche de coke de garnissage doit être placée entre les anodes et les briques réfractaire pour maintenir les anodes durant la cuisson vers les températures où les anodes ont un comportement mécanique particulier. Cette couche de coke de garnissage est indispensable, mais en même temps elle augmente la résistance thermique pour le transfert de la chaleur entre la cloison et les anodes. L'épaisseur de cette couche de coke de garnissage peut changer selon la pratique de la cuisson utilisée sur un four et elle peut changer si la taille des anodes venait à changer sans varier la taille des alvéoles.

Concernant la taille des anodes, la dimension la plus couramment augmentée est la hauteur. L'augmentation de la hauteur résulte en l'augmentation de la quantité de carbone disponible et l'augmentation de la durée de vie des anodes dans la cuve d'électrolyse. Cette augmentation est généralement effectuée car les autres dimensions (la longueur et la largeur) ne peuvent pas être modifiées à cause des dimensions des cuves. Cependant, il y a des limites pour la hauteur des anodes vu que la résistance électrique des anodes est directement proportionnelle à cette dimension.

Cette augmentation de la hauteur des anodes résulte en la diminution de l'épaisseur de la couche du coke de garnissage durant la cuisson. D'un point de vu thermique, la variation dans l'épaisseur de la couche du coke de garnissage affecte la résistance thermique pour le transfert de la chaleur vers les anodes. Le modèle global permet de voir ces variations sur la cuisson des anodes. C'est-à-dire, le profil de température local dans les anodes, le taux de chauffage, la température maximale atteinte et la température à la fin de la cuisson.

La Figure 5.39 montre les différents cas testés avec le modèle global transitoire. Des anodes de différentes tailles ont été considérées dans l'alvéole du four horizontal et les simulations sont effectuées avec le modèle de référence de la cloison disponible dans la littérature déjà citée. De gauche à droite, les anodes sont de hauteurs qui varient de façon décroissante. Par conséquence, l'épaisseur de la couche du coke de garnissage est plus petite avec les anodes les plus grandes. Des épaisseurs de la couche du coke de garnissage testées sont respectivement 20mm, 40mm et 60mm.

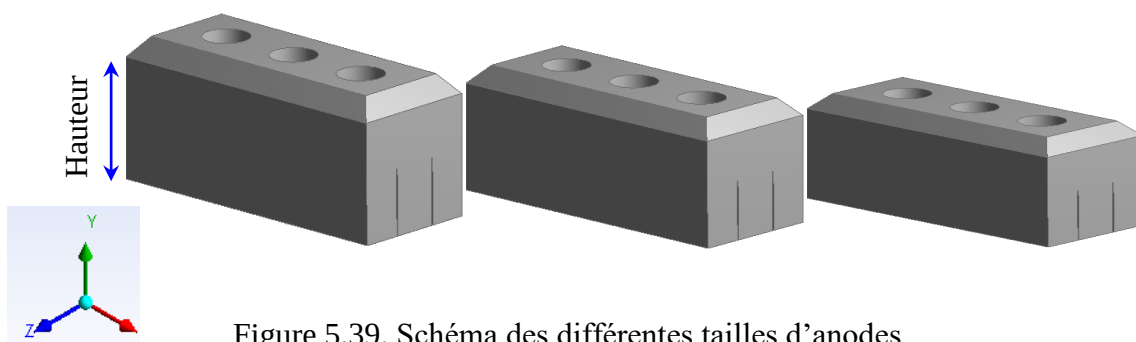


Figure 5.39. Schéma des différentes tailles d'anodes

La Figure 5.40 montre plus en détail la disposition des anodes dans l'alvéole. Il peut être clairement observé que l'épaisseur du coke de garnissage entre les anodes et les murs est croissante de 20 mm à 60 mm à la Figure 5.40. Cette épaisseur est inversement

proportionnelle à la taille des anodes. Il est aussi important de mentionner que la hauteur des anodes déjà définie dans la figure 5.39, change de direction une fois les anodes enfournées dans l'alvéole puisque les anodes sont à ce moment orientées de façon à ce que leur dessus (côté des trous d'anode) ou dessous soit perpendiculaire aux mur (briques) de la cloison. Le changement dans la direction est montré par le repère (des axes x, y, et z) à côté de chaque figure (voir les figures 5.39 et 5.40). La hauteur des anodes est désignée comme telle suivant le sens dans lequel elle est utilisée dans les cuves d'électrolyse.

La variation de l'épaisseur de la couche du coke de garnissage peut être observée, non seulement à cause de la variation de la taille des anodes, mais aussi dans des cas où les cloisons se déforment légèrement due au vieillissement des murs des cloisons. Cette variation n'est pas la même sur tous les côté des murs, mais ça peut augmenter ou diminuer l'épaisseur de la couche du coke entre les anodes et les murs en changeant ainsi la résistance thermique entre les gaz et les anodes.

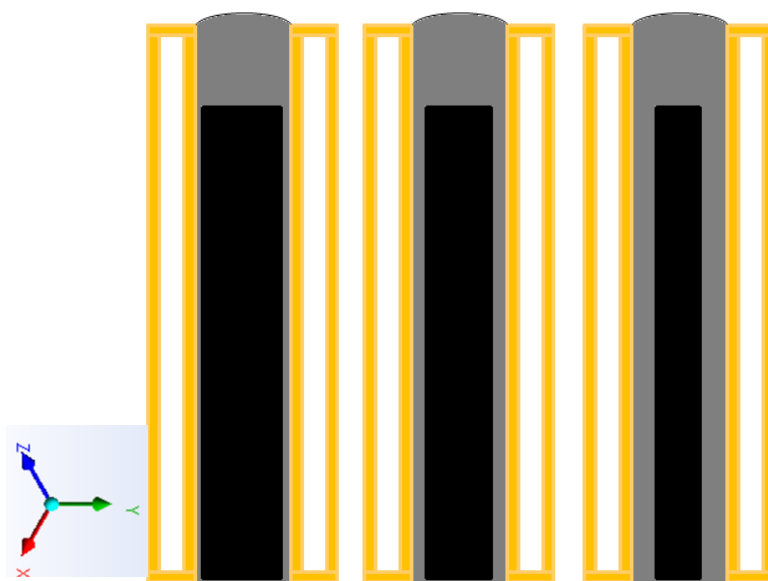


Figure 5.40. Schéma de la disposition des anodes de différentes tailles dans l'alvéole

Les résultats des simulations effectuées pour les trois cas d'épaisseur de la couche du coke de garnissage sont comparés afin de voir les changements dans la cuisson des anodes de différentes hauteurs (62, 58 et 54 cm à la figure 5.40). La Figure 5.41 montre la variation de la température moyenne transitoire des anodes durant tout le cycle de cuisson. Avec 20, 40, ou 60 mm de coke de garnissage entre le mur de la cloison et les anodes, la température moyenne des anodes semble peu différente. Cette très petite différence est due aussi au fait que les anodes sont de dimension différente. En augmentant l'épaisseur de la couche du coke de garnissage les anodes sont réduites de leurs tailles. Ainsi, même si le flux de chaleur est réduit à cause de la résistance thermique supplémentaire, la masse totale des anodes sont réduite, ce qui compense pour la réduction de l'épaisseur du coke. Donc, la température moyenne des anodes n'est pas affectée de façon importante.

Vers la fin de la phase du préchauffage et durant la phase du chauffage la température moyenne des anodes pour les différents cas est légèrement différente. La couche du coke de garnissage augmente la résistance thermique pour le transfert de la chaleur entre les gaz et les anodes. Plus en détails, les zones entourées de pointillés sont présentées dans la Figure 5.42 pour la phase du chauffage.

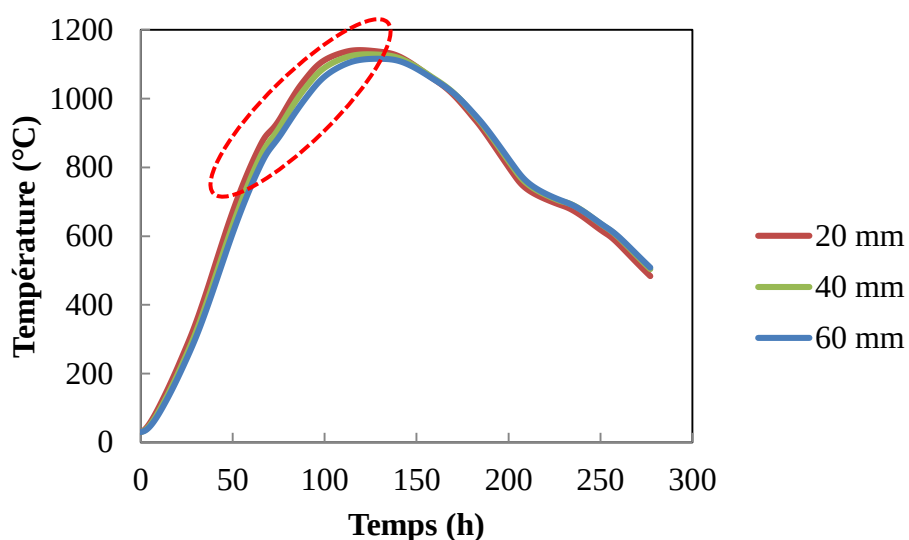


Figure 5.41. Température moyenne transitoire des anodes pour les différentes tailles d'anodes et différentes épaisseurs de la couche du coke de garnissage

Durant la phase de chauffage, la différence de la température moyenne des anodes causée par l'ajout ou la réduction de 20 mm de coke de garnissage ne semble pas être très importante. L'écart est à peine perceptible grâce aux résultats obtenus de la température moyenne des anodes en utilisant le modèle global.

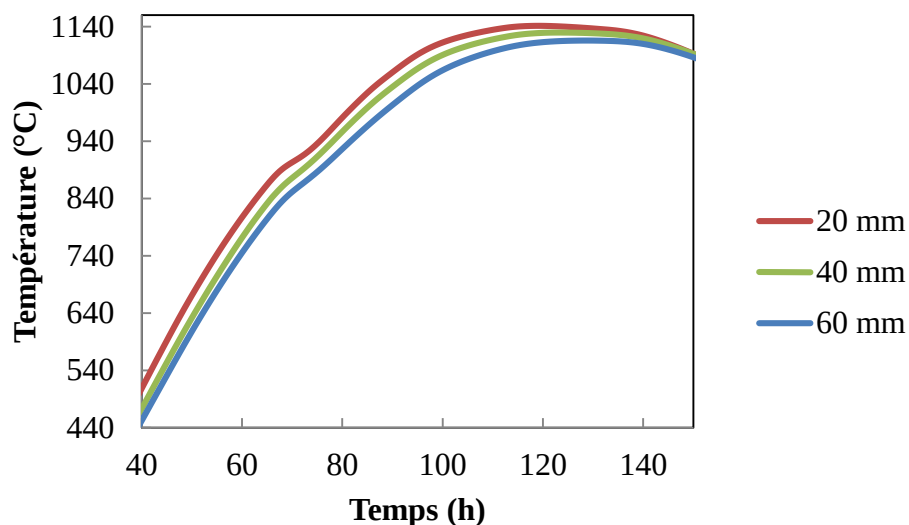


Figure 5.42. Écart de température moyenne des anodes durant le chauffage des anodes pour les trois cas de l'épaisseur de la couche de coke de garnissage ; 20, 40 et 60 mm

Ces écarts de température calculés montrent l'effet de l'épaisseur de la couche du coke de garnissage. Ces différences semblent petites car les épaisseurs de la couche du coke de garnissage ne sont pas très importantes, soit 20mm seulement. Si dans la réalité de la cuisson des anodes cette épaisseur est plus grande, les écarts peuvent être plus importants.

