

UNIVERSITÉ DU QUÉBEC

MÉMOIRE PRÉSENTÉ À
L'UNIVERSITÉ DU QUÉBEC À CHICOUTIMI
COMME EXIGENCE PARTIELLE
DE LA MAÎTRISE EN INGÉNIERIE

PAR

SIMON PILOTE

ÉTUDE PAR ÉLÉMENTS FINIS DU
PRÉCHAUFFAGE DES CUVES HALL-HÉROULT

DÉCEMBRE 2010

RÉSUMÉ

La durée de vie des cuves d'électrolyse est influencée par plusieurs facteurs qui jouent un rôle plus au moins important. Un des facteurs jouant un rôle prépondérant est le préchauffage de la cuve d'électrolyse, étape nécessaire avant que celle-ci commence sa production d'aluminium. Pour cette raison, la compréhension des phénomènes qui prennent place dans la cuve d'électrolyse est plus qu'importante pour améliorer ou optimiser le procédé existant. Conséquemment, ce travail de recherche, réalisé en partenariat avec la société Rio Tinto Alcan (RTA), porte sur le développement d'un modèle prédictif permettant la bonne représentation du comportement thermo-électro-mécanique d'une cuve d'électrolyse en phase de préchauffage. Les objectifs à plus long terme d'un tel projet consistent à fournir à l'industrie de l'aluminium un outil efficace qui leur assurera, dans un premier temps, une meilleure compréhension du comportement de la cuve mais également, d'en optimiser le fonctionnement.

L'approche retenue consiste à effectuer une discrétisation par éléments finis d'un modèle quart de cuve Hall-Héroult avec prise en compte de la nature des matériaux ainsi que des interfaces de contact présentes dans la cuve. Des lois constitutives appropriées ainsi que les paramètres associés sont utilisées pour la plupart des matériaux et interfaces de contact. La stratégie de mise en régime de la cuve consiste à appliquer la totalité du

courant au moment du préchauffage de la cuve d'électrolyse comme c'est le cas lors du démarrage des cuves P155 chez RTA. La résolution est réalisée à l'aide d'une application spécialisée développée à l'aide de l'outil numérique FESh++. Ce noyau de calcul par élément finis, possédant une grande flexibilité ainsi qu'une grande robustesse, permet la résolution des problèmes transitoires multi-physiques avec prise en compte des interfaces de contact. Quant au modèle géométrique proprement dit, il est construit à l'aide du module de prétraitement du logiciel ANSYS™ et ce, via la construction d'un script intensément paramétrisé à l'aide du langage APDL™. Le post-traitement des résultats est également réalisé dans le logiciel ANSYS™.

Dans un premier temps, une étude de sensibilité sur les coefficients de pénalisation de contact normaux a été réalisée et ce, afin de s'assurer de l'objectivité de ces derniers en regard de la solution tout en maintenant un temps de calcul raisonnable. La validation des résultats du modèle avec des données *in situ* fournies par RTA a également été réalisée avant l'analyse des résultats de préchauffage afin de s'assurer que le modèle est représentatif de la réalité. Les écarts entre les résultats du modèle et les données *in situ* disponibles sont très satisfaisants et démontre les capacités du modèle. Dans un deuxième temps, l'analyse des résultats après 24h de préchauffage ont permis de constater que si les conditions de préchauffage ne sont pas rigoureusement respectées, les possibilités d'infiltration peuvent être élevées. En effet, le haut niveau de cuisson de la pâte, les faibles pressions de contact entre les blocs cathodiques et la pâte ainsi que les contraintes principales maximales élevées sur les arêtes des blocs cathodiques sont des facteurs déterminants qui peuvent mener à des infiltrations si le scénario de préchauffage prévu n'est pas respecté. Un possible décollement a été observé au terme du préchauffage à l'intersection des petits joints et du grand joint de pâte. Une attention particulière en regard des différents mécanismes de déformations de la pâte (élastique, plastique, thermique et chimique) aura permis de constater l'intérêt de discerner l'effet de ces mécanismes durant le préchauffage. De plus, l'analyse des efforts dans le caisson et les berceaux a permis de constater l'absence de plastification dans l'acier durant le préchauffage et que les efforts les plus importants sont localisés au voisinage des fenêtres. Finalement, des recommandations sont proposées afin d'améliorer les

performances du modèle quart de cuve actuel ainsi que pour orienter adéquatement les travaux à venir.

AVANT-PROPOS

Ce travail de recherche a été réalisé dans le cadre d'un projet de maîtrise en partenariat avec la société Rio Tinto Alcan (anciennement Alcan), l'Université du Québec à Chicoutimi et l'Université de Sherbrooke. Il constitue une suite logique au projet START-Cuve qui était consacré à l'étude du comportement thermo-électro-mécanique des cuves Hall-Héroult en phase de préchauffage. Ce projet a été financé par l'entremise d'une bourse d'études supérieures à incidences industrielle (ESII) du Conseil de recherche en sciences naturelles et en génie du Canada (CRSNG), incluant la participation financière de Rio Tinto Alcan. Pour des fins de confidentialité, les annexes ainsi que certains passages du texte et images ont été retirés de ce document. Le document intégral [29] se retrouve se retrouve au Centre d'information technique du Centre de recherche et développement d'Arvida de RTA.

Je tiens tout d'abord à remercier mon employeur, Rio Tinto Alcan, qui m'a permis de compléter des études de maîtrise en me libérant de mon horaire de travail habituel au cours de la dernière année. Je tiens à remercier spécialement mon supérieur immédiat, monsieur René Gariépy, pour la patience et la compréhension dont il a fait preuve lors de ce projet.

J'aimerais également remercier mon directeur de recherche, monsieur Daniel Marceau, mon codirecteur, monsieur Martin Désilets, les modélisateurs responsables du projet chez RTA, Yves Caratini, Jean-François Bilodeau et Lyès Hacini. Leurs précieux conseils et leur expertise respective m'ont été très utiles tout au long de ce projet.

Je tiens également à remercier le Professeur László Kiss et Lyès Hacini, scientifique de recherche chez RTA, d'avoir accepté d'évaluer mon mémoire. Soyez assuré que vos commentaires, corrections et recommandations ont été prises en considération avec grand intérêt.

Il importe également de souligner la contribution importante du Centre universitaire de recherche sur l'aluminium (CURAL) pour l'accès à son unité de calcul haute performance et plus particulièrement à monsieur Étienne Lafrenière qui a assuré en tout temps le bon fonctionnement de nos applications numériques.

De plus, je me dois de souligner le support reçu de ma famille, Andrée, Angelo et Laurie tout au long de cette expérience. Également celui de mes amis Mathieu Rouleau, Saska Zanchetti, Alexandre Perron, Sándor Poncsák, Charles Bouchard et Éric Grenon.

Finalement, je m'en voudrais de ne pas remercier ceux avec qui je partage ma vie, Valérie et Jacob, pour leur patience, leur compréhension, leur soutien et leurs encouragements dans la dernière année du projet.

TABLE DES MATIÈRES

Résumé	i
Avant-propos.....	iv
Table des matières.....	vi
Liste des figures.....	ix
Liste des tableaux.....	xiii
Chapitre 1.....	1
Introduction	1
1.1 Généralités	1
1.2 Procédé Hall-Hérault.....	1
1.3 Constituants d'une cuve d'électrolyse.....	3
1.4 Mise en opération d'une cuve d'électrolyse	4
1.5 Problématique	6
1.6 Objectifs.....	8
1.7 Méthodologie	8
1.8 État des connaissances.....	9

1.8.1 Approche numérique.....	9
1.8.2 Approche expérimentale	11
1.9 Présentation du mémoire	12
Chapitre 2.....	13
Formulation éléments finis des équations d'équilibre thermo-électro-mécanique en régime transitoire.....	13
2.1 Généralités	13
2.2 Description du problème électrique	14
2.3 Description du problème thermique.....	18
2.4 Description du problème mécanique.....	22
2.5 Couplage des équations d'équilibre	26
2.6 Stratégie de résolution	27
Chapitre 3.....	28
Construction du modèle discret.....	28
3.1 Généralités	28
3.2 Hypothèses de base	28
3.3 Description des composantes.....	31
3.3.1 Groupe TEM.....	32
3.3.2 Groupe TCM	33
3.3.3 Groupe TM.....	34
3.3.4 Groupe TE.....	36
3.3.5 Groupe mécanique.....	37
3.3.6 Interfaces TEM.....	38
3.3.7 Interfaces TM	39
3.3.8 Interfaces TE	41
3.3.9 Interfaces thermique	42
3.3.10 Interfaces mécaniques.....	43
3.4 Définition des conditions aux limites.....	44
3.4.1 Convection naturelle et/ou de rayonnement sur le caisson	44

3.4.2 Convection naturelle et de rayonnement sur les berceaux	46
3.4.3 Convection naturelle sur les anodes.....	46
3.4.4 Aspect électrique	47
3.4.5 Aspect mécanique	48
3.5 Construction du maillage.....	50
3.6 Pilotage et résolution	52
Chapitre 4.....	54
Étude du préchauffage d'une cuve d'électrolyse P-155	54
4.1 Généralités	54
4.2 Validation du modèle numérique	54
4.2.1 Étude de sensibilité.....	55
4.2.2 Comparaison du modèle avec mesures in situ	62
4.3 Étude d'un scénario de préchauffage	69
4.3.1 Résultats thermiques et thermochimiques.....	69
4.3.2 Résultats mécaniques.....	74
4.3.3 Résultats thermo-électro-mécaniques.....	83
4.3.4 Étude de corrélation	87
Chapitre 5.....	92
Conclusion et recommandations.....	92
5.1 Généralités	92
5.2 Rétrospective du mémoire	92
5.3 Recommandations et travaux futurs.....	95
Bibliographie	97