Les résultats présentés dans la Figure 5.43 présente les contours de la température sur un plan longitudinal des anodes passant par le quart de la largeur de l'alvéole. La Figure 5.43a, b et c montrent respectivement les contours de température pour les cas 20, 40 et 60 mm de l'épaisseur de la couche du coke de garnissage. Pour le premier cas, la température prédite est clairement plus élevée par rapport aux deux autres cas mais elle est concentrée seulement sur un côté du plan traversant les anodes. L'augmentation de la couche du coke de garnissage augmente la résistance thermique entre les gaz et les anodes, ce qui aide à disperser la chaleur sur un plus grand volume dans l'alvéole. Donc, une couche du coke de garnissage plus épaisse permet de distribuer la chaleur de façon

plus uniforme. La température élevée des gaz due à la combustion du carburant est située dans des positions précises qui sont les foyers des flammes. Ces foyers sont dus aux positions du mélange du carburant avec l'air où les conditions de combustion sont favorables. Le transfert de la chaleur vers les anodes doit être distribué sur de grandes surfaces. Les briques réfractaires avec leurs grandes inerties thermiques jouent le rôle de diffuseur thermique ainsi que la couche du coke de garnissage. Le dernier cas de l'épaisseur de la couche du coke de garnissage de 60 mm, les températures présentées sur les contours sont plus faibles ; mais, les écarts de températures sont plus faibles aussi.

Dans le design du four horizontal, en fonction de la taille des anodes produites, la largeur des alvéoles doit prendre en considération l'épaisseur de la couche du coke de garnissage. Elle doit prendre en compte l'aspect de la résistance thermique additionnelle au transfert de la chaleur et de la diffusivité thermique du coke pour homogénéiser la distribution de la température des anodes durant la cuisson.

L'inertie thermique élevée des briques réfractaires et du coke de garnissage prévient les chocs thermiques pour les anodes durant la cuisson notamment durant les phases de permutation des rampes en plus de diffuser la chaleur dans le but de prévenir des gradients de température élevés au niveau des anodes. De plus, la couche du coke de garnissage peut être variée d'un côté ou de l'autre des anodes, cela peut être dû à la position des anodes. Cette différence engendre une résistance thermique différente des deux côtés des anodes, donc il est important de placer les anodes au centre de l'alvéole.


 Sens de l'écoulement des gaz

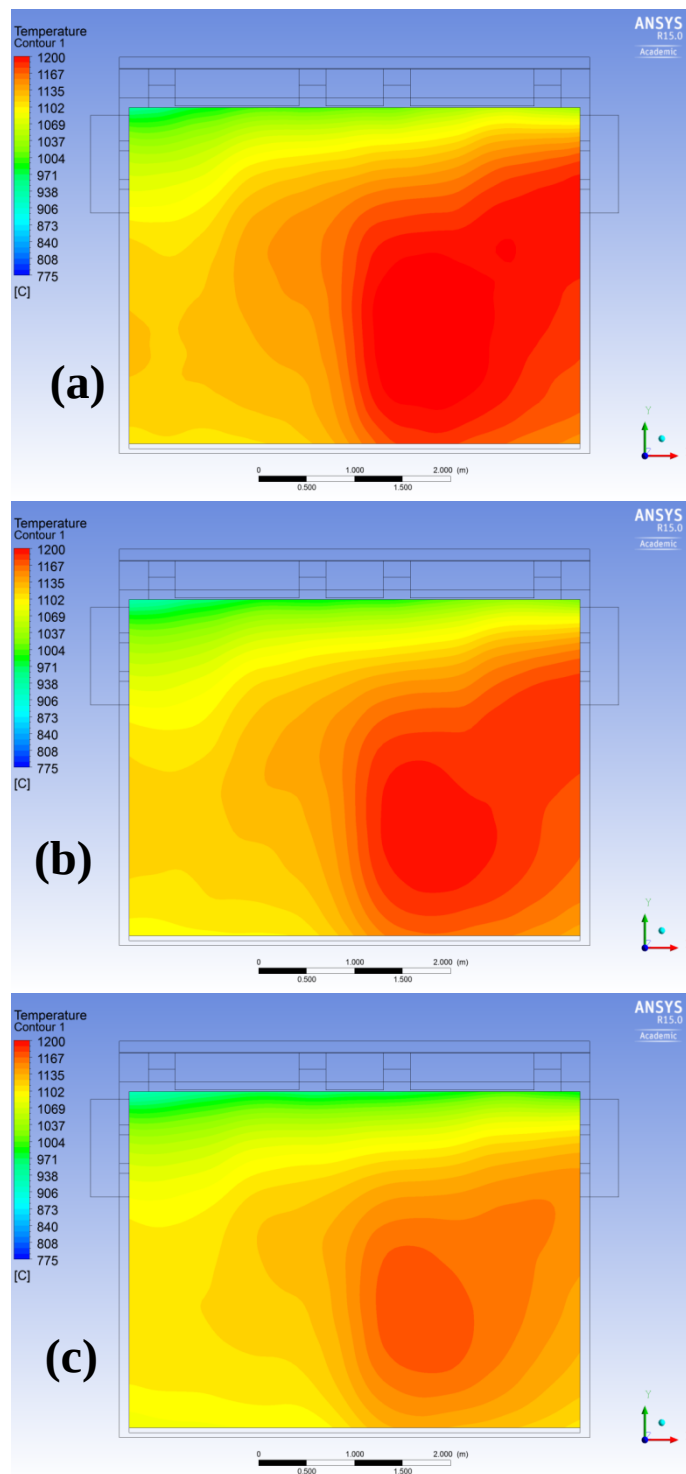


Figure 5.43. Contours de la température des anodes pour les trois cas de l'épaisseur de la couche du coke de garnissage (fin du chauffage, quart de l'alvéole) ; (a) 20mm, (b) 40mm et (c) 60 mm

5-5-7. Effet de la variation du débit du carburant

La consommation du carburant durant la phase du chauffage des anodes est très considérable. La quantité de carburant brûlée durant le chauffage est contrôlée par le système de contrôle du four suivant des températures de consigne choisies par le type d'opération de la cuisson et pour suivre une courbe de cuisson bien déterminée. Il est difficile de connaître de manière directe l'impact de la réduction de la quantité de carburant injectée ou même de la sur-injection. Si le système a été emmené à injecter plus ou moins de carburant dans la phase du chauffage, les résultats de la cuisson résultent en un trempage thermique insuffisant ou bien en des températures finale supérieure à celle désirées réduisant ainsi la qualité des anodes cuites.

Le modèle global permet de voir la sensibilité de la cuisson par rapport à la quantité de carburant consommée. Deux cas différents ont été testés avec plus ou moins 10% de carburant consommée. Ces simulations ont été faites aussi pour voir ce que ces changements ont sur la phase du préchauffage vu que les gaz se déplacent à partir des sections en chauffage vers les sections en phase de préchauffage. La composition des gaz à l'entrée du préchauffage va être avec plus ou moins de fractions massiques du CO_2 , O_2 et H_2O . Ces changements influencent aussi le coefficient d'absorption des gaz et par conséquence les échanges de chaleur entre les gaz et les murs de la cloison par rayonnement.

Un autre paramètre qui peut être très important dans ce cas de figure et celui de la composition des gaz à la sortie du feu à la rampe d'aspiration. La teneur des différents gaz issus de la combustion des matières volatiles et de carburant doit être déterminée dans des cas pareils. Les systèmes de traitement des fumés sont indispensables pour

réduire au maximum l'impact des gaz sur l'environnement. La connaissance de la composition des gaz à la sortie du feu permet de mieux gérer les émanations gazeuses issues de la cuisson des anodes.

Les résultats obtenus à l'aide du modèle global sont comparés afin de voir les impacts sur la cuisson de la variation de la quantité de carburant injectée durant le chauffage à la température maximale des anodes.

La Figure 5.44 montre la variation de la température moyenne transitoire des anodes durant les périodes d'une partie du chauffage et d'une partie du refroidissement. Le refroidissement des anodes continue pendant encore une autre période de 70 à 80 heures. Durant la phase d'injection du carburant, la source principale de chaleur vient de la combustion du carburant. Les gaz qui rentrent dans les cloisons de cette phase de cuisson sont préalablement préchauffés dans la phase de refroidissement des anodes. En termes de bilan global de la cuisson, le carburant représente de 40 à 50% des sources d'énergie. La réduction du débit de carburant dans les cloisons en chauffage diminue la quantité d'énergie fournie aux anodes durant le trempage thermique.

Comme montré dans les résultats de la température moyenne transitoire, le débit intermédiaire représente la quantité de carburant injectée dans le cas standard et les débits haut et bas représentent respectivement une baisse et une augmentation du débit de 10%. Il peut être remarqué que la baisse du débit de carburant injecté engendre une baisse significative de la température moyenne des anodes. La baisse de la température qui résulte de la baisse du débit du carburant implique une cuisson non suffisante des anodes. À l'opposée, l'utilisation d'un trop grand débit du carburant entraîne une augmentation de

la température et une sur-cuisson des anodes. La qualité des anodes résultante est différente dans les deux cas.

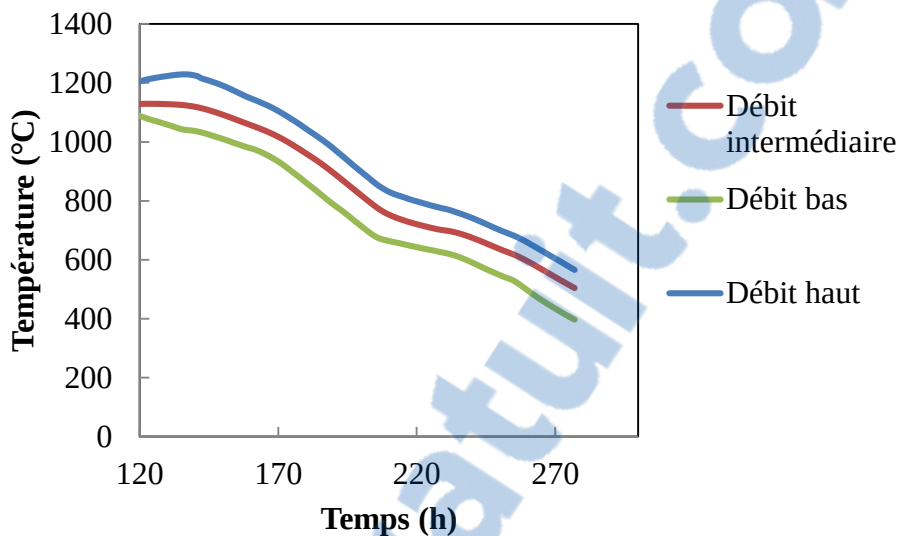


Figure 5.44. Température moyenne transitoire des anodes pour les différents cas du débit du carburant testés avec le modèle

Les résultats montrent l'impact aussi du sur-chauffage des anodes à la fin de la première partie de refroidissement ; et, cette tendance continuerait jusqu'à la fin de refroidissement où les anodes sont défournées, à moins qu'un refroidissement intense soit appliqué durant la deuxième partie de refroidissement pour baisser la température des anodes significativement. Cette température est importante à contrôler afin d'éviter les dommages sur les anodes, provoqués par le contact des anodes chaude avec l'air ambiant riche en oxygène. Ce contact provoque la combustion spontanée des anodes.

Concernant la distribution de la température des anodes, la quantité d'énergie injectée dans la cloison du four a un impact sur la température maximale atteinte comme montré sur les contours de la température des anodes de la Figure 5.45. L'injection de plus grande quantité de carburant résulte en des températures maximales plus élevées


 Sens de l'écoulement des gaz

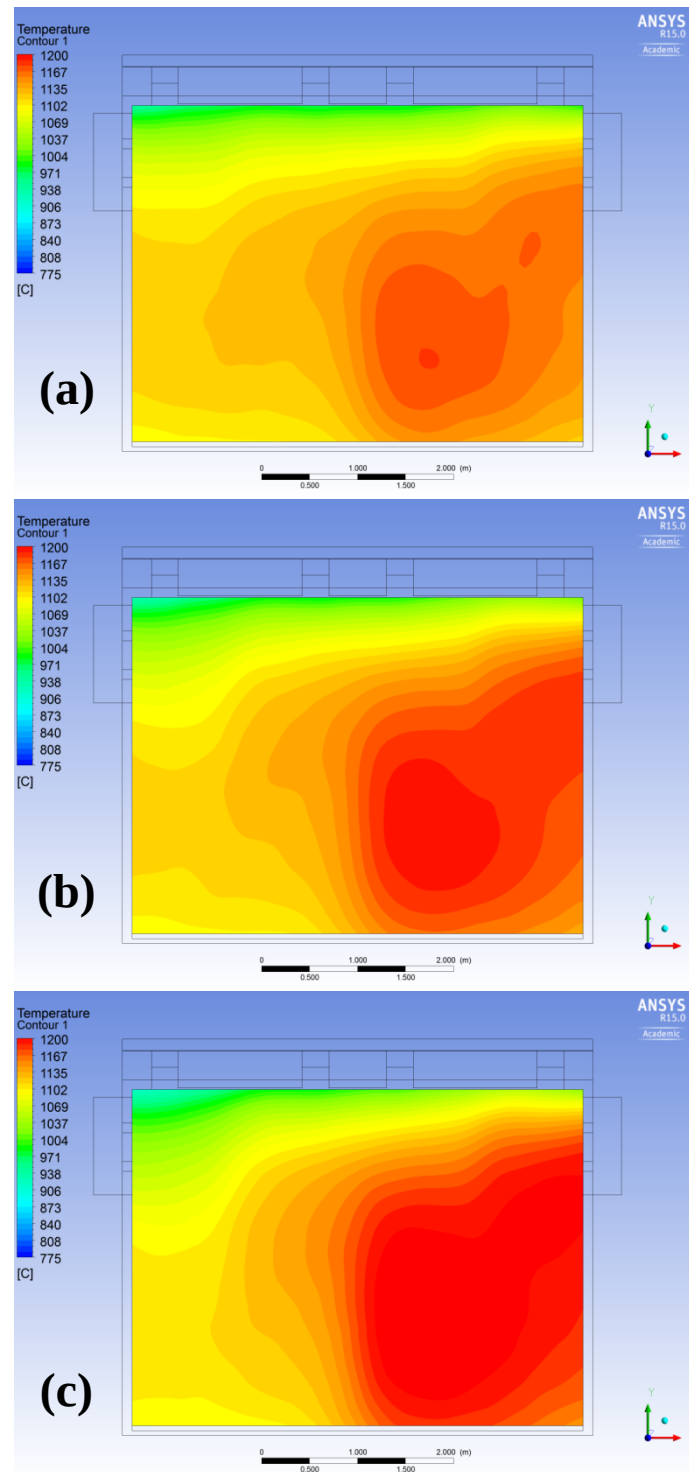


Figure 5.45. Contours de la température des anodes à la fin du chauffage sur un plan passant par le quart de l'alvéole pour les différents cas du débit du carburant injecté dans la cloison (a) débit bas, (b) débit intermédiaire et (c) débit haut

5-5-8. Effet de la déformation de la cloison

La Figure 5.46 montre deux schémas d'une partie du four. La Figure 5.46a présente deux cloisons et une alvéole qui ne présentent aucune déformation. Cette géométrie montre deux cloisons droites représentant des cloisons neuves. La distance entre les anodes et les deux côtés des murs réfractaires est la même sur toute la surface des murs. Tandis que la Figure 5.46b montre deux cloisons où l'une des deux présente un fléchissement dans le sens longitudinal de la section. Cette déformation engendre la non-homogénéité de l'épaisseur de la couche de coke de garnissage entre les anodes et la surface du mur réfractaire. Sur toute la surface du mur en briques réfractaire, l'espace entre le mur réfractaire et les anodes change à cause de la déformation du mur. Cette disposition des briques par rapport aux anodes modifie la résistance thermique entre les gaz et les anodes. Dans ce cas, la résistance thermique ne change pas de la même manière sur toute la surface du mur mais à différents endroits du mur de la cloison une résistance thermique est présente.

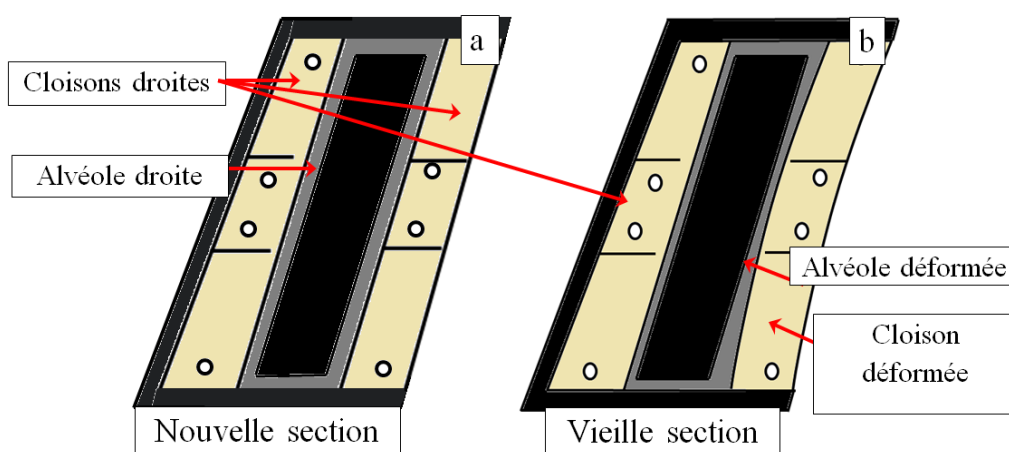


Figure 5.46. Représentation schématique de (a) deux cloisons droites entourant un puits ou section neuve, (b) une cloison droite et une autre déformée ou une section vieille



Ce paramètre est très important à surveiller durant les opérations de la cuisson des anodes pour assurer une homogénéité de la cuisson des anodes. La décision pour des travaux de redressement des cloisons sur le four doit être effectuée avant que les résultats de la cuisson ne soient affectés [201]. Généralement, c'est en fonction de la qualité des anodes que l'impact de la déformation sur la cuisson est détecté. À ce stade, des pertes peuvent être enregistrées sur le plan de la qualité des anodes et sur le plan des coûts liés à la cuisson.

Le modèle global peut prédire l'impact de n'importe quelle variation de la géométrie du four. Les déformations sont alors représentées dans des géométries de cloison et d'alvéole déformée, seules les anodes gardent la même forme. La déformation de la cloison rend la possibilité de considérer la symétrie dans la géométrie complexe. Un modèle de cloison complète (sans considérer la symétrie) a été développé avec une flèche de 3 cm au centre du mur des briques réfractaires. Cette déformation a été choisie à titre indicatif. Dans la réalité des fours horizontaux des déformations plus importantes peuvent être observées. Le cas étudié a été choisi pour démontrer la sensibilité du modèle aux variations géométriques similaires à ce qui arrive dans la pratique de la cuisson.

Les résultats de la comparaison des profils de température sur une ligne dans la direction transversale du four sont présentés à la Figure 5.47. La ligne rouge sur l'image indique la position des profils de température pour les deux cloisons et l'alvéole entre les deux cloisons. Les profils de température sont présentés à des moments différents au cours de la cuisson : 30, 60 et 120 heures. Au cours de la période de préchauffage (30 et 60 heures), où la vitesse de chauffage est relativement élevée, la différence de la température entre les deux cas est plus prononcée et la température des anodes est plus

élevée du côté de la cloison déformée. Un chauffage plus rapide pourrait changer le modèle de dévolatilisation, et ainsi affecter la qualité de l'anode. Après 120 heures, les deux profils gardent un écart de température important malgré le trempage thermique dans les sections de chauffage.

En outre, les profils de température sont symétriques dans le cas des cloisons droites ; toutefois, les profils ne sont plus symétriques dans le cas de la cloison déformée. Les anodes ne sont pas chauffées de manière uniforme des deux côtés en raison de la déformation de l'une des cloisons.

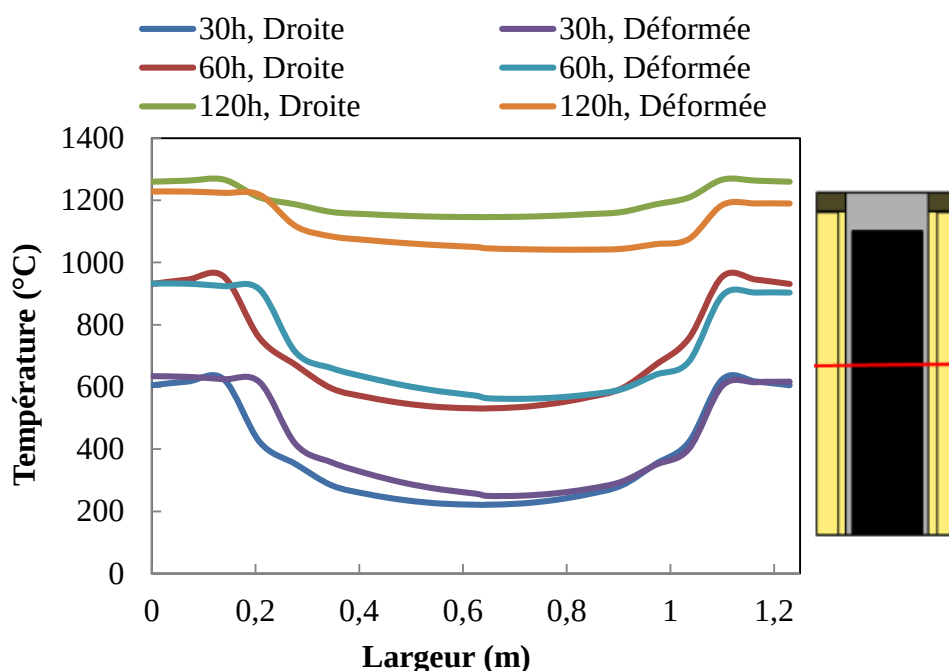


Figure 5.47. Profils de température à différentes étapes de la cuisson à travers une cloison droite, une alvéole déformée et une cloison déformée

5-5-9. Effets des propriétés thermiques des anodes sur le profil de température

Une étude a été réalisée pour le chauffage d'une anode industrielle dans des conditions similaires à celles trouvées dans une alvéole, c'est-à-dire, un chauffage des deux côtés correspondant au transfert de chaleur depuis les deux cloisons adjacentes à l'alvéole. Les

résultats, issus de simulation en considérant les propriétés thermiques (conductivité et chaleur spécifique) variables en fonction de la température, sont montrés dans la Figure 5.48.