LISTE DES FIGURES

FIGURE 1.1 : PHOTO DE CUVE D'ÉLECTROLYSE EN OPÉRATION.....	2
FIGURE 1.2 : REPRÉSENTATION SCHÉMATIQUE DES COMPOSANTES D'UNE CUVE D'ELECTROLYSE. [2]	3
FIGURE 1.3 : IMAGE D'UNE CUVE P155 BRASQUÉE [6]	4
FIGURE 2-1 : DESCRIPTION DU DOMAINE ÉLECTRIQUE	16
FIGURE 2-2 : VOLUME DE CONTRÔLE POUR LE BILAN THERMIQUE EN CONDUCTION.	19
FIGURE 2-3 : DESCRIPTION DU DOMAINE THERMIQUE.....	20
FIGURE 2-4 : ÉLÉMENTS DE CONTRAINTES 2D.....	24
FIGURE 2-5 : DESCRIPTION DU DOMAINE MÉCANIQUE.....	24
FIGURE 2-6 : SCHÉMA DES COUPLAGES (TIRÉE DE [9]).....	27
FIGURE 3-1 : MATÉRIAUX SOUS LA CATHODE REMPLACÉS PAR UNE CONDUCTANCE THERMIQUE ET UNE RIGIDITÉ ÉQUIVALENTE.....	29
FIGURE 3-2 : AGENCEMENT DES MATÉRIAUX AU PIÉDESTAL EN TROIS BLOCS AVEC 2 INTERFACES DE CONTACT.	30
FIGURE 3-3 : PANNEAU CATHODIQUE COMPRENANT HUIT CATHODES, HUIT JOINTS DE FONTE ET HUIT BARRES COLLECTRICES.....	32
FIGURE 3-4 : PETITS JOINTS, COIN ET GROS JOINT DE PÂTE MONOLITHIQUE.	33
FIGURE 3-5 : MATÉRIAUX AU PIÉDESTAL ET 8 BLOCS D'ANTHRACITE.	34
FIGURE 3-6 : MATÉRIAUX AU PIÉDESTAL.	35
FIGURE 3-7 : CAISSON ET BERCEAUX.	36
FIGURE 3-8 : GROUPE D'ANODES ET FLEXIBLES.....	37
FIGURE 3-9 : MATÉRIAUX AU PIÉDESTAL ET SUPPORT MÉCANIQUE.....	38
FIGURE 3-10 : INTERFACE FONTE-CARBONE SUR UN BLOC CATHODIQUE.....	39

FIGURE 3-11 : INTERFACE DE CONTACT TM VUE DE L'EXTÉRIEUR DU MODÈLE QUART DE CUVE.....	40
FIGURE 3-12 : INTERFACE DE CONTACT TM VUE DE L'INTÉRIEUR DU MODÈLE QUART DE CUVE.....	40
FIGURE 3-13 : PROPRIÉTÉS THERMIQUES DES INTERFACES DE CONTACT TM DANS LE MODÈLE QUART DE CUVE	41
FIGURE 3-14 : INTERFACES DE CONTACT TE ENTRE LES ANODES ET LES CATHODE SIMULANT LES PROPRIÉTÉS DU LIT DE COKE	42
FIGURE 3-15 : INTERFACES DE CONTACT THERMIQUE ENTRE LES PETITS JOINTS ET LES ANODES SIMULANT LES PROPRIÉTÉS DU LIT DE COKE.....	43
FIGURE 3-16 INTERFACES DE CONTACT MÉCANIQUE.	44
FIGURE 3-17 COEFFICIENT DE CONVECTION COMBINANT CONVECTION NATURELLE ET RAYONNEMENT POUR LE CAISSON	45
FIGURE 3-18 CONVECTION NATURELLE ET RAYONNEMENT SUR LES BERCEAUX.....	46
FIGURE 3-19 CONVECTION NATURELLE ET RAYONNEMENT SUR LES ANODES.....	47
FIGURE 3-20 ENDROITS OÙ LE COURANT ET LA TENSION NULLE SONT APPLIQUÉS.	48
FIGURE 3-21 PLAN YZ DU MODÈLE OÙ LES NŒUDS SONT BLOQUÉS DANS LA DIRECTION X	49
FIGURE 3-22 PLAN XY DU MODÈLE OÙ LES NŒUDS SONT BLOQUÉS DANS LA DIRECTION Z	49
FIGURE 3-23 : RÉPARTITION DU POIDS DES ANODES SUR LA SURFACE CATHODIQUE	50
FIGURE 3-24 : ASPECT GÉNÉRAL DU MAILLAGE, VUE EXTÉRIEURE DE LA CUVE.....	51
FIGURE 4-1 : INTERFACES CONSIDÉRÉS DANS L'ÉTUDE DE COEFFICIENTS DE PÉNALITÉ	56
FIGURE 4-2 : TEMPÉRATURE DANS LA PÂTE	57
FIGURE 4-3 : CHUTE DE TENSION DE LA CUVE	58
FIGURE 4-4 : LOCALISATION DES POINTS DE MESURE SUR LE BERCEAU.....	58
FIGURE 4-5 : DÉPLACEMENT HORIZONTAL DU BERCEAU (PARTIE SUPÉRIEURE).....	59
FIGURE 4-6 : DÉPLACEMENT HORIZONTAL DU BERCEAU (PARTIE INFÉRIEURE).....	59
FIGURE 4-7 : DÉPLACEMENT HORIZONTAL DU BERCEAU (AU CENTRE).....	60
FIGURE 4-8 : NOMBRE D'ITÉRATIONS D'ÉQUILIBRE EN FONCTION DU TEMPS : PROBLÈME THERMOÉLECTRIQUE	60
FIGURE 4-9 : NOMBRE D'ITÉRATIONS D'ÉQUILIBRE EN FONCTION DU TEMPS : PROBLÈME MÉCANIQUE.....	61
FIGURE 4-10 : TEMPS DE CALCUL EN FONCTION DU TEMPS.....	61
FIGURE 4-11 : POSITION DES THERMOCOUPLES SUR LE CAISSON	63
FIGURE 4-12 : TEMPÉRATURE DE PAROI DU MODÈLE QUART DE CUVE À 3 HAUTEURS.....	63
FIGURE 4-13 : POINTS DE MESURES <i>IN SITU</i> DE TEMPÉRATURE DANS LA PÂTE.....	64
FIGURE 4-14 : TEMPÉRATURES DANS LE GRAND JOINT DE PÂTE.....	65
FIGURE 4-15 : LOCALISATION DES POINTS DE MESURE D'ARPENTAGE SUR LE CAISSON.....	66
FIGURE 4-16 : DÉPLACEMENT DU COIN DU CAISSON SUR LE MODÈLE QUART DE CUVE (FIGURE 4-15 : POINTS 10, 12, 15, 17)	67

FIGURE 4-17 : DÉPLACEMENT AU CENTRE DU CAISSON SUR LE MODÈLE QUART DE CUVE (FIGURE 4-15 : POINTS 11, 16).....	67
FIGURE 4-18 : DÉPLACEMENT AU BOUT DU CAISSON SUR LE MODÈLE QUART DE CUVE (FIGURE 4-15 : POINTS 13, 14, 18, 19).....	68
FIGURE 4-19 : COMPARAISON DE TENSION CUVE <i>IN SITU</i> ET NUMÉRIQUE.....	69
FIGURE 4-20 : TEMPÉRATURE(°C) DE LA CATHODE A) À 16 H ET B) À 24 H.....	72
FIGURE 4-21 : NIVEAU DE CUISSON DE LA PÂTE, A) À 16 H ET B) À 24 H.....	73
FIGURE 4-22 : ÉVOLUTION DES COMPOSANTES DE DÉFORMATION E_x ET DE L'INDICE DE CUISSON DANS LE PETIT JOINT : 100MM AU-DESSOUS DE LA SURFACE CATHODIQUE.....	73
FIGURE 4-23 : ÉVOLUTION DES COMPOSANTES DE DÉFORMATION E_z ET DE L'INDICE DE CUISSON DANS LE GRAND JOINT : POINT BAS (FIGURE 4-11).....	74
FIGURE 4-24 : CONTRAINTE σ_x (PA) SUR LES PETITS JOINTS À 24 H.....	75
FIGURE 4-25 : CONTRAINTE σ_x (PA) SUR LE JOINT DU BOUT DE LA CUVE À 24 H.....	76
FIGURE 4-26 : CONTRAINTE σ_z (PA) SUR LE GRAND JOINT DE LA CUVE À 24 H.....	76
FIGURE 4-27 : STATUT DE CONTACT SUR LE DEVANT DES BLOCS CATHODIQUES À 24 H.....	77
FIGURE 4-28 : CONTRAINTES PRINCIPALES (PA) EN TRACTION DANS LES BLOCS CATHODIQUES.....	78
FIGURE 4-29 : COEFFICIENT D'ENDOMMAGEMENT K.....	79
FIGURE 4-30 : CONTRAINTE PRINCIPALE (PA) EN COMPRESSION.....	79
FIGURE 4-31 : ÉVOLUTION DU PARAMÈTRE D'ENDOMMAGEMENT DANS LES CATHODES DURANT LE PRÉCHAUFFAGE.....	80
FIGURE 4-32 : ÉVOLUTION DE LA PRESSION DE CONTACT À L'INTERFACE CATHODE/PÂTE PENDANT LE PRÉCHAUFFAGE.....	81
FIGURE 4-33 : CONTRAINTE ÉQUIVALENTE DE VON MISES (PA) DANS LE CAISSON ET LES BERCEAUX.....	82
FIGURE 4-34 : CONTRAINTE ÉQUIVALENTE DE VON MISES (PA) AU VOISINAGE DES FENÊTRES.....	82
FIGURE 4-35 : STATUT DE CONTACT À L'INTERFACE FONTE-CARBONE À 16 H DE PRÉCHAUFFAGE (0, NON CONTACT; 1, CONTACT COLLANT; 2, CONTACT GLISSANT).....	84
FIGURE 4-36 : STATUT DE CONTACT À L'INTERFACE FONTE-CARBONE À 24 H DE PRÉCHAUFFAGE (0, NON CONTACT; 1, CONTACT COLLANT; 2, CONTACT GLISSANT).....	84
FIGURE 4-37 : TEMPÉRATURE (°C) DES BARRES COLLECTRICES À 16 H DE PRÉCHAUFFAGE.....	85
FIGURE 4-38 : TEMPÉRATURE (°C) DES BARRES COLLECTRICES À 24 H DE PRÉCHAUFFAGE.....	85
FIGURE 4-39 : DÉFORMATION DES BARRES COLLECTRICES À 16 H DE PRÉCHAUFFAGE.....	86
FIGURE 4-40 : DÉFORMATION DES BARRES COLLECTRICES À 24 H DE PRÉCHAUFFAGE.....	86
FIGURE 4-41 : DENSITÉ DE COURANT (A/M ²) DANS LES BARRES COLLECTRICES À 16 H DE PRÉCHAUFFAGE ..	87
FIGURE 4-42 : DENSITÉ DE COURANT (A/M ²) DANS LES BARRES COLLECTRICES À 24 H DE PRÉCHAUFFAGE ..	87
FIGURE 4-43 : CORRÉLATION ENTRE LE DÉPLACEMENT DU BERCEAU DU CENTRE DE LA CUVE ET DU NIVEAU DE CUISSON DE LA PÂTE.....	89