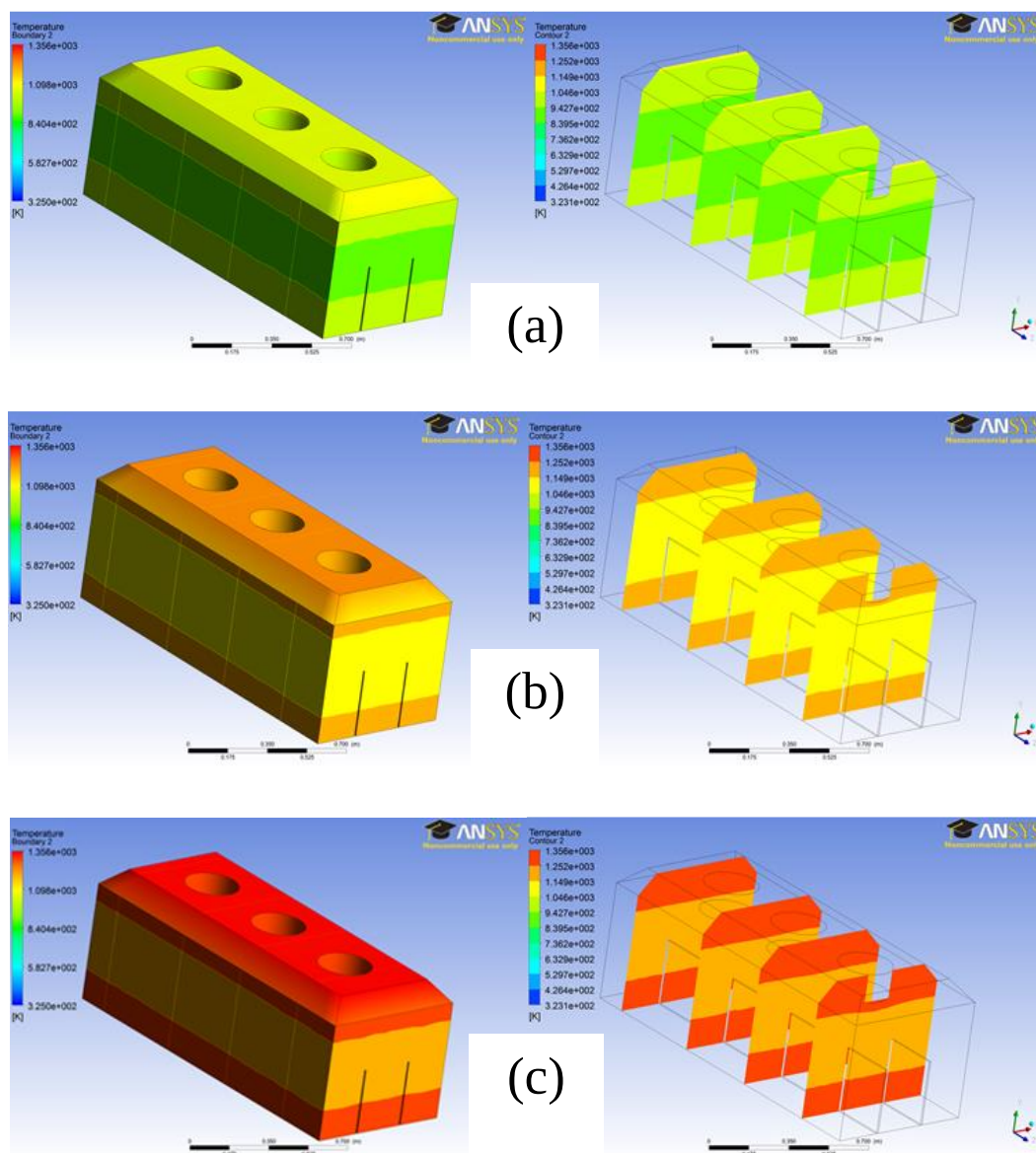


Figure 5.48. Contours de température transitoires après un chauffage de (a) 75 h, (b) 100 h et (c) 120 h (propriétés thermiques variables)

Après 75 heures de chauffage, il y a un gradient de température de l'ordre de 120°C entre la surface et le centre de l'anode. Ceci diminue à environ 100°C après 100 heures et à

moins de 75°C après 120 heures de chauffage. Cet écart de température est revu à la baisse après la fin du trempage thermique. Les gradients de température dans les anodes causent des fissures. En utilisant ce modèle, le taux de chauffage pourrait être ajusté pour assurer le minimum de gradient de température dans les anodes.

La Figure 5.49 montre les profils de température le long de la ligne centrale de l'anode. L'impact des propriétés variables vs propriétés constantes est démontré. Comme indiqué sur les graphiques, une différence substantielle est constatée entre les deux profils présentés pour chaque pas de temps. La simulation du chauffage des anodes avec des propriétés variables en fonction de la température présente un chauffage plus uniforme sur toute la longueur de la ligne considérée. Cependant, l'écart de température est variable entre chaque pas de temps et chaque gamme de température en raison de la dépendance des propriétés thermiques à la température. Le travail de simulation nécessite donc une recherche sur le comportement des propriétés thermiques en fonction de la température. Toutes les simulations de ce travail de recherche ont été réalisées avec des propriétés variables en fonction de la température.

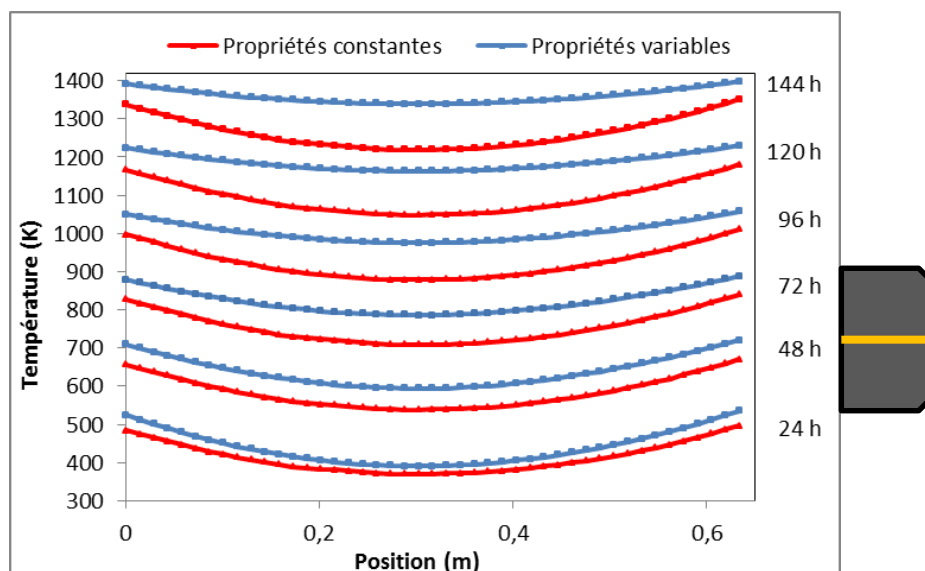


Figure 5.49. Profil de température transitoire dans une anode le long de la ligne centrale pour les propriétés thermiques constantes et variables.

5-6. Conclusions

La géométrie des briques entretoises, leur disposition, la géométrie de la cloison et ces dimensions ont été testés par le modèle global. Il a été remarqué que les entretoises profilées améliorent la distribution de l'écoulement et celle de la température des anodes, mais la perte de charge est élevée pour des cloisons avec cette géométrie. Le nombre de rangées des entretoises améliore aussi la distribution de la température des anodes. L'écoulement des gaz est distribué par la présence des entretoises mais le nombre de brique est limité par la masse totale de la cloison qui doit être chauffée en conséquence et l'effet sur la perte de charge qui augmente avec l'augmentation des entretoises.

La largeur de la cloison modifie le chauffage des anodes car le temps de passage des gaz dans la cloison est modifié. Dans une cloison mince, les gaz circulent à plus grande vitesse, donc le temps d'échange de la chaleur entre les gaz et les solides est relativement

petit. Dans les cloisons plus larges, la vitesse moyenne des gaz est relativement lente, et le gaz échange la chaleur avec les surfaces durant une période plus longue.

L'effet de la variation des propriétés des briques réfractaire et des anodes a montré que la diffusivité thermique des briques réfractaire doit avoir des valeurs bien définie pour une cuisson idéale des anodes. Dans le cas de basses valeurs de la diffusivité thermique des briques, les anodes sont chauffées de façon plus uniforme à cause de la résistance thermique des briques. Dans le cas contraire, la résistance thermique plus faible des briques résulte en une distribution non homogène de la température des anodes et des gradients de température plus élevés.

Pour les anodes, la variation de leur composition change la quantité des matières volatiles dégagées et influence l'étape du préchauffage en termes d'énergie disponible et de température atteinte à la fin du préchauffage. La variation des propriétés thermiques des anodes est très importante comme paramètre. Les deux cas étudiés ont montré des écarts importants sur les profils de la température des anodes durant la cuisson.

La variation de la taille des anodes, la disposition du coke de garnissage, la quantité du carburant consommée et les déformations qui peuvent apparaître sur la cloison sont des cas étudiés et le modèle global a été appliqué à chacun de ces cas. Le coke de garnissage influence la cuisson des anodes et les opérations de la cuisson doivent prendre en compte ce paramètre. Les changements d'épaisseur de la couche de coke de garnissage ont des répercussions sur la distribution des profils de température des anodes. Les opérations durant l'enfournement des anodes doivent être faites de façon à s'assurer que les anodes

soient placées au centre de l'alvéole pour obtenir la symétrie de la couche du coke de garnissage des deux côtés des anodes.

Pour la consommation du carburant, le modèle donne de bonnes indications sur l'effet des différents débits de carburant sur la cuisson des anodes. La surconsommation de carburant durant la phase du chauffage engendre des températures élevées des anodes. Enfin, le modèle peut être appliqué à n'importe quelle géométrie du four (même avec des déformations) et permet de voir les résultats sur les températures atteintes des anodes durant tout le profil de cuisson. La variation de la taille des anodes a été testée à l'aide du modèle. Plus les anodes sont hautes, plus la couche du coke de garnissage est mince. L'augmentation de la couche du coke de garnissage augmente la résistance thermique, mais la diminution de la quantité des anodes à chauffer contrebalance en grande partie l'effet de la couche du coke plus épaisse. La combinaison de ces deux phénomènes résulte en un impact relativement petit sur l'évolution de la température des anodes moyenne en fonction du temps.

CHAPITRE 6

CONCLUSIONS GÉNÉRALES ET RECOMMANDATIONS

6-1. Conclusions générales

La cuisson des anodes en carbone utilisées pour la réduction de l'alumine dans les cuves d'électrolyse est un processus très complexe. Dans les fours de cuisson des anodes industriels, plusieurs paramètres sont impliqués. Le nombre de phénomènes thermiques et thermochimiques qui se déroulent durant la cuisson des anodes est considérable et ces phénomènes sont inter-reliés entre eux. L'étape de la cuisson est déterminante pour la production d'anodes de bonne qualité, il est donc primordial de maîtriser tous les paramètres afin de respecter les conditions de cuisson favorables à la production d'anodes de bonne qualité en respectant les exigences d'ordre environnemental et des économies sur le plan de la consommation énergétique liée au procédé de production des anodes et de l'aluminium.

Afin de pouvoir comprendre les relations qu'il y a entre les différents paramètres lors du fonctionnement du four et la qualité des anodes après la cuisson, un modèle mathématique transitoire en 3D a été développé. Ce modèle a été appliqué au four horizontal qui est le type de four le plus répandu dans les alumineries de nos jours. Il prend en considération l'écoulement turbulent des gaz dans les cloisons, les échanges

thermique entre les gaz et les parois des murs réfractaires par convection et par rayonnement, la combustion des matières volatiles et celle du carburant, le transfert de chaleur par conduction dans les solides qui composent l'alvéole notamment les anodes et la cinétique chimique de la pyrolyse des matières volatiles à partir des anodes durant le chauffage. Le modèle transitoire inclue les pertes de chaleur à partir des différentes parties du four dans le bilan thermique global en fonction des conditions environnantes au four. L'infiltration de l'air dans la phase de préchauffage est considérée aussi par le modèle en appliquant des conditions à la sortie des cloisons comparables aux conditions opérationnelles appliquées dans la réalité. Le modèle a permis de quantifier la teneur des différentes fractions massiques des espèces chimiques de la cloison dont l'oxygène qui est important pour la combustion des matières volatiles.

Le modèle global tient compte des phénomènes les plus importants et permet de simuler le feu au complet en incluant toutes les étapes de la cuisson. L'aspect séquentiel de la cuisson des anodes, vu les différentes permutations, est considéré par le modèle en prenant en compte les variations des conditions aux limites correspondantes aux différentes phases simulées. Ces conditions sont prédites dans les deux sections, précédente et suivante par rapport à la section simulée par le modèle. Le modèle complet permet la visualisation des prédictions de la cuisson des anodes dans les trois directions de la géométrie du four et à n'importe quelle étape de la cuisson. L'objectif du projet est atteint avec le développement d'un modèle transitoire en 3D qui permet d'étudier l'impact de la variation des paramètres de design et d'opération sur la performance du four et la qualité des anodes.

Plusieurs paramètres géométriques et opérationnels ont été testés afin de voir leurs impacts sur le traitement thermique et sa distribution à l'aide des profils de température que subissent les anodes durant la cuisson. Il a été démontré à plusieurs reprises et dans chaque cas, l'utilité et la nécessité d'un tel modèle afin de comprendre et de voir l'impact de quelconques modifications apportées au four sur la cuisson des anodes. La distribution de la température est un aspect très important pour la cuisson des anodes et sur la qualité des anodes produites.

Le nombre de briques entretoises dans la cloison a été testé à l'aide du modèle ainsi que leurs forme. Les résultats ont montré que la cloison avec deux rangées de briques entre les chicanes de la cloison permet d'avoir une bonne distribution tout en déterminant les pertes de charge qui en résultent. Ce dernier paramètre est important à connaître pour déterminer les besoins en termes de puissance de soufflage et d'aspiration le long du feu. La largeur de la cloison a été testée pour voir son impact sur les profils de température dans les anodes. Il a été démontré qu'une cloison large augmente les échanges entre les gaz et les solides et résulte en un meilleur chauffage des anodes. Cette observation a été confirmée dans la limite des largeurs testées durant cette étude.

La diffusivité thermique des briques réfractaires qui construisent la cloison a été testée à l'aide du modèle du four. Une variation de 10 % de cette propriété des briques a montré une différence significative sur la distribution de la température dans les anodes. Concernant les anodes, le taux des matières volatiles est un point important durant la cuisson des anodes. La variation de ce taux de même 1 % peut influencer la température des anodes durant le préchauffage ainsi que la distribution de la température des anodes. La même chose a pu être vérifiée à l'aide du modèle pour le débit du carburant injecté

dans la cloison durant l'étape de chauffage des anodes. Ces deux bilans donnent des informations utiles pour les besoins énergétiques de la cuisson des anodes.

Enfin, la taille des anodes, leurs positions dans l'alvéole et la déformation des murs des cloisons ont pu être testées avec le modèle global. Un fléchissement de quelques centimètres du mur de la cloison peut engendrer des écarts de température importants dans les anodes. La position des anodes dans l'alvéole peut avoir un effet considérable sur la distribution de la température dans les anodes dû à l'épaisseur de la couche du coke de garnissage.

6-2. Recommandations

Le modèle prend en compte un grand nombre de phénomènes thermophysiques ; cependant, certaines hypothèses ont été considérées concernant la diffusion des matières volatiles dans les anodes et dans le coke de garnissage et le changement de phase du carburant liquide dans la cloison avant la combustion. Pour une amélioration du modèle, l'implémentation de ces phénomènes serait intéressante. Néanmoins, le temps des simulations sera affecté car le nombre d'équations à considérer va augmenter.

Dans le cas de la combustion de l'huile (carburant), la simulation numérique des modèles avec changement de phase nécessite la résolutions des équations du bilan pour toutes les phases.

Le modèle de combustion peut être modifié pour différents types de carburant. Le four horizontal est exploité en utilisant différents types de brûleurs et de carburant. Le modèle actuel peut être adapté en fonction de cette spécificité du four.

D'autres études paramétriques pourront être effectuées par exemple sur l'impact du temps d'un cycle, du nombre des sections utilisées dans un cycle (pour préchauffage ou refroidissement des anodes) et des facteurs qui influent la perte de chaleur.

Publications

Présentations dans des conférences

1. Mounir Baiteche, Duygu Kocaefe, Yasar Kocaefe, Daniel Marceau, Brigitte Morais, Jacques Lafrance, “Description and applications of a 3d mathematical model for horizontal anode baking furnaces”, The Minerals, Metals & Materials Society (TMS), 2015 Florida - USA.
2. Yasar Kocaefe, Mounir Baiteche, Noura Oumarou, Duygu Kocaefe, Brigitte Morais, “Different Mathematical Modelling Approaches To Predict The Horizontal Anode Baking Furnace Performance”, AustralAsian, 2013, Dubai-UAM.
3. Mounir Baiteche, Duygu Kocaefe, Yasar Kocaefe, Daniel Marceau, Brigitte Morais, “A 3D model to study the design and operational parameters of horizontal anode baking furnaces”, INALCO, 2013, Montreal - Canada.
4. Mounir Baiteche, Duygu Kocaefe, Yasar Kocaefe, Daniel Marceau, Brigitte Morais, “Un modèle 3D pour étudier le design et les paramètres opérationnels des fours horizontaux de cuisson d’anodes”, Journée des Etudiants du REGAL (JER), 2013, Montreal-Canada. (Prix de la meilleure présentation au REGAL)
5. Mounir Baiteche, Yasar Kocaefe, Duygu Kocaefe, Brigitte Morais, Marc Gagnon, “Un modèle mathématique en 3D pour l’analyse du design d’un four horizontal de cuisson d’anodes”, Association francophone pour le savoir (ACFAS) 2013, Québec-Canada.
6. Mounir Baiteche, Yasar Kocaefe, Duygu Kocaefe, Brigitte Morais, Jacques Lafrance “A 3D mathematical model of a horizontal anode baking furnace as a design tool”, Conference of Metallurgists (COM), 2013, Montréal – Québec-Canada.
7. Yasar Kocaefe, Noura Oumarou, Mounir Baiteche, Duygu Kocaefe, Brigitte Morais, Marc Gagnon, “Use of mathematical modelling to study the behavior of a horizontal anode baking furnace”, The Minerals, Metals & Materials Society (TMS) 2013, San Antonio – USA.

Communications par affichage

8. Mounir Baiteche, Duygu Kocaefe, Yasar Kocaefe, Daniel Marceau, Brigitte MORAIS, “ Un modèle mathématique transitoire en 3D pour la simulation des fours horizontaux de cuisson d’anodes ”, Journée des Etudiants du RegAl (JER) 2013, Sherbrooke – Québec.
9. Mounir Baiteche, Duygu Kocaefe, Yasar Kocaefe, Daniel Marceau, Brigitte MORAIS, “Un modèle mathématique 3D pour l’étude des fours horizontaux de cuisson d’anodes ”, Journée des Etudiants du RegAl (JER) 2013, Montréal – Québec.
10. Mounir Baiteche, Duygu Kocaefe, Yasar Kocaefe, Noura Oumarou, Brigitte MORAIS, Marc GAGON, “Modélisation 3D du transfert de chaleur dans une anode et impacte de la variation des propriétés thermiques sur le profil de température”, Journée des Etudiants du RegAl (JER) 2012, Trois-Rivières – Québec.
11. Mounir Baiteche, D. Kocaefe, Y. S. Kocaefe, P. Coursol, M. Gagnon, “Simulation numérique en 3D de l’écoulement dans la cloison d’un four horizontal de cuisson d’anodes”, Journée des Etudiants du RegAl (JER) 2011, Montréal – Québec.

Références

1. McGeer J. P., *Electrolytic reduction cells for aluminium production*, 1986, Google Patents.
2. Kolås S. and Støre T., *Bath temperature and control of an aluminium electrolysis cell*. Control Engineering Practice, 2009. 17(9): p. 1035-1043.
3. Xiao H., Hovland R., Rolseth S., and Thonstad J., *Studies on the corrosion and the behavior of inert anodes in aluminum electrolysis*. Metallurgical and Materials Transactions B, 1996. 27(2): p. 185-193.
4. Kuang Z., Thonstad J., and Sørli M., *Effects of additives on the electrolytic consumption of carbon anodes in aluminium electrolysis*. Carbon, 1995. 33(10): p. 1479-1484.
5. Thonstad J., *On the anode gas reactions in aluminum electrolysis, II*. Journal of The Electrochemical Society, 1964. 111(8): p. 959-965.
6. Thonstad J. and Olsen E., *Cell operation and metal purity challenges for the use of inert anodes*. JOM, 2001. 53(5): p. 36-38.
7. Hop J., Støre A., Foosnaes T., and Øye H. A., *Chemical and physical changes of cathode carbon by aluminium electrolysis*. Transactions of the Institutions of Mining and Metallurgy, Section C: Mineral Processing and Extractive Metallurgy, 2005. 114(3): p. C181-C187.
8. Lu H., Fang K., Hong Y., Gao B., and Qiu Z., *A new electrolytic aluminum production process*. Aluminium, 1999. 75(12): p. 1113-1118.
9. Benke G., Abramson M., and Sim M., *Exposures in the alumina and primary aluminium industry: an historical review*. Annals of Occupational Hygiene, 1998. 42(3): p. 173-189.
10. Hulse K. L., *Anode manufacture : raw materials, formulation and processing parameters*2000, Sierre [Suisse]: R & D Carbon Ltd. xxxv, 416 p.
11. Zhao Q. and Zhao J. *Study of manufacturing technology for high quality anodes*. in *Light Metals 2014 - TMS 2014 Annual Meeting and Exhibition*. 2014. San Diego, CA: Minerals, Metals and Materials Society.
12. Xie Y., Kocaefe D., Kocaefe Y., Wei L., Zou S., and Wu A., *Correlation between Anode Recipe and Anode Properties*. International Journal of Engineering and Innovative Technology (IJEIT), 2013. Volume 2(Issue 8): p. 23 - 27.
13. Sandvik E., Blindheim R., and Bø H. M., *Vibration Forming of Carbon Blocks*, in *Essential Readings in Light Metals: Electrode Technology for Aluminum Production*2013, John Wiley and Sons. p. 339-350.
14. Fischer W. K., Meier M. W., and Lustenberger M. W., *Cooling of green anodes after forming*. Light Metals 1999, 1999: p. 547-553.
15. Kvande H., *3 - Production of primary aluminium*, in *Fundamentals of Aluminium Metallurgy*, R. Lumley, Editor 2011, Woodhead Publishing. p. 49-69.
16. Hurlen J. and Naterstad T., *Recent developments in carbon baking technology*. Jom-Journal of the Minerals Metals & Materials Society, 1991. 43(11): p. 20-25.
17. Barham B., Bunker S. G., and O'Hearn D., *States, firms, and raw materials: The world economy and ecology of aluminum*1994: Univ of Wisconsin Press.