FIGURE 4-44: CORRÉLATION ENTRE LE DÉPLACEMENT DU BERCEAU DU CENTRE DE LA CUVE ET LA PRESSION DE CONTACT ENTRE LE BLOC CATHODIQUE AU CENTRE DU MODÈLE ET LA PÂTE DU GRAND JOINT	90
FIGURE 4-45: CORRÉLATION ENTRE LE DÉPLACEMENT DU BERCEAU DU CENTRE DE LA CUVE ET LE NIVEAU D'ENDOMMAGEMENT DE LA CATHODE.....	91

LISTE DES TABLEAUX

TABLEAU 3-1 : PROPRIÉTÉS DE CONVECTION SUR LE CAISSON	45
TABLEAU 3-2 : PROPRIÉTÉS DE CONVECTION SUR LES BERCEAUX	46
TABLEAU 4-1 : SCÉNARIOS DE PÉNALISATION ÉTUDIÉS.....	56
TABLEAU 4-2 : RÉSUMÉ DES TEMPS DE RÉOLUTION POUR UN PRÉCHAUFFAGE DE 10H	62

Chapitre 1

INTRODUCTION

1.1 Généralités

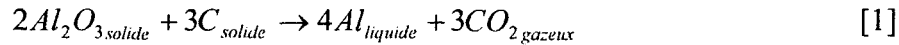
Ce chapitre présente le procédé Hall-Héroult, les différentes technologies de cuve d'électrolyse, le préchauffage des cuves d'électrolyse, les objectifs visés par ce projet de recherche, la méthodologie qui sera appliquée ainsi que l'état des connaissances actuelles sur le sujet.

1.2 Procédé Hall-Héroult

L'aluminium est l'élément métallique le plus abondant sur Terre. Il représente près de 8% de sa masse. Cependant, on ne le retrouve pas à l'état pur, il se présente plutôt sous forme d'oxyde ou de silicate dans la bauxite et autres minéraux. Produit par un coûteux procédé de réduction thermique du chlorure d'aluminium par du sodium métallique, il fut longtemps considéré plus précieux que l'or. En 1886, Charles Martin Hall (États-Unis) et Paul Héroult (France) découvrent simultanément et indépendamment un procédé électrolytique permettant de produire de l'aluminium à plus faible coût et en plus grande quantité.

Ce procédé, maintenant connu sous le nom de procédé Hall-Héroult, consiste à faire passer un courant électrique de haute intensité dans un bain électrolytique ayant de

l'alumine (Al_2O_3) en solution. L'alumine électrolysée réagit avec le carbone de l'anode pour produire du gaz carbonique et de l'aluminium liquide. De par sa densité plus élevée que le bain électrolytique, l'aluminium liquide se déposera à la surface du bloc cathodique. L'équation régissant ce procédé chimique :



L'application industrielle de ce procédé se fait dans une cuve d'électrolyse aussi appelée cuve de Hall-Héroult. La figure 1.1 montre une photo de cuves d'électrolyse en opération à l'usine Grande-Baie, localisée dans la région du Saguenay-Lac-St-Jean.

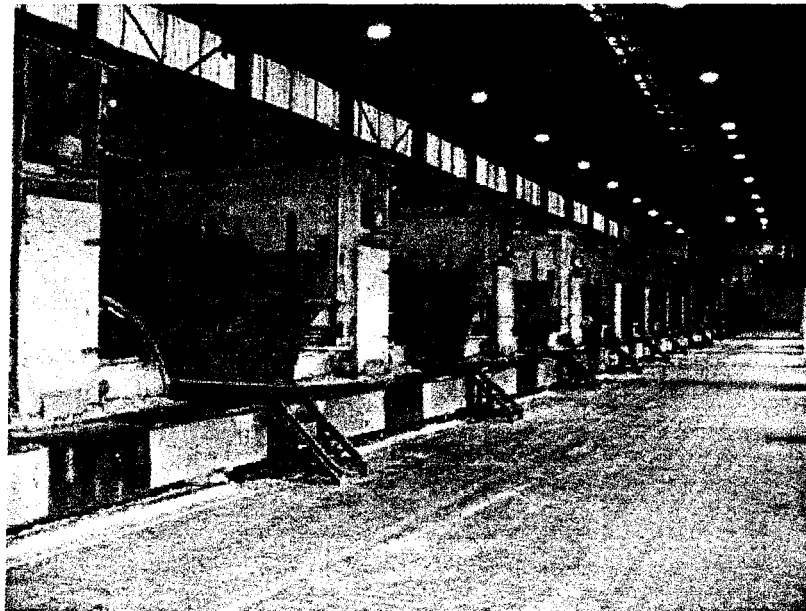


Figure 1.1 : Photo de cuve d'électrolyse en opération.

Dans les usines d'électrolyse, des dizaines de cuves sont connectées en série et opèrent à haut ampérage et à bas voltage développant assez d'énergie pour garder une température de bain près de $960^{\circ}C$. Plusieurs technologies de cuves d'électrolyse sont utilisées dans l'industrie. Tout d'abord, il y a la technologie de type Söderberg qui a la particularité d'avoir une seule anode composée de pâte qui cuit au fur et à mesure que l'anode se consomme. Les technologies les plus récentes sont celles utilisant des anodes précuites.

Les anodes sont cuites à part dans un four à cuisson d'anode et par la suite, installées dans les cuves d'électrolyse. La technologie P155, telle qu'employée à l'usine Grande-Baie et utilisée dans cette étude, utilise des anodes précuites.

1.3 Constituants d'une cuve d'électrolyse

Une cuve d'électrolyse se compose principalement d'anodes, de blocs cathodiques, de blocs réfractaires et isolantes, de blocs carbonés, de barres collectrices, de pâte monolithique, de ciment réfractaire, du caisson, des berceaux et d'un lit de coke étendu sur la cathode sur lequel les anodes reposent lors du préchauffage. Ces matériaux ont tous un rôle à jouer dans la composition de la cuve d'électrolyse, comme par exemple un rôle chimique (pâte monolithique et béton), électrique (anode, barres collectrices et cathodes), thermique (réfractaires, isolants) et mécanique (caisson et berceaux). La figure 1.2 montre une représentation schématisée des composantes d'une cuve d'électrolyse.

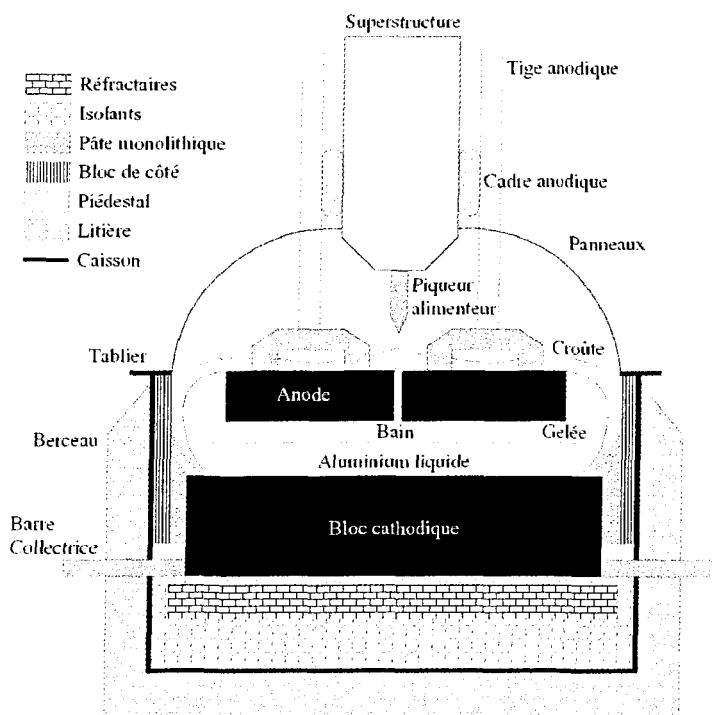


Figure 1.2 : Représentation schématisée des composantes d'une cuve d'électrolyse. [2]

La construction d'une cuve d'électrolyse, appelé brasquage, consiste à empiler ces matériaux à l'intérieur d'un caisson en acier (figure 1.3). Principalement, la qualité du brasquage est déterminée en fonction de la qualité du contact entre les matériaux empilés et aussi en fonction de sa capacité à maintenir un bilan thermique favorable en opération. Les matériaux doivent être maintenus en état de compression afin d'éviter le décollement ou l'ouverture de joints lors de la mise en opération de la cuve d'électrolyse [3]. Malgré toute l'attention portée à l'étape du brasquage, le contact entre les matériaux demeure toujours imparfait. Plusieurs interfaces de contact sont ainsi générées pendant la construction, notamment les interfaces fonte-carbone que l'on retrouve au niveau de la barre collectrice en acier et le bloc cathodique et entre le rondin et le bloc anodique, l'interface carbone-pâte entre les blocs cathodique et la pâte monolithique et les contacts entre les différents types de brique et béton au niveau du piédestal et du fond de la cuve d'électrolyse. Le modèle utilisé pour cette étude prend en compte ces différents types d'interface. Ils seront définis dans le chapitre 3.