18. Amrani S., Kocaeffe D., Kocaeffe Y., Morais B., and Blaney G., *Effect of Heating Rate on the Crack Formation during Baking in Carbon Anodes Used in Aluminum Industry*. Light Metals 2014: p. 1175-1180.
19. Holdner D. N., *Procedure and apparatus for baking carbon bodies*, 1981, Google Patents.
20. Piffer V., Miotto P., Kato C., Silva M. A., Meier M., Perruchoud R., and Sulger P., *Process optimization in bake furnace*. Light Metals 2007, 2007: p. 959-964.
21. Al Hosni S., Chandler J., Forato O., Morales F., Bigot J., and Jonville C., *An Overview of Sohar Aluminium's Anode Baking Furnace Operation*. 2006.
22. Dreyer C., Thomas J. C., and Vanvoren C., *Apparatus and process for optimizing combustion in chamber-type furnaces for baking carbonaceous blocks*, 1989, Google Patents.
23. Kocaeffe D., Xie Y., Kocaeffe Y., Wei L., Zou S., and Wu A., *Thermogravimetric Study on Devolatilization Kinetics of Chinalco Anodes during Baking*. Journal of Materials Science Research, 2013. 2(2).
24. Akhtar R. J., Meier M. W., Sulger P. O., Fischer W. K., Friedrich R., and Janousch T. *Anode Quality and Bake Furnace Performance of EMAL*. in *AIP Conference Proceedings*. 2012. American Institute of Physics, Ste. 1 NO 1 Melville NY 11747-4502 United States.
25. Fiot N. and Coulaud C., *Wireless Communication for Secured Firing and Control Systems in Anode Baking Furnaces*, in *Light Metals 2011* 2011, John Wiley and Sons. p. 871-874.
26. Fischer W. K., Keller F., Perruchoud R. C., and Oderbolz S. *Baking parameters and the resulting anode quality*. in *Light Metals: Proceedings of Sessions, TMS Annual Meeting (Warrendale, Pennsylvania)*. 1993. Denver, CO, USA: Publ by Minerals, Metals & Materials Soc (TMS).
27. Belitskus D. L., *An evaluation of relative effects of coke, formulation, and baking factors on aluminum reduction cell anode performance*. Light Metals 1993, ed. S.K. Das 1992. 677-681.
28. Mannweiler U. and Keller F., *The design of a new anode technology for the aluminum industry*. JOM, 1994. 46(2): p. 15-21.
29. Belitskus D. and Danko D. J., *A comprehensive determination of effects of calcined petroleum coke properties on aluminum reduction cell anode properties*. Light Metals 1988: Minerals, M. E. T. Mat S. O. C. 429-442.
30. Samanos B. and Dreyer C., *Impact of coke calcination level and anode baking temperature on anode properties*, in *Light Metals 2001*, J.L. Anjier, Editor 2001. p. 681-688.
31. Tran K. N., Berkovich A. J., Tomsett A., and Bhatia S. K., *Influence of Sulfur and Metal Microconstituents on the Reactivity of Carbon Anodes*. Energy & Fuels, 2009. 23: p. 1909-1924.
32. Engvoll M. A., Oye H. A., and Sorlie M., *Gas reactivity inside industrial anodes*, in *Light Metals 2002*, W.A. Schneider, Editor 2002. p. 561-568.
33. Kocaeffe D., Charette A., and Castonguay L., *Green coke pyrolysis: investigation of simultaneous changes in gas and solid phases*. Fuel, 1995. 74(6): p. 791-799.
34. Leisenberg W. *Flue gas management*. in *Proceedings of the 1999 128th TMS Annual Meeting 'Light Metals 1999'*. 1999. San Diego, CA, USA.

35. Leisenberg W., *Flue Gas Management*, in *Essential Readings in Light Metals: Electrode Technology for Aluminum Production* 2013, John Wiley and Sons. p. 390-395.
36. Darnedde E., Charette A., Bourgeois T., and Castonguay L. *Kinetic phenomena of the volatiles in ring furnaces*. in *Light Metals*. 1986. New Orleans, LA, USA: Metallurgical Soc of AIME.
37. Arnold F. D., Benton C. M., Evrad G. D., Forberg H. O., and Tuscher R. L., *Control of combustibility of volatile hydrocarbons and particulate matter in an exhaust gas stream by use of a high velocity burner in a carbon bake ring furnace*, 1981, Google Patents.
38. Bain G. A., Pruneau J. P., and Williams J., *Effect of prebake anode baking temperature on potroom performance*, in *Met Soc AIME, TMS* 1971. p. 11p.
39. Holdner D. N., Nadkarni S. K., and DuTremblay D., *Evaluation of the uniformity of baking in horizontal and vertical flue ring furnaces*. *Essential Readings in Light Metals: Electrode Technology for Aluminum Production*, Volume 4, 1983: p. 414-417.
40. Zupanič F. and Šibila A., *Temperature distribution in an anode baking furnace and its influence on the properties of carbon anodes*. *Metall*, 2000. 54(9): p. 494-499.
41. Maiwald D. and Leisenberg W., *Flue condition index - A new challenge to increase flue lifetime, operational safety and fuel efficiency in open pit anode baking furnaces*, in *Light Metals 2006, Vol 3: Carbon Technology*, T.J. Galloway, Editor 2006. p. 625-629.
42. Gendre M., Rotger J. C., El Ghaoui Y., and Mathieu N., *A breakthrough in anode baking furnace flue wall design*, in *Light Metals 2007*, M. Sorlie, Editor 2007. p. 969-972.
43. Charette A., Bui R. T., and Bourgeois T., *Modeling the heat transfer in a ring furnace*. *Industry Applications, IEEE Transactions on*, 1984(4): p. 902-907.
44. Rosling D. R., *Furnace cover*, 1978, Google Patents.
45. Peacey J. G., Crowell W. F., and Whitmore P., *Method and apparatus for reducing excess air inleakage into an open ring-type carbon baking furnace*, 1983, Google Patents.
46. Kocafe Y. S., Darnedde E., Kocafe D., Ouellet R., Jiao Q., and Crowell W. F. *3D mathematical model for the horizontal anode baking furnace*. in *Light Metals: Proceedings of Sessions, TMS Annual Meeting (Warrendale, Pennsylvania)*. 1996. Anaheim, CA, USA.
47. Kocafe Y. S., *Modélisation et optimisation des fours à puits latéral = Modelling and optimisation of sidewall furnaces*, in *Modelling and optimisation of sidewall furnaces* 2003, Université du Québec à Chicoutimi: Chicoutimi]. p. xiv, 203 f.
48. Kocafe Y., Oumarou N., Baiteche M., Kocafe D., Morais B., and Gagnon M. *Use of mathematical modelling to study the behavior of a horizontal anode baking furnace*. in *TMS Light Metals*. 2013. San Antonio, TX.
49. Bui R. T., *The use of computational fluid dynamics in modelling complex metallurgical processes*, in *Extraction, Refining, and Fabrication of Light Metals*, M. Sahoo and P. Pinfold, Editors. 1991, Pergamon: Amsterdam. p. 307-314.

50. Perruchoud R. C., Meier M. W., and Fischer W. K. *Survey on worldwide prebaked anode quality*. in *LIGHT METALS-WARRENDALE-PROCEEDINGS*-. 2004. TMS.
51. Bui R. T., Charette A., and Bourgeois T., *Simulating the process of carbon anode baking used in the aluminum-industry*. Metallurgical Transactions B-Process Metallurgy, 1984. 15(3): p. 487-492.
52. Young L. L., *Carbon baking furnace--refractory construction*, 1989, Google Patents.
53. Keller F. and Sulger P. O., *Anode baking; baking of anodes for the aluminum industry*. 2nd Edition, R&D Carbon Ltd.2009.
54. Leisenberg W. *Improving the anode baking process by estimation of the anode temperature*. 2001. New Orleans, LA.
55. Al Marzouqi A., Sahu T. K., and Rabba S. A. *Baking furnace optimisation*. 2008. New Orleans, LA.
56. Jacobsen M. and Melaaen M. C., *Heat and mass transfer in anode materials during baking*. Light Metals 1995, 1995: p. 681-690.
57. Belitskus D. *Effects of formulation and heating rate on changes occurring during baking of bench-scale hall cell anodes*. 1983. Atlanta, Ga, USA: Metallurgical Soc of AIME.
58. Drever C., Samanos B., and Vogt F., *Coke calcination levels and aluminum anode quality*. Essential Readings in Light Metals: Electrode Technology for Aluminum Production, Volume 4, 1996: p. 93-100.
59. Peter S., Charette A., Bui R. T., Tomsett A., and Potocnik V., *An extended two-dimensional mathematical model of vertical ring furnaces*. Metallurgical and Materials Transactions B: Process Metallurgy and Materials Processing Science, 1996. 27(2): p. 297-304.
60. Gunnes K., Naterstad T., and Lid O., *Ring section baking furnace and procedure for operating same*, 1985, Google Patents.
61. Maiwald D. and Leisenberg W., *The development of anode baking technology from past to future*, in *Light Metals 2007*, M. Sorlie, Editor 2007. p. 947-952.
62. Stuart A. N. and Pippin B. H., *Use of calcined fluid coke as packing material in anode baking pits*. Metall Soc AIME, TMS Pap, 1974(A74-86A): p. 1065-1080.
63. Zabreznik R. D., *Carbonaceous packing material for prebaked anode manufacture in open pit ring furnaces*, 1997, Google Patents.
64. Charette A., Kocaefe Y., and Kocaefe D., *Le Carbone dans l'Industrie d'Aluminium*. 2012.
65. Jonville C., Roy P. J., and Drouet Y., *Ring furnace including baking pits with a large horizontal aspect ratio and method of baking carbonaceous articles therein*, 2014, Google Patents.
66. Schroeder P. and Schroeder K. J., *Process and tunnel kiln for firing carbon- or graphite-containing mouldings*, 1986, Google Patents.
67. Lazarou R. K., *Carbon baking furnace*, 2006, Google Patents.
68. Oderbolz S. and Bouwmeester G., *Method of operating an open ring-type furnace*, 1986, Google Patents.
69. Baiteche M., Kocaefe Y., Kocaefe D., Morais B., and Laffance J. *A 3D mathematical model of a horizontal anode baking furnace as a design tool*. in