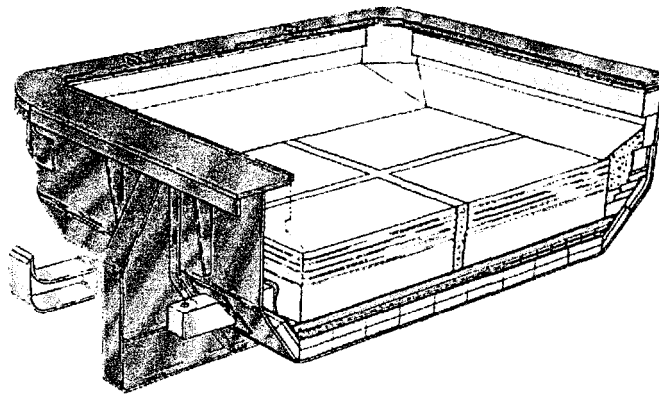


Figure 1.3 : Image d'une cuve P155 brasquée [6]

1.4 Mise en opération d'une cuve d'électrolyse

La mise en opération d'une cuve d'électrolyse comporte deux principales étapes. La première est l'étape du préchauffage. Le préchauffage consiste à chauffer la cuve d'électrolyse nouvellement construite de la température ambiante jusqu'à un niveau de température adéquat afin de recevoir le bain électrolytique fondu. Plusieurs méthodes de

préchauffage sont utilisées par les alumineries. Les méthodes électriques consistent à faire passer un courant électrique de l'anode à la cathode via un lit de coke résistif. Ce type de préchauffage peut s'effectuer de deux façons :

1. Le courant électrique de la ligne est appliqué d'un seul coup pendant une période de temps prescrite;
2. L'intensité du courant est augmentée progressivement par l'utilisation d'une série de résistances électriques. Cette méthode est aussi appelée « Shunt ».

Les avantages du préchauffage électrique sont qu'il est rapide à réaliser (entre 12 et 36 heures) et de pouvoir mettre la cuve facilement en circuit. Par contre, la température sur la surface cathodique n'est généralement pas uniforme, pouvant ainsi engendrer de forts gradients de température dans la cathode [4], c'est-à-dire entre la surface et la base de la cathode.

Une autre méthode, le préchauffage thermique, consiste à préchauffer la cuve à l'aide de brûleurs au gaz. La température de surface de la cathode est uniforme et celle-ci présente de faible gradient thermique. Cependant, il est plus long à réaliser, nécessite d'amener du carburant près des cuves et, à haute température, oxyde la cathode et les anodes [4].

D'autres types de préchauffage existent dans le monde des alumineries :

La méthode « *Crash Start* », qui consiste à verser du bain liquide directement dans la cuve sans préchauffage préalable, et la méthode de métal liquide, qui consiste à verser du métal liquide dans la cuve. Les anodes sont alors ajustées pour être en contact avec le métal.

Résumés par Benzen et coll. [5] en 1991, les objectifs visés par un bon préchauffage devraient être :

- Éviter les fissures dans les blocs cathodiques en limitant les gradients thermiques ;
- Éviter les chocs thermiques lors du versement du bain ;
- Éviter la pyrolyse éclair de la pâte monolithique ;
- Éviter que le bain ne gèle sur la cathode ;

- Éviter les espaces entre la pâte monolithique et les autres matériaux dus à leurs mouvements ou leurs déformations au moment de verser le bain ;
- Avoir une température de bloc cathodique suffisamment basse pour permettre au bain de sceller les fissures et les espaces mineurs en gelant.

De plus, Richard [6] ajoute l'objectif d'éviter que la pâte ne soit complètement cuite au moment de verser le bain, afin de lui permettre d'absorber une partie de l'expansion thermique des blocs cathodiques. Ceci permettra ainsi d'empêcher une mise en flexion trop importante des blocs, qui peut causer des fissures dans les zones de tension.

La méthode de préchauffage utilisée par RTA est électrique, la puissance dissipée par la résistance du lit de coke et par les résistances de contact des matériaux réchauffe la cathode. Ce phénomène, associé à l'effet Joule, correspond à la transformation de l'énergie électrique en énergie thermique.

La deuxième étape de la mise en opération est celle du démarrage. Cette étape est caractérisée par l'addition de bain électrolytique fondu dans la cuve d'électrolyse. C'est à cette étape que la cuve d'électrolyse commence à produire de l'aluminium.

1.5 Problématique

Les cuves d'électrolyse utilisées aujourd'hui ont une durée de vie moyenne d'environ 2500 jours [10]. L'entretien, le remplacement et les arrêts de production représentent d'importantes sommes d'argent pour les alumineries. Pour cette raison, toutes modifications permettant d'augmenter la durée de vie des cuves doivent être envisagées. Les facteurs déterminants dans la durée de vie d'une cuve d'électrolyse sont essentiellement : la qualité du brasquage, le préchauffage, la qualité des matériaux, la conception ainsi que les conditions d'opération [28].

Lors du préchauffage, le réchauffement provoque l'expansion des matériaux, la cuisson de la pâte monolithique et active le mûrissement du béton réfractaire. Ces changements physico-chimiques entraînent nécessairement l'apparition d'un champ de déformations dans les composantes de la cuve d'électrolyse. Les composés volatiles de la pâte

monolithique ainsi que l'eau du béton s'échappent de la cuve d'électrolyse, menant ainsi à un changement de volume de ces composantes. Le niveau de confinement entre les matériaux doit donc demeurer élevé pour éviter la présence de décollement et/ou d'ouverture des joints au terme du préchauffage. Si le niveau de confinement devient tel que des ouvertures apparaissent, la durée de vie de la cuve se voit hypothéquée par l'infiltration de bain ou de métal dans le panneau cathodique. L'infiltration peut causer un court-circuit, une détérioration des matériaux réfractaires et isolants et attaquer l'intégrité du caisson.

Les phénomènes physiques qui prennent place dans les étapes de préchauffage, de mise au bain jusqu'au versement d'aluminium font intervenir les aspects électriques, thermiques et mécaniques mais également un aspect chimique liés à la réaction de la pâte monolithique et du béton réfractaire

Plusieurs approches peuvent être utilisées pour solutionner cette problématique telle que l'approche expérimentale avec une cuve d'électrolyse à échelle réduite, des cuves d'électrolyse instrumentées en usine, la simulation numérique, etc. En tenant compte des connaissances actuelles sur les propriétés des matériaux utilisés dans la construction des cuves d'électrolyse, des conditions de préchauffage ainsi que de l'environnement hostile des salles de cuve pour les instruments de mesures, l'approche par simulation numérique constitue une avenue fort prometteuse. De plus, cette approche permet d'étudier plusieurs scénarios de préchauffage, de tester plusieurs types de matériaux sans affecter les conditions d'opération en usine. Cependant, il demeure essentiel d'être en mesure de corroborer la qualité du modèle avec certains résultats obtenus en usine sur des cuves réelles.

L'étude thermo-électro-mécanique par éléments finis d'une cuve de Hall-Héroult pendant la période de préchauffage de la cuve permettra une meilleure compréhension des phénomènes physiques prenant place dans la cuve d'électrolyse ainsi que leurs impacts sur son comportement, tant dans les coins que sur les côtés de la cuve. Ceci permettra d'améliorer les façons de faire lors du brasquage et du préchauffage d'une cuve d'électrolyse pour diminuer les pertes financières causées par le remplacement, l'entretien et les arrêts de production.

1.6 Objectifs

L'objectif principal visé par ce projet est de développer un modèle éléments finis représentatif d'une cuve d'électrolyse de type P155. Plus spécifiquement, le modèle devra permettre la prise en compte des phénomènes thermo-électro-mécaniques prenant place dans la cuve pendant la période de préchauffage.

À plus long terme, le modèle développé devra permettre à l'industrie de la production de l'aluminium d'optimiser le comportement de ses cuves et ainsi, d'en augmenter leur durée de vie. Aussi, cela permettra de tester différents types de matériaux, de scénarios de préchauffage, de configurations avant l'essai réel dans une salle de cuve. De cette manière, les résultats seront plus rapides à obtenir et moins dispendieux dans le cas d'un échec.

1.7 Méthodologie

La méthodologie proposée consiste à effectuer une discrétisation par éléments finis d'un modèle quart de cuve Hall-Héroult de technologie P155. Plus spécifiquement, le modèle doit prendre en compte la nature des matériaux ainsi que les interfaces de contact présents dans la cuve. Des lois constitutives appropriées ainsi que les paramètres associés seront utilisées pour l'ensemble des matériaux et interfaces de contact, notamment pour la pâte monolithique, les blocs cathodiques ainsi que pour les interfaces associées au lit de coke et à l'espace fonte/carbone. La stratégie de mise en régime de la cuve envisagée est d'appliquer la totalité du courant au moment du préchauffage de la cuve d'électrolyse [4], comme c'est le cas actuellement chez RTA.

La discrétisation géométrique ainsi que le post-traitement des résultats seront réalisés dans le logiciel commercial ANSYSTM¹. Les analyses porteront sur l'observation des

¹ Version 11.0 ANSYS PrepPost

phénomènes physiques ayant lieu dans la cuve pendant le préchauffage afin d'en discerner les effets sur le comportement de la cuve avant l'étape de la mise au bain. Le modèle sera tout d'abord soumis à une étude de sensibilité par rapport aux coefficients de pénalisation utilisés dans le modèle. Les résultats obtenus seront ensuite validés à l'aide de données de températures et de déplacements mesurés en usine sur des cuves en préchauffage. Par la suite, lorsque le modèle aura été validé, les résultats seront utilisés pour évaluer les phénomènes thermo-électro-mécaniques lors du préchauffage.

Comme on peut le constater, le problème à résoudre est fortement non-linéaire, couplé et transitoire. Pour cette raison, la résolution sera effectuée à l'aide d'une application dédiée utilisant le noyau de calcul FESh++ [7]. Il s'agit d'un outil numérique efficace permettant la résolution des problèmes transitoires multi-physiques avec interfaces de contact. FESh++ dispose également de solveurs pouvant être utilisés sur des ordinateurs à architecture parallèle.

1.8 État des connaissances

1.8.1 Approche numérique

Dans les années 80, Dupuis [8] (1984), Goad [9] (1985) et Castonguay et Dupuis [10] (1986) développent des modèles de tranches d'anodes dans ANSYS™ pour simuler les chutes de tensions et la distribution de températures. Ces modèles étaient tridimensionnels et non-paramétriques. Ce qui implique que si la conception initiale était modifiée, il fallait refaire le modèle numérique.

Désilets et coll [11], présente dans leur rapport portant sur les modèles développés chez Alcan, le travail réalisé par Asadi en 1990 sur un modèle bidimensionnel permettant l'analyse de contraintes dues aux effets thermiques générés dans la cathode. Ce modèle utilise des mesures effectuées en usine et imposées dans le modèle pour calculer la distribution de température. Cette distribution est ensuite utilisée dans les calculs thermomécaniques de déformations et de contraintes.

En 1992, Tabsh [12] présente un modèle quart de cuve permettant de simuler la fissuration de la cathode. Tout comme le modèle d'Asadi, ce modèle fonctionne en deux

phases. La première est de calculer les distributions de températures et de tension dans la cuve par calcul thermoélectrique. Les valeurs obtenues sont calées à l'aide de mesures effectuées sur des cuves en usine. La deuxième phase consiste à utiliser les distributions mesurées précédemment pour réaliser les calculs thermomécaniques. Toujours dans les années '90, Dupuis et Tabsh [13] résument leur travail portant sur le développement d'un modèle paramétrique d'un quart de cuve de type thermoélectrique en régime stationnaire. Ce modèle ne prend pas en compte les résistances de contact entre les matériaux. En 1997, Mohammed [14] modélise l'effet Joule dans le logiciel COSMOS/M™, par palier de courant, du coke en phase de préchauffage, c'est-à-dire en mode transitoire.

En 2000, Richard [15] présente un travail réalisé sur la conception de tourillons d'anode pour usage dans une cuve de Hall-Héroult. À l'aide d'ANSYS™, il modélise les tourillons d'anodes en utilisant une interface de contact fonte/carbone qui évolue en fonction de la pression et de la température. La modélisation du comportement thermo-électro-mécanique était effectuée d'une manière itérative, la résolution thermoélectrique dans un premier temps et la résolution du problème mécanique dans un second temps. Cette méthode n'était pas optimale car elle limite la possibilité d'effectuer des problèmes de nature transitoire. Toujours en 2000, Hiltmann et Meulemann [16] utilisent un modèle quart de cuve thermomécanique pour simuler l'interaction des interfaces pâte/bloc. Ils définissent les zones critiques de leur modèle lorsque les matériaux ne sont plus comprimés. Pour ce faire, ils utilisent les résultats de caractérisation expérimentale de trois types de pâtes monolithiques et ils considèrent la variation des propriétés de la pâte pendant la cuisson.

En 2003, Richard et coll. [17] propose un modèle phénoménologique qui caractérise la résistance de contact dans les tourillons d'anodes. Pour définir leur modèle, ils se servent de la caractérisation du scellement à température ambiante et ils l'extrapolent à température de production. Toujours en 2003, dans le cadre du projet Start-Cuve, Richard et coll. [18] développent une loi de comportement thermo-chimio-mécanique en trois dimensions sur le béton utilisé dans la construction des cuves de Hall-Héroult.

En 2004, Goulet [3] propose un modèle pour l'étude du comportement thermo-électro-mécanique des interfaces de contact d'une cuve de Hall-Héroult. Basé sur les travaux de

Marceau [20], il propose une extension de l'outil Contacta au cas des interfaces de contact thermo-électro-mécanique.

En 2005, Marceau et coll. [7] présentent une toute nouvelle approche pour la conception orientée objet d'un noyau de calcul par éléments finis pour la résolution des problèmes multi-physiques, FESh++. La résolution des interfaces de contact est pris en compte par Contacta, qui est interfacé à FESh++.

En 2006, Richard et coll. [22] présentent au TMS des travaux réalisés sur une modèle tranche de cuve thermo-mécanique pour divers scénarios de préchauffage. Le logiciel utilisé pour réaliser cette simulation est FESh++.

En 2010, au TMS, Dupuis [26] compare trois outils numériques de conception de caisson. Le « caisson vide » comprend seulement le caisson et les berceaux, le « presque vide » contient le caisson, les berceaux et les matériaux au piédestal et le modèle « à moitié vide » qui reprend tous les éléments du modèle « presque vide » et qui ajoute les cathodes. Les résultats et les temps de calcul sont analysés. Les résultats montrent que les trois modèles ont leur place dans la conception de caisson et qu'ils peuvent être utilisés selon des besoins précis.

1.8.2 Approche expérimentale

Dans son mémoire, Laberge [19] (2003) détermine la résistivité électrique et la conductivité thermique d'un lit de coke utilisé sur les cuves de type P155 à l'usine Grande-Baie et ce, en fonction de l'épaisseur et de la température. L'expérimentation est réalisée en laboratoire sur un banc d'essais en considérant des conditions de préchauffage de cuve d'électrolyse.

En 2004, Richard [6] présente la modélisation du comportement thermomécanique des matériaux non carbonés ainsi que sa mise en œuvre numérique et informatique dans le logiciel de calcul par éléments finis FESh++. Des lois de comportement adéquates pour les matériaux non carbonés des cuves Hall-Héroult sont dès lors disponibles. Toujours en 2004, D'amours [21] développe une loi thermo-chimio-mécanique pour la pâte monolithique. Ce développement de modèle est basé sur des observations

expérimentales à température ambiante et à chaud. Cependant, tous les essais pour des niveaux de cuisson spécifiques sont réalisés à température ambiante.

1.9 Présentation du mémoire

Ce mémoire comporte cinq chapitres. Excluant ce chapitre, le second présente la formulation des équations d'équilibre thermo-électro-mécanique en régime transitoire et montre les différents couplages dans le modèle quart de cuve. Le troisième chapitre présente la construction du modèle en passant par les hypothèses de base, les matériaux utilisés, les interfaces de contact et les conditions aux limites appliquées. Le quatrième chapitre montre les résultats du modèle soient la validation du modèle numérique sur des résultats *in situ*, des exemples de résultats thermoélectriques et thermo-électro-mécaniques. Finalement le cinquième chapitre présente les conclusions du modèle et les recommandations pour les travaux futurs.

Chapitre 2

FORMULATION ÉLÉMENTS FINIS DES ÉQUATIONS D'ÉQUILIBRE THERMO- ÉLECTRO-MÉCANIQUE EN RÉGIME TRANSITOIRE

2.1 Généralités

L'étude du comportement des cuves d'électrolyse en phase de préchauffage implique la prise en compte de phénomènes physiques complexes ainsi que leurs interactions. Les buts visés sont de quantifier l'évolution des contraintes mécaniques développées au cours du préchauffage et aussi, d'évaluer l'impact des conditions de préchauffage sur la distribution des efforts mécaniques dans la cuve Hall-Héroult. Les trois phénomènes principaux présents lors du démarrage d'une cuve sont les phénomènes électriques, thermiques et mécaniques. La résolution séparée de ces trois phénomènes est aujourd'hui relativement bien connue et maîtrisée. Cependant l'interaction entre ces derniers demande une attention toute particulière. En effet, le courant électrique qui entre dans la cuve, produira de la chaleur due à la résistivité électrique de la cuve, ce qui entraînera des

changements dans les propriétés thermiques, électriques et mécaniques des matériaux et interfaces ainsi que des déformations dans les matériaux.

L'objectif de ce chapitre est donc de présenter ces trois concepts et de faire apparaître les termes de couplages entre les différents phénomènes physiques. Finalement, la dérivation de la forme variationnelle permettra l'obtention des expressions nécessaires à la résolution du problème par la méthode des éléments finis.

2.2 Description du problème électrique

Les variables en électricité sont le courant et la tension électrique. La tension est exprimée en volt (V) et le courant, en ampères (A). Le courant électrique I est une mesure du nombre de charges électriques (Coulombs) qui passent en un point par unité de temps, q est la variable associée à la charge électrique. Le bilan des charges sur un volume de contrôle correspond à la somme de toutes les charges à l'intérieur de celui-ci tel que :

$$q(t) = q(t_0) + \int_{t_0}^t I dt \quad 2-1$$

En dérivant par rapport au temps, l'équation 2-1 devient :

$$I = \frac{dq(t)}{dt} \quad 2-2$$

Cette relation montre que le courant qui pénètre à l'intérieur du volume de contrôle à tout instant t est égal à la variation de la charge électrique dans ce volume de contrôle. Le bilan de variation des charges sur un volume de contrôle permet d'obtenir l'équation d'équilibre régissant le transfert des charges électriques sur le milieu continu tel que :

$$I_{in} - I_{out} + I_g = I_{st} \quad 2-3$$

où I_g , I_{in} , I_{out} et I_{st} représentent respectivement une source de courant électrique, le courant qui entre dans le volume de contrôle, le courant qui sort du volume de contrôle et le courant emmagasiné dans un volume de contrôle sous forme de champ électrique. Dans une cuve d'électrolyse, on suppose que le courant électrique est parfaitement continu. Ce qui permet de poser comme hypothèse que le champ magnétique est constant,

ce qui implique que l'induction de courant électrique est nul ($I_g = 0$). L'apparition d'un courant induit est expliquée par l'existence d'une force électromotrice d'induction. La loi de Faraday dit que lorsque qu'un circuit est placé dans une induction magnétique variable dans le temps, il apparaît, en chaque instant, dans ce circuit, une force électromotrice d'induction donnée par :

$$\varepsilon = - \frac{d\phi}{dt} \quad 2-4$$

où ϕ , ε et t , représentent respectivement le champ magnétique (unité : weber), la force électromotrice (unité : volt) et le temps (unité : seconde). Étant donné que la variation de champ magnétique dans le temps est faible, la dernière hypothèse est donc justifiée. La présence de métal (ou autres substances conductrices) entre l'anode et la cathode de la cuve permet de supposer que le courant électrique emmagasiné sous forme de champ électrique est nul. Donc, en l'absence d'un condensateur le courant emmagasiné, I_{st} , est nul. En utilisant les hypothèses proposées précédemment, le bilan de la variation de la charge électrique devient :

$$I_{in} - I_{out} = 0 \quad 2-5$$

En exprimant l'équilibre sur un élément différentiel dw du domaine de calcul w , on retrouve l'équation de continuité :

$$\vec{\nabla} \cdot \vec{j} = 0 \quad 2-6$$

avec \vec{j} , la densité moyenne du flux des charges (vecteur densité de courant sur l'élément différentiel). Pour un courant continu, la distribution spatiale de \vec{j} ne dépend pas du temps.