- Materials Science and Technology Conference and Exhibition 2013, MS and T 2013*. 2013. Montreal, QC.
70. Martirena H. and Marletto J., *Thermal phenomena in anode baking furnaces*. Journal of Metals, 1979. 31(12): p. 138-138.
 71. Keller F., Meier M. W., and Gusberti V., *Specific Energy Consumption in Anode Bake Furnaces*. 2013.
 72. Benton C. M., Arnold F. D., Forberg H. O., Tuscher R. L., and Evrad G. D., *Control of combustibility of volatile hydrocarbons and particulate matter in an exhaust gas stream by use of a high velocity burner in a carbon bake ring furnace*, 1981, Google Patents.
 73. Holden I., Saeter O., Aune F., and Naterstad T., *Safe operation of anode baking furnaces*, in *Light Metals 2008*, D.H. DeYoung, Editor 2008. p. 905-911.
 74. Palavar P., Sahu T. K., Marzouqi A. A., Rabba S. A., Priyantha G. N., and Aiyaz T., *Baking furnace rebuild strategy at dubal to improve productivity*, in *TMS (The Minerals, Metals & Materials Society) 2015*, Light Metals: Orlando - Florida. p. 1109-1114.
 75. Keller F., Sulger P. O., and Fischer W. K., *Anode Baking: The Underestimated Human Aspect*. Essential Readings in Light Metals: Electrode Technology for Aluminum Production, Volume 4, 2013: p. 403-407.
 76. Bigot J., Gendre M., and Rotger J. C., *Fuel consumption: a key parameter in anode baking furnaces*. Light Metals, 2007: p. 965-968.
 77. Berquet A., *Dispositif de remplissage de poussier, installation de cuisson d'anodes et procede de mise en place d'anodes dans un four*, 2008, Google Patents.
 78. Choate W. T. and Green J. A. S. *U.S. energy requirements for aluminum production: Historical perspective, theoretical limits and new opportunities*. in *TMS Annual Meeting*. 2003.
 79. Lai Y.-Q. and Liu Y.-X., *Research review of carbon anode consumption in aluminum electrolysis [J]*. Light Metals, 2002. 8: p. 3-6.
 80. Kempkes M. and Meier W. *New concept for a green anode plant*. in *TMS Light Metals*. 2008.
 81. Welch B. J., *Aluminum production paths in the new millennium*. JOM, 1999. 51(5): p. 24-28.
 82. Du H., Li B., Brown M. A., Mao G., Rameezdeen R., and Chen H., *Expanding and shifting trends in carbon market research: a quantitative bibliometric study*. Journal of Cleaner Production, 2014.
 83. Holden I., Heinke F., Aune F., and Lossius L. F., *New process control system applied on a closed baking furnace*. Light Metals, 2006.
 84. Fernandez M., Marletto J., and Martirena H., *Combined mathematical simulation and experimental studies on a closed baking furnace*. Journal of Metals, 1982. 35(12): p. A79-A79.
 85. Maiwald D., Schneider M., and Krupp C., *Advanced cooling of anodes in an open ring type baking furnace*, in *Light Metals 2002*, W.A. Schneider, Editor 2002. p. 615-619.
 86. Bonomie L., Salas W., and Rojas J. A., *Methodology for the evaluation of a baking furnace*. Light Metals 1990: Minerals M. E. T. Mat S. O. C. 553-556.

87. Dreyer C., *Design and operation of a horizontal-flue ring furnace*, in *Proceedings of the International Symposium on Quality and Process Control in the Reduction and Casting of Aluminum and Other Light Metals*, Winnipeg, Canada, August 23–26, 1987, D.W. Macmillan, Editor 1987, Pergamon: Oxford. p. 59-66.
88. Jones W. P. and Launder B. E., *The prediction of laminarization with a two-equation model of turbulence*. International Journal of Heat and Mass Transfer, 1972. 15(2): p. 301-314.
89. Perron J., *Modélisation mathématique simplifiée d'un four de métal chaud*, 1987, Université du Québec à Chicoutimi: Chicoutimi. p. xxiv, 201 f.
90. Khalil E. E., *Modelling of Furnaces and Combustors*. Abacus Press, Turnbridge Wells, UK., 1982.
91. Oumarou N., Kocaefe Y., Kocaefe D., Morais B., and Lafrance J., *A dynamic process model for predicting the performance of horizontal anode baking furnaces*, in *TMS (The Minerals, Metals & Materials Society)*, 2015, E.b.M. Hyland, Editor 2015, Light Metals: Orlando, Florida. p. 1081-1086.
92. Oumarou N., Kocaefe D., Kocaefe Y., Morais B., and Chabot J. *A dynamic process model for simulating horizontal anode baking furnaces*. in *Materials Science and Technology Conference and Exhibition 2013, MS and T 2013*. 2013. Montreal, QC.
93. Bui R. T., *Computational modelling of thermophysical processes in the light metals industry*. Modélisation sur ordinateur des procédés thermophysiques dans l'industrie des métaux légers, 1997. 36(8): p. 575-591.
94. Bui R. T., Charette A., and Bourgeois T., *A computer-model for the horizontal flue ring furnace*. Ieee Transactions on Industry Applications, 1984. 20(4): p. 894-901.
95. Keller F., *Strategies for the Revision of Bake Furnaces*. Light Metals, 1988: p. 295-301.
96. Keller F., Mannweiler U., and Severo D. S., *Computational Modeling in Anode Baking*, in *2nd International Carbon Conference* 2006: China.
97. Cong B. H., Liao G. X., and Wei Y. X., *Application of computational simulation in fire science and engineering research*. Journal of Disaster Prevention and Mitigation Engineering, 2003. 23(2): p. 63-69.
98. Umeda Y. and Tomiyama T., *Functional reasoning in design*. IEEE expert, 1997. 12(2): p. 42-48.
99. ANSYS-CFX, *ANSYS Workbench. ICEM-CFD, CFX-Pre, CFX-Solver, CFX-Post User's Manual*, 2009.
100. Bastian P., Blatt M., Dedner A., Engwer C., Klöfkorn R., Ohlberger M., and Sander O., *A generic grid interface for parallel and adaptive scientific computing. Part I: abstract framework*. Computing, 2008. 82(2-3): p. 103-119.
101. Rocunas B. J., *Anode baking furnace thermal balance*. Journal of Metals, 1979. 31(12): p. 138-138.
102. Onder H., Moser R., and G. M., *Operation of US-type anode carbon baking furnaces*. Light metals, 1978. 1: p. 287-301.
103. Furman A. and Martirena H., *A mathematical model simulating an anode baking furnace*. AIME Light Metals, 1980: p. 515-522.

104. Bui R. T., Charette A., and Bourgeois T., *Simulating the process of carbon anode baking used in the aluminum industry*. Metallurgical Transactions B, 1984. 15(3): p. 487-492.
105. Bui R. T., Charette A., and Bourgeois T., *Computer model for the horizontal flue ring furnace*. Ieee Transactions on Industry Applications, 1984. IA-20(4): p. 894-901.
106. Bui R. T., Darnedde E., Charette A., and Bourgeois T. *Mathematical simulation of a horizontal flue ring furnace*. in TMS. 1984. Los Angeles, CA, USA: Metallurgical Soc of AIME.
107. Gundersen Ø. and Balchen J. G., *Modeling and Simulation of an Anode Carbon Baking Furnace*. Model. Ident. Cont., 1995. 16: p. 3-33.
108. Bui R. T., Peter S., Charette A., Tomsett A. D., and Potocnik V. *Modelling of heat transfer and gas flow in the vertical flue anode baking furnace*. 1995. Las Vegas, NV, USA.
109. Ouellet R., Jiao Q., Chin E., Celik C., Lancaster D., and Wilburn D. *Anode baking furnace modelling for process optimization*. 1995. Las Vegas, NV, USA.
110. Jacobsen M. and Melaaen M. C., *Numerical simulation of the baking of porous anode carbon in a vertical flue ring furnace*. Numerical Heat Transfer; Part A: Applications, 1998. 34(6): p. 571-598.
111. ANSYS-FLUENT, *14.0 Theory Guide*. ANSYS inc, 2011: p. 106-148.
112. Johnson J. A., Rozin A. V., and Skibin A. P. *A simplified baking furnace model for improving flue wall design*. 2004. Charlotte, NC.
113. Zhang L. Q., Zheng C. G., and Xu M. H., *Simulating the heat transfer process of horizontal anode baking furnace*. Developments in Chemical Engineering and Mineral Processing, 2005. 13(3-4): p. 447-458.
114. Severo D. S., Gusberti V., Sulger P. O., Keller F., and Meier M. W. *Recent developments in anode baking furnace design*. 2011. San Diego, CA.
115. Bourgeois T., Bui R. T., Charette A., Sadler B. A., and Tomsett A. D., *Computer-simulation of a vertical ring furnace*. Light Metals1990: Minerals M. E. T. Mat S. O. C. 547-552.
116. Bui R. T., Charette A., Bourgeois T., and Darnedde E., *Performance analysis of the ring furnace used for baking industrial carbon electrodes*. Canadian Journal of Chemical Engineering, 1987. 65(1): p. 96-101.
117. Darnedde E., Thibault M. A., Bui R. T., and A. C., *Simulating the dynamics of the anode baking ring furnace*. Journal of Metals, 1984. 36(12): p. 95-95.
118. Murphy B., *Anode baking furnace optimisation using data from flue gas and processed alumina*, in Light Metals2000, Met Soc. p. 185-195.
119. Lin R., Gao S., Tang L., and Li Y., *Methods to Improve Fuel Utilization for Open Top Anode Baking Furnaces*. Light Metals 2012, 2012: p. 1197-1199.
120. Ameer J., Khaji K. M., and Leisenberg W. K. *The impact of the firing and control system on the efficiency of the baking process*. in TMS Light Metals. 2003.
121. Leisenberg W., *Stat-of-the-art in firing and control technology for anode baking furnaces*. The international smelting industry, 2005. 81(1-2): p. 62-67.
122. Beach D., Coetzee R., Lyle M., Fantin D., Gay H., and Mahieu P. *Proven control philosophy and operation for anode baking process*. 2007. Orlando, FL.

123. Maiwald D. and Di Lisa D., *Innovatherm Advanced Control Modules and Control Philosophy - The Success for High Quality Anode Production in Open Top Ring Furnace*. Aluminium World, 2008.
124. Keller F. and Oderbolz S., *Process Controlled Operation of Baking Furnaces*. Light Metals 1985, 1985: p. 1107-1123.
125. Contard P., Bayard C., Ghaoui Y. E., Foster Y., Ordronneau F., Sulzberger P., Altmann E., Grange R., Lhuissier J., and Noraz P., *Anode Baking Furnace Firing System Lean Engineering*. Light Metals 2014: p. 1171-1174.
126. Adams A. M., *Computer control of anode bake oven firing*. Jom-Journal of Metals, 1976. 28(12): p. A56-A56.
127. Li X. B., Cui L., Xia N., Wang J., and Sun H., *A Dynamic Optimization Modeling for Anode Baking Flame Path Temperature*, in *Electronics and Signal Processing* 2011, Springer. p. 871-879.
128. Tandon S. C. and Renukoot S. *Performance Enhancement of Anode Baking Furnaces at Hindalco's Aluminium Smelter*. in *LIGHT METALS-WARRENDALE-PROCEEDINGS*-. 2004. TMS.
129. Ali M. T. A., Akhtar R. J., and Rabba S. A., *Enhancement in Baking Furnace Operation*. 2005: p. 677-681.
130. Krupp C., Schneider M., Maiwald D., and Lisa D. D., *Boost of Anode Production at Voerde Aluminium by Advanced and Integrated Control Strategies*, in *Light Metals* 2012: Orlando, FL. p. 1185-1190.
131. Keller F. and Venus W., *Modern anode bake furnace developments*. Journal of Metals, 1980. 32(12): p. 83-83.
132. Engelsman R. and Sommer P., *High-quality Anode Production with State-of-the-art Baking Technology*. Advances in Production and Fabrication of Light Metals and Metal Matrix Composites, 1992. 7: p. 137-152.
133. Zhou P., Mei C., Zhou J., Zhou N., and Xu Q., *Simulation of the influence of the baffle on flowing field in the anode baking ring furnace*. Journal of Central South University of Technology, 2002. 9(3): p. 208-211.
134. Dervede E., Kocafe D., Ouellet R., and Jiao X., *3D modelling of the horizontal anode baking furnace*. 45th Can. Chem. Eng. Conf, 1995: p. 15 - 18.
135. Severo D. S., Gusberti V., and Pinto E. C. V. *Advanced 3D modelling for anode baking furnaces*. in *TMS Light Metals*. 2005. San Francisco, CA.
136. Charette A., Ferland J., Kocafe D., Couderc P., and Saintromain J. L., *Experimental and kinetic-study of volatile evolution from impregnated electrodes*. Fuel, 1990. 69(2): p. 194-202.
137. Kocafe D., Charette A., Ferland J., and Couderc P., *Kinetic study of pyrolysis in pitch impregnated electrodes*. Can. J. Chem. Eng., 1990. 68: p. 988-996.
138. Tremblay F. and Charette A., *Kinetics of the Release of Volatile Substances during the Pyrolysis of Industrial Carbon Electrodes*. Canadian Journal of Chemical Engineering, 1988. 66(1): p. 86-96.
139. Grégoire F., Gosselin L., and Alamdari H., *Sensitivity of carbon anode baking model outputs to kinetic parameters describing pitch pyrolysis*. Industrial and Engineering Chemistry Research, 2013. 52(12): p. 4465-4474.
140. Maiwald D. and Leisenberg W. *The development of anode baking technology from past to future*. 2007. Orlando, FL.