Le champ électrique à l'intérieur d'un milieu parcouru par un courant continu satisfait l'équation :

$$\vec{\nabla} \times \vec{E} = 0 \quad 2-7$$

où \vec{E} représente le gradient du potentiel électrique V tel que :

$$\vec{E} = \nabla V \quad 2-8$$

Il reste donc à trouver une relation permettant d'adjoindre la densité de courant \vec{j} et le champ électrique \vec{E} . La loi constitutive permettant ce couplage est la loi d'Ohm. Cette relation dépend de la propriété des conducteurs et telle que :

$$\vec{j} = G(T) \cdot \vec{E} \quad 2-9$$

avec $G(T)$, la conductivité électrique du matériau qui dépend de la température. En introduisant cette dernière équation dans la loi de continuité, on obtient :

$$\nabla \cdot (G(T) \cdot \nabla V) = 0 \quad 2-10$$

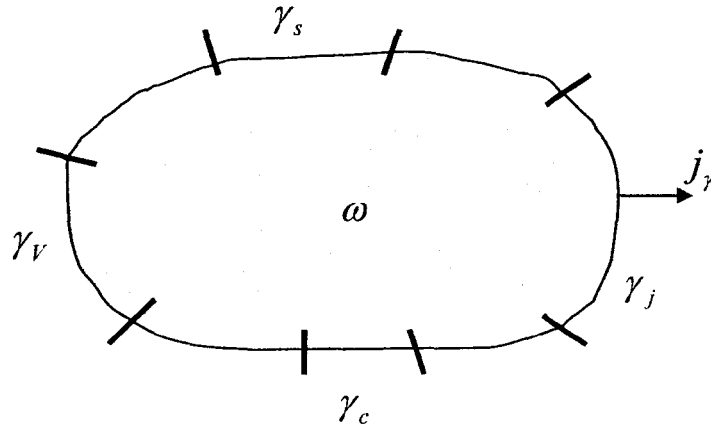


Figure 2-1 : Description du domaine électrique

La variation de la résistivité électrique (inverse de la conductibilité électrique) en fonction de la température est le seul facteur affectant l'état d'équilibre du système. La moindre variation de potentiel se traduit par une réponse instantanée du système. De plus, le système doit respecter les conditions aux limites essentielles et naturelles (figure 2-1) telles que :

$$\begin{aligned} V|_{\gamma_v} &= V_\gamma \\ G \frac{\partial V}{\partial x_i} \Big|_{\gamma_j} &= G \nabla V \cdot \vec{n} = j_\gamma \end{aligned} \quad 2-11$$

représentent respectivement un potentiel fixé sur une portion de la frontière γ_v et une densité de courant fixée sur une portion du domaine γ_j . En appliquant la méthode des résidus pondérés sur l'équation 2-10, on obtient la forme variationnelle W^E de l'équation d'équilibre électrique à l'instant t sur le domaine w telle que :

$$W^E = \int_w \partial V (\nabla \cdot (G(T) \nabla V)) dw = 0 \quad 2-12$$

Dans le but de faire apparaître les conditions aux limites telles que présentées précédemment, il importe d'effectuer une intégration par partie sur l'équation 2-12, ce qui permet d'obtenir l'expression :

$$\begin{aligned} W^E = & - \int_w (\nabla \partial V)^T (G(T) \nabla V) dw \\ & + \int_{\gamma_v} \partial V (G(T) \nabla V) \cdot \vec{n} d\gamma + \int_{\gamma_j} \partial V (G(T) \nabla V) \cdot \vec{n} d\gamma = 0 \end{aligned} \quad 2-13$$

Où \vec{n} représente le vecteur normal.

Tel que mentionné précédemment, le potentiel sur la portion γ_v étant imposé, il n'y a aucune variation sur cette frontière. En remplaçant ces valeurs dans la formulation faible, l'équation de l'équilibre électrique devient :

$$W^E = - \int_w (\nabla \partial V)^T (G(T) \nabla V) dw + \int_{\gamma_j} \partial V j_\gamma d\gamma = 0 \quad 2-14$$

L'intégrale sur la frontière γ_j contient aussi γ_s , une portion de frontière où la densité de courant est imposée ainsi que γ_c (frontière où le contact se fait) sur laquelle la continuité de courant j_c est appliquée, si deux solides sont en contact la portion. La contribution W_C^E est donc l'intégration de contour sur la frontière du contact telle que :

$$W_C^E = \int_{\gamma_c} \partial V j_c d\gamma \quad 2-15$$

Au contact de deux solides, il doit y avoir maintien de la continuité de la densité de courant normale au voisinage du point de contact. Connaissant le potentiel, il est possible de calculer la perte de puissance électrique due à la résistance de l'interface. Cette

puissance est dissipée en chaleur par effet Joule qui est représenté par une source d'énergie volumique q_v pour le problème thermique et donnée par :

$$q_v = \rho_e(T) \cdot j \cdot j = \frac{1}{\rho_e(T)} \cdot (\nabla V \cdot \nabla V) = G(T) \cdot (\nabla V \cdot \nabla V) \quad 2-16$$

où $\rho_e(T)$ est la résistivité électrique. L'apport d'énergie dans le système qui nous intéresse étant de nature électrique, la résistance des différents matériaux et interface aura pour effet de transformer une partie de cette énergie en chaleur.

2.3 Description du problème thermique

En appliquant la première loi de la thermodynamique sur un volume de contrôle (figure 2.2) défini par une surface, on obtient l'équation de la conservation d'énergie :

$$\dot{E}_{in} - \dot{E}_{out} + \dot{E}_g = \dot{E}_{st} \quad 2-17$$

où \dot{E}_{in} , \dot{E}_{out} , \dot{E}_g et \dot{E}_{st} représentent respectivement les taux d'énergie entrant, sortant, généré et emmagasiné dans le volume de contrôle. Les termes de \dot{E}_{in} et \dot{E}_{out} sont des phénomènes de surface puisqu'ils sont proportionnels à l'aire de la surface du volume de contrôle. Dans les situations communes de transfert de chaleur, ces deux termes impliquent les phénomènes physiques de conduction, convection et de radiation. Le terme génération \dot{E}_g d'énergie est associé à la conversion d'une autre forme d'énergie (électrique, chimique, électromagnétique, nucléaire, etc.) en énergie thermique. C'est un phénomène volumique qui se produit à l'intérieur du volume de contrôle et donc, proportionnel à la magnitude de celui-ci. Dans le cas qui s'applique ici, le terme du taux d'énergie généré peut être remplacé par la dissipation de l'énergie électrique par effet Joule, $q_v(T,V)$ décrit en 2-17, puisque le préchauffage de la cuve d'électrolyse sera réalisé à l'aide d'un courant électrique passant dans un lit de coke fortement résistif.

Le terme d'énergie emmagasinée est un phénomène volumétrique relié à la densité ρ et à la capacité calorifique C_p qui dépendent de la température. Il est également relié au changement d'énergie interne du système. Si le matériau n'est pas en changement de phase, l'effet de l'énergie latente est négligeable.

En deux dimensions, la figure 2.2 décrit le bilan thermique tel que :

$$\dot{E}_{cond,x} - \dot{E}_{cond,x+dx} + \dot{E}_{cond,y} - \dot{E}_{cond,y+dy} = \dot{E}_{in} - \dot{E}_{out} \quad 2-18$$

Sous forme différentielle et après passage à la limite (volume de contrôle infinitésimal), le bilan peut être réécrit sous la forme :

$$q_x dy + q_y dx - \left[q_x + \frac{\partial}{\partial x}(q_x) dx \right] dy - \left[q_y + \frac{\partial}{\partial y}(q_y) dy \right] dx = \dot{E}_{in} - \dot{E}_{out} \quad 2-19$$

et après avoir réarrangé les termes :

$$-\frac{\partial}{\partial x}(q_x) dx dy - \frac{\partial}{\partial y}(q_y) dx dy = \dot{E}_{in} - \dot{E}_{out} \quad 2-20$$

En trois dimensions, l'expression 2-20 peut s'écrire sous la forme compacte :

$$\dot{E}_{in} - \dot{E}_{out} = -\nabla \cdot \vec{q} \quad 2-21$$

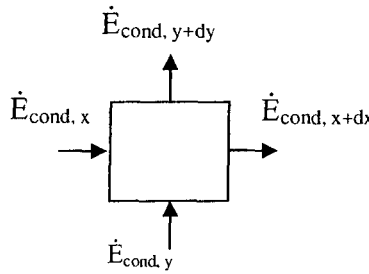


Figure 2-2 : Volume de contrôle pour le bilan thermique en conduction.

Le terme d'emmagasinement dépend de la capacité calorifique et de la densité du matériau en présence. Pour un solide, la capacité calorifique peut être approximé tel que :

$$\dot{E}_{st} = \rho C_p (T) \frac{\partial T}{\partial t} \quad 2-22$$

Considérant la loi classique de Fourier :

$$q = -k(T) \nabla T \quad 2-23$$

où $k(T)$ est la conductivité thermique, la substitution de 2-22 et 2-23 dans 2-21 s'écrit :

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(k(T) \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k(T) \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k(T) \frac{\partial T}{\partial z} \right) + q_v(T, V) = \rho C_p(T) \frac{\partial T}{\partial t} \quad 2-24$$

ou encore sous sa forme compacte :

$$\nabla \cdot (K(T) \nabla T) + q_v(T, V) = \rho C_p(T) \dot{T} \quad 2-25$$

avec $K(T)$, le tenseur des conductivités thermiques.

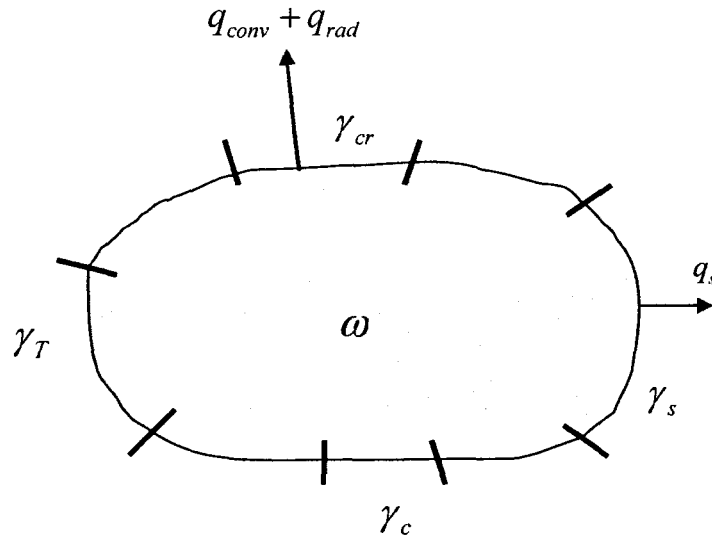


Figure 2-3 : Description du domaine thermique

L'équation 2-25 doit satisfaire respectivement les conditions aux limites essentielles et naturelles imposées respectivement sur les portions γ_T et γ_q du domaine ω (figure 2-3) tel que :

$$\begin{aligned} T|_{\gamma_T} &= T_\gamma \\ K(T) \frac{\partial T}{\partial n} \Big|_{\gamma_q} &= q \cdot \vec{n} = q_\gamma \end{aligned} \quad 2-26$$

Une condition initiale s'ajoute aux deux déjà imposées, celle associée à la température initiale. Les problèmes transitoires nécessitent la connaissance du champ de température initiale sur l'ensemble du domaine.

En appliquant la méthode des résidus pondérés sur l'équation 2-26, on obtient la forme variationnelle W^T de l'équation d'équilibre énergétique à l'instant t sur le domaine w tel que :

$$W^T = \int_w \partial T (\nabla \cdot (K(T) \nabla T) + q_v(T, V) - \rho C_p(T) \dot{T}) dw = 0 \quad 2-27$$

En intégrant par parties le premier terme de l'intégral, on obtient les termes de contour représentant les conditions aux limites naturelles du système. La forme intégrale de l'équation 2-27 s'écrit :

$$\begin{aligned} W^T = & - \int_w (\nabla \partial T)^T K(T) \nabla T dw + \int_{\gamma_T} \partial T K(T) \nabla T \cdot \vec{n} d\gamma + \int_{\gamma_q} \partial T K(T) \nabla T \cdot \vec{n} d\gamma \\ & + \int_w \partial T q_v(T, V) dw - \int_w \partial T \rho C_p(T) \dot{T} dw = 0 \end{aligned} \quad 2-28$$

En introduisant les conditions aux limites dans l'équation 2-28, l'intégrale de contour sur γ_T devient nulle puisque la variation de la température est nulle. La condition de flux peut être de différentes natures et regroupe les contributions externes de surface provenant de l'apport énergétique du milieu environnant. Il convient de séparer la frontière γ_q (frontière où les flux sont appliqués) selon la source surfacique en cause. La première de ces zones est celle où un flux q_s est imposé sur une portion γ_s de la frontière γ_q . La deuxième portion est consacrée aux échanges convectifs (q_{conv}) et/ou radiatifs (q_{ray}) avec le milieu environnant. Ces deux types de flux peuvent être assemblés afin d'avoir un flux unique (q_{cr}) sur la frontière γ_{cr} , ce qui permet d'écrire :

$$\begin{aligned} W^T = & - \int_w (\nabla \partial T)^T K(T) \nabla T dw + \int_{\gamma_s} \partial T q_s d\gamma + \int_{\gamma_{cr}} \partial T (q_{conv} + q_{ray}) d\gamma \\ & + \int_w \partial T q_v(T, V) dw - \int_w \partial T \rho C_p(T) \dot{T} dw = 0 \end{aligned} \quad 2-29$$

Les termes des flux convectifs et radiatifs sont définis respectivement par :

$$q_{conv} = h_{conv}(T)(T - T_\infty) \quad 2-30$$

et

$$q_{ray} = h_{ray}(T)(T - T_r) \quad 2-31$$

où h_{conv} est le coefficient de transfert de chaleur convectif en fonction de la température, des propriétés du matériau et du type d'écoulement. T est la température de la surface et T_∞ , la température du fluide environnant et T_r est la température de surface environnante. En plus de dépendre de la température, le coefficient de radiation h_{ray} dépend également du facteur de vue \mathfrak{F} , de l'émissivité de la surface ε ainsi que de la constante de Stephan-Boltzmann σ_{ray} . Ce coefficient est donné par l'expression :

$$h_{ray} = \mathfrak{F}\varepsilon\sigma_{ray}(T + T_r)(T^2 + T_r^2) \quad 2-32$$

Ces conditions, qui sont non linéaires, compliquent le calcul de la distribution de la température. Une expression simplifiée du coefficient de rayonnement basée uniquement sur l'échange entre les surfaces et le milieu environnant à T_∞ et un facteur de vue égale à l'unité peut être envisagé par l'équation du flux surfacique :

$$q_{ray/conv} = (h_{ray_equivalent} + h_{conv})(T - T_\infty) \quad 2-33$$

Avec

$$h_{ray_equivalent} = \frac{\varepsilon\sigma_{ray}(T^4 - T_r^4)}{(T - T_\infty)} \quad 2-34$$

Lorsqu'on considère que le solide peut entrer en contact avec un autre solide, il faut ajouter une contribution W_c^T sur une portion de contact γ_c (frontière où le contact se fait) de la surface γ telle que :

$$W_c^T = \int_{\gamma_c} \partial T q_c d\gamma \quad 2-35$$

2.4 Description du problème mécanique

L'équation d'équilibre des forces sur un solide, tel que présenté à la figure 2.4, s'effectue à partir de la première loi de Newton pour une état statique tel que $\sum \vec{F} = 0$. Considérant un élément infinitésimal défini dans le plan xy et soumis à un état de contraintes σ et à une force volumique \vec{f}_v , on obtient :

$$\left(\sum F\right)_x = 0 \quad 2-36$$

$$\begin{aligned} & \left(\sigma_x + \frac{\partial \sigma_x}{\partial x} \Delta x \right) \Delta y \Delta z + \left(\tau_{yx} + \frac{\partial \tau_{yx}}{\partial y} \Delta y \right) \Delta x \Delta z \\ & - \sigma_x \Delta y \Delta z - \tau_{yx} \Delta x \Delta z + F_x \Delta x \Delta y \Delta z = 0 \end{aligned} \quad 2-37$$

$$\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} + F_x = 0 \quad 2-38$$

$$\left(\sum F \right)_y = 0 \quad 2-39$$

$$\begin{aligned} & \left(\sigma_y + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} \Delta y \right) \Delta x \Delta z + \left(\tau_{xy} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} \Delta x \right) \Delta y \Delta z \\ & - \sigma_y \Delta x \Delta z - \tau_{xy} \Delta y \Delta z + F_y \Delta x \Delta y \Delta z = 0 \end{aligned} \quad 2-40$$

Avec :

$$\tau_{xy} = \tau_{yx} \quad 2-41$$

On obtient :

$$\frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + F_y = 0 \quad 2-42$$

En trois dimensions, ces équations deviennent :

$$\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yx}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{xz}}{\partial z} + F_x = 0 \quad 2-43$$

$$\frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{zy}}{\partial z} + F_y = 0 \quad 2-44$$

$$\frac{\partial \tau_{xz}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} + F_z = 0 \quad 2-45$$

Sous forme compacte, les équations 2-43, 2-44 et 2-45 s'écrivent :

$$\nabla \cdot \vec{\sigma} + \vec{f}_v = 0 \quad 2-46$$

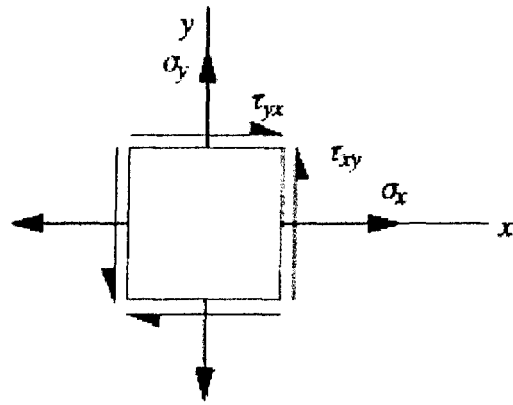


Figure 2-4 : Éléments de contraintes 2D.