141. Trinks W., *Industrial furnaces*. Vol. 1. 2003: John Wiley & Sons.
142. Lopez J. R., Anand N. K., and Fletcher L. S., *Heat transfer in a three-dimensional channel with baffles*. Numerical Heat Transfer, Part A Applications, 1996. 30(2): p. 189-205.
143. Chen E. S., Nelson B. R., and Patel B., *Thermomechanical improvement of a flue wall in anode baking furnace*. Unitecr'95 Congress : unified International Technical Conference on Refractories,; Fourth Biennial Worldwide Conference on Refractories, 1995. Vol : 3: p. 432 - 439.
144. Prigent P., *Rôle des aluminosilicates sur la corrosion des réfractaires alumineux utilisés dans un four de cuisson d'anodes*, in *Diplôme de recherche technologique 2006*, Ecole polytechnique de l'université d'Orléans: Orléans - France. p. 113.
145. Berner C., Durst F., and McEligot D. M., *Flow around baffles*. Journal of heat transfer, 1984. 106(4): p. 743-749.
146. Santos N. B. and De Lemos M. J. S., *Flow and heat transfer in a parallel-plate channel with porous and solid baffles*. Numerical Heat Transfer, Part A: Applications, 2006. 49(5): p. 471-494.
147. Franken M. C., Everstein S. J., van Berkel P. S., and Feldmann R. M., *LP bricks; a new generation of refractories that meet higher demands in anode baking furnaces*, in *TMS2005, Light Metals: SAN FRANCISCO, CALIFORNIA*. p. 709 - 713.
148. Roenigk H. L. and Frazier P. R., *Carbon flue wall and method of making*, 1992, Google Patents.
149. ANSYS-CFX, *CFX Introduction*. 2012.
150. Sengupta K., Mashayek F., and Jacobs B. *Direct numerical simulation of turbulent flows using spectral methods*. in *46th AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit*. 2008.
151. Moin P. and Mahesh K., *Direct numerical simulation: a tool in turbulence research*. Annual review of fluid mechanics, 1998. 30(1): p. 539-578.
152. Ferziger J. H. and Perić M., *Computational methods for fluid dynamics*. Vol. 3. 2002: Springer Berlin.
153. Mohammadi B. and Pironneau O., *Analysis of the k-epsilon turbulence model*. 1993.
154. ANSYS-CFX, *CFX-Solver Theory Guide*, 2009, R.
155. Guo Z. Y., DY L., and Wang B. X., *A novel concept for convective heat transfer enhancement*. International Journal of Heat and Mass Transfer, 1998. 41(14): p. 2221-2225.
156. Hartnett J. P., Irvine T. F., Cho Y. I., Greene G. A., Taniguchi H., Yang W. J., and Kudo K., *Radiative heat transfer by the Monte Carlo method*. Vol. 27. 1995: Academic Press.
157. Howell J. R., *Application of Monte Carlo to heat transfer problems*. Advances in heat transfer, 1968. 5(1): p. 1-54.
158. Hammersley J. M. and Handscomb D. C., *Monte Carlo Methods*. New York: Chapman and Hall, 1964., 1964.

159. Metropolis N., Rosenbluth A., Rosenbluth M. N., Teller A. H., and Teller E., *Equation of state calculations by fast computing machines*. The journal of chemical physics, 1953. 21(6): p. 1087-1092.
160. Howell J. R., Siegel R., and Menguc M. P., *Thermal radiation heat transfer* 2011: CRC press.
161. Fuwa K. and Valle B. L., *The Physical Basis of Analytical Atomic Absorption Spectrometry. The Pertinence of the Beer-Lambert Law*. Analytical Chemistry, 1963. 35(8): p. 942-946.
162. Smith T., Shen Z., and Friedman J., *Evaluation of coefficients for the weighted sum of gray gases model*. Journal of heat transfer, 1982. 104(4): p. 602-608.
163. Incropera F. P., *Fundamentals of heat and mass transfer* 2011: John Wiley & Sons.
164. Chryssakis C., Pantazis K., and Kaiktsis L., *Combustion modeling with heavy fuel oil for large marine Diesel engine applications*. CIMAC, paper No, 2010. 236.
165. Widmann J. F. and Davis E. J., *Analysis of mass transfer between a sequence of drops and a surroundings gas*. Journal of aerosol science, 1997. 28(7): p. 1233-1249.
166. Guella S., Alexandrova S., and Saboni A., *Evaporation d'une gouttelette en chute libre dans l'air*. International Journal of Thermal Sciences, 2008. 47(7): p. 886-898.
167. Rondia D., *Sur la volatilité des hydrocarbures polycycliques*. Air and water pollution annual report, 1965. 9: p. 113-121.
168. Carslaw H. S. and Jaeger J. C., *Conduction of heat in solids*. Clarendon Press 1959.
169. Bui R. T., Simard G., Charette A., Kocaeve Y., and Perron J., *Mathematical modeling of the rotary coke calcining kiln*. The Canadian Journal of Chemical Engineering, 1995. 73(4): p. 534-545.
170. Blandenet G., *Thermogravimétrie et chromatographie en phase gazeuse simultanées*. Chromatographia, 1969. 2(5): p. 184-191.
171. McCorquodale P., Dorr M. R., Hittinger J. A. F., and Colella P., *High-order finite-volume methods for hyperbolic conservation laws on mapped multiblock grids*. Journal of Computational Physics, 2015. 288(0): p. 181-195.
172. Berger M. J., *On conservation at grid interfaces*. SIAM Journal on Numerical Analysis, 1987. 24(5): p. 967-984.
173. ANSYS-CFX, *Solver Modeling Guide*. Release, 2012. 11: p. 33 - 34.
174. Wilke C. R., *A viscosity equation for gas mixtures*. The journal of chemical physics, 1950. 18(4): p. 517-519.
175. Buddenberg J. W. and Wilke C. R., *Calculation of Gas Mixture Viscosities*. Industrial & Engineering Chemistry, 1949. 41(7): p. 1345-1347.
176. Lindsay A. L. and Bromley L. A., *Thermal conductivity of gas mixtures*. Industrial & Engineering Chemistry, 1950. 42(8): p. 1508-1511.
177. Severo D. S., Gusberti V., Sulger P. O., Keller F., and Meier M. W. *Recent developments in anode baking furnace design*. in *Light Metals 2011*. 2011. San Diego, USA.

178. Ordronneau F., Gendre M., Pomerleau L., Backhouse N., Berkovich A. J., and Huang X., *Meeting the challenge of increasing anode baking furnace productivity*. Light Metals 2011, 2011: p. 865-870.
179. Thacker B. H., Doebling S. W., Hemez F. M., Anderson M. C., Pepin J. E., and Rodriguez E. A., *Concepts of model verification and validation*, 2004, Los Alamos National Lab., Los Alamos, NM (United States). Funding organisation: US DOE (United States).
180. Paez T. L., *Introduction to Model Validation*. Proceedings of the 2009 IMAC, 2009.
181. Jauregui T. R. and Silva M. F., *Numerical validation methods*. 2011.
182. Oberkampf W. L. and Trucano T. G., *Verification and validation in computational fluid dynamics*. Progress in Aerospace Sciences, 2002. 38(3): p. 209-272.
183. Foosnæs T., Kulset N., Linga H., Næumann G. R., and Werge-Olsen A., *Measurement and Control of the Calcining Level in Anode Baking Furnaces*, in *Essential Readings in Light Metals* 2013, John Wiley & Sons, Inc. p. 418-421.
184. Lossius L. P., Holden I., and Linga H., *The equivalent temperature method for measuring the baking level of anodes*. Essential Readings in Light Metals: Electrode Technology for Aluminum Production, Volume 4, 2013: p. 422-426.
185. ISO-17499, *Carbonaceous materials used in the production of aluminium - Determination of baking level expressed by equivalent temperature*, 2006.
186. Vozár L. and Hohenauer W., *Flash method of measuring the thermal diffusivity a review*. High Temperatures - High Pressures, 2003. 35-36(3): p. 253-264.
187. Severo D. S. and Gusberti V. *User-friendly software for simulation of anode baking furnaces*. in *10th AustralAsian*. 2011. Australia.
188. Chmelar J., Foosnæs T., and Øye H. A. *Thermal dilation of green anodes during baking*. in *TMS Light Metals*. 2006.
189. Fischer W. K. and C. P. R., *Anodes for the aluminum industry*. 4th ed. ed1995, Sierre, Switzerland: R & D Carbon Ltd. 394 p.
190. Miotto P., Kato C., Silva M. A., Figueiredo F., and Piffer V. *Effect of Baking Furnace fire pre-heating configuration on environment characteristics*. in *TMS Light Metals*. 2005.
191. Leisenberg W., *Method for controlling a carbon baking furnace*, 2002, Google Patents.
192. Mnikoleiski H. P., Maiwald D., Uhrig W., and Leisenberg W., *Management process for an open anode furnace*, 2007, Google Patents.
193. Black W. B., *Baking pit furnaces*, 1977, Google Patents.
194. Kocaeffe Y., Oumarou N., Baiteche M., Kocaeffe D., Morais B., and Gagnon M. *Use of mathematical modelling to study the behavior of a horizontal anode baking furnace*. 2013. San Antonio, TX.
195. Mounir BAITECHE Y. K., Duygu Kocaeffe, Brigitte Morais, Marc Gagnon, *Un modèle mathématique en 3D pour l'analyse de conception d'un four horizontal de cuisson d'anodes*, Mai 2013, 81e du Congrès de l'Acfas: Préparation et propriétés de matériaux inorganiques et de carbone - communication oral: Québec.
196. Baiteche M., Kocaeffe D., Kocaeffe Y., Marceau D., and Morais B., *Un modèle 3D pour étudier le design et les paramètres opérationnels des fours horizontaux de*

- cuisson d'anodes, in *Encyclopédie de la recherche sur l'aluminium au Québec 2013 - Présentation orale - Journée des étudiants du REGAL*, Centre de recherche sur l'aluminium 2013, Les presses de l'aluminium: Montréal. p. 10.
197. Baiteche M., Kocaeffe D., Kocaeffe Y., Marceau D., and Morais B., *Un modèle mathématique 3D pour l'étude des fours horizontaux de cuisson d'anodes*, in *Encyclopédie de la recherche sur l'aluminium au Québec 2013 - Journée des étudiants du REGAL*, Centre de recherche sur l'aluminium 2013, Les presses de l'aluminium: Montréal. p. 32.
 198. Tiba P. R. T., Teider B. H., Figueiredo F., Gallo J. B., and Pandolfelli V. C., *Refractories selection for anode baking furnace*. Ceramica, 2009. 55(333): p. 113-119.
 199. Siljan O. J., *Refractory materials for the primary aluminium industry*. InterCeram: International Ceramic Review, 2000: p. 14-22.
 200. Unrig J. R. *A unique refractory solution for anode baking furnace flues*. in *TMS Light Metals*. 2004.
 201. Massile M., *Bake carbon flue straightener*, 2002, Google Patents.