Dans un contexte de préchauffage de cuve d'électrolyse, plusieurs mécanismes de déformations prennent place. Dans cette optique, la loi de Hooke doit être exploitée telle que :

$$\sigma(T) = H(T)(\tilde{\varepsilon}_{total} - \tilde{\varepsilon}) \quad 2-47$$

où $H(T)$ est le tenseur élastique du matériau, $\tilde{\varepsilon}_{total}$, le vecteur des déformations totales et $\tilde{\varepsilon}$, le vecteur de la somme de toutes les autres déformations qui ne sont pas d'origine élastique c'est-à-dire qu'elles peuvent être de nature plastiques, thermiques et chimiques .

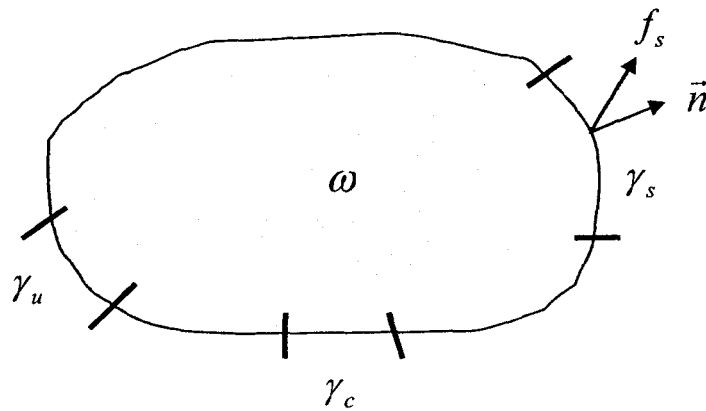


Figure 2-5 : Description du domaine mécanique

Le système doit répondre aux conditions aux limites essentielles et naturelles :

$$\begin{aligned}\bar{u}|_{\gamma_u} &= \bar{u}_\gamma \\ \bar{\sigma} \cdot \bar{n}|_{\gamma_f} &= \bar{f}_\gamma\end{aligned}\tag{2-48}$$

représentant respectivement un déplacement imposé sur γ_u du domaine w (figure 2-5) et une contrainte imposée sur γ_f du même domaine.

En appliquant la méthode des résidus pondérés sur le résidu de l'équation 2-46, on obtient la forme variationnelle de l'équation d'équilibre statique en tout point sur le domaine w tel que :

$$W^M = \int_w \partial u^T (\nabla \cdot \bar{\sigma} + \bar{f}_v) dw = 0\tag{2-49}$$

En intégrant par parties le premier terme de l'équation 2.49, on obtient :

$$\begin{aligned}W^M &= \int_w \partial \varepsilon^T \bar{\sigma} dw - \int_{\gamma_u} \partial u^T \bar{\sigma} \cdot \bar{n} ds \\ &\quad - \int_{\gamma_f} \partial u^T \bar{\sigma} \cdot \bar{n} d\gamma - \int_w \partial u^T \bar{f}_v dw = 0\end{aligned}\tag{2-50}$$

où $\partial \varepsilon$ représentant le tenseur des déformations virtuelles (équations de compatibilité géométrique) sous forme vectorielle dans lesquelles ∂u , ∂v et ∂w sont les composantes du vecteur des déplacements virtuels $\partial \bar{u}$. Les équations de compatibilité géométrique servent à faire le lien entre les déformations et les déplacements telles que :

$$\partial \varepsilon = \left\langle \partial u_{,x} \quad \partial v_{,y} \quad \partial w_{,z} \quad \partial u_{,y} + \partial v_{,x} \quad \partial w_{,y} + \partial v_{,z} \quad \partial u_{,z} + \partial w_{,x} \right\rangle^T\tag{2-51}$$

En appliquant les conditions aux limites naturelles et essentielles décrites en 2-48, l'équation 2-50 devient :

$$W^M = \int_w \partial \varepsilon^T \bar{\sigma} dw - \int_{\gamma_u} \partial u^T \bar{f}_\gamma d\gamma - \int_w \partial u^T \bar{f}_v dw = 0\tag{2-52}$$

En séparant les termes de contribution internes et externes on peut récrire 2-52 sous la forme :

$$W^M = W_{\text{int}}^M - W_{\text{ext}}^M \quad 2-53$$

où :

$$W_{\text{int}}^M = \int_w \partial \varepsilon^T \vec{\sigma} dw \quad 2-54$$

et

$$W_{\text{ext}}^M = \int_{\gamma_u} \partial u^T \vec{f}_\gamma d\gamma + \int_w \partial u^T \vec{f}_v dw \quad 2-55$$

Une sollicitation f_γ regroupe donc les efforts extérieurs appliqués sur la portion γ_f de la frontière du domaine w . Une sollicitation imposée f_s s'applique sur une portion de frontière γ_s . D'autre part, lorsqu'un contact s'établit entre deux solides, une contribution additionnelle doit être prise en compte. La contribution de contact s'applique sur une portion γ_c (frontière où le contact se fait) de la frontière et elle s'ajoute à la contribution externe du système telle que :

$$W_c^M = \int_{\gamma_c} \partial u^T \vec{f}_c d\gamma \quad 2-56$$

2.5 Couplage des équations d'équilibre

Tel que vu précédemment, la cuve d'électrolyse présente plusieurs phénomènes lors de son préchauffage. La chaleur produite dans le lit de coke par effet Joule aura des impacts thermiques, électriques et mécaniques sur toutes les composantes de la cuve. Ces couplages sont montrés sur la figure 2-6. L'équilibre entre la partie électrique et thermique du modèle permet de calculer les nouvelles propriétés électriques et thermiques des matériaux et d'évaluer la nouvelle résistance de contact si elle est en fonction de la température. Quant à l'aspect mécanique du problème, il est principalement influencé par la partie thermique via la déformation thermique des matériaux et l'évolution des propriétés mécaniques des matériaux. Les propriétés de

contact en fonction de la pression et de la température seront alors recalculées et auront une incidence sur les aspects électriques et thermiques du problème.

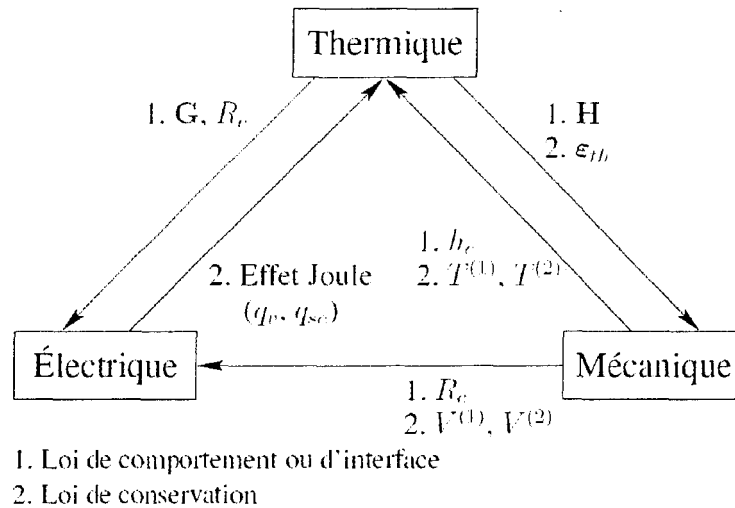


Figure 2-6 : Schéma des couplages (tirée de [9]).

2.6 Stratégie de résolution

Le problème à résoudre est donc un problème transitoire fortement non linéaire. La stratégie de résolution retenue consiste à résoudre les systèmes thermoélectriques et mécaniques de façon séquentielle sur la base d'un pas de temps. Chaque sous-problème nécessite une résolution non linéaire. Une fois le problème thermoélectrique convergé à conditions mécaniques fixes, le problème mécanique est résolu à conditions thermoélectriques fixes. La convergence globale sur le pas de temps est obtenue lorsque les corrections respectives à chaque sous-problème deviennent inférieures à une tolérance proposée.

Chapitre 3

CONSTRUCTION DU MODÈLE DISCRET

3.1 Généralités

Le modèle discret utilisé dans le cadre de cette l'étude est basé la technologie de cuve P155 utilisée par RTA à l'usine Grande-Baie au Saguenay. Cette cuve comporte, entre autres, 24 anodes et 16 blocs cathodiques et consomme un courant électrique continu de l'ordre de 185 000 ampères. Ce chapitre présente l'ensemble des hypothèses de base ainsi que les différentes étapes nécessaires à l'élaboration d'un modèle quart de cuve. Les plans à la base de ce modèle sont disponibles en annexe A.

3.2 Hypothèses de base

Pour la construction du modèle de cuve, des hypothèses de base ont été émises. Dans cette section, les principales hypothèses qui ont influencés l'élaboration du modèle discrétisé sont les suivantes :

Hypothèse 1

La symétrie sur la largeur de la cuve et celle sur la longueur ont été exploitées. Avec cette hypothèse, l'étude d'une cuve d'électrolyse devient l'étude d'un quart de cuve d'électrolyse. Cependant cette hypothèse ne permet plus de simuler une distribution de courant inégale sur l'ensemble des anodes de la cuve d'électrolyse. Dans le modèle quart

de cuve si une anode tire plus de courant que les autres cela voudra dire que, pour la cuve complète, quatre anodes tireront plus de courant que les autres.

Hypothèse 2

Comme deuxième hypothèse, les matériaux isolants sous les cathodes (entre le caisson et les cathodes, figure 3-1) et ceux entre le gros joint de pâte et le caisson ont été remplacés par des conditions thermomécaniques pour tenir compte du transfert thermique et des efforts mécaniques équivalents entre les composantes du modèle. Cette hypothèse permet de réduire considérablement le nombre d'interfaces de contact ainsi que le nombre de degré de liberté du problème à résoudre. Les valeurs de conductances thermiques et de rigidité équivalente sont calculées en considérant les propriétés thermiques et mécaniques des matériaux substitués. Cependant, les résistances de contact de l'assemblage de matériaux substitué ainsi que la capacité calorifique et le poids propre de ces matériaux n'ont pas été considérés.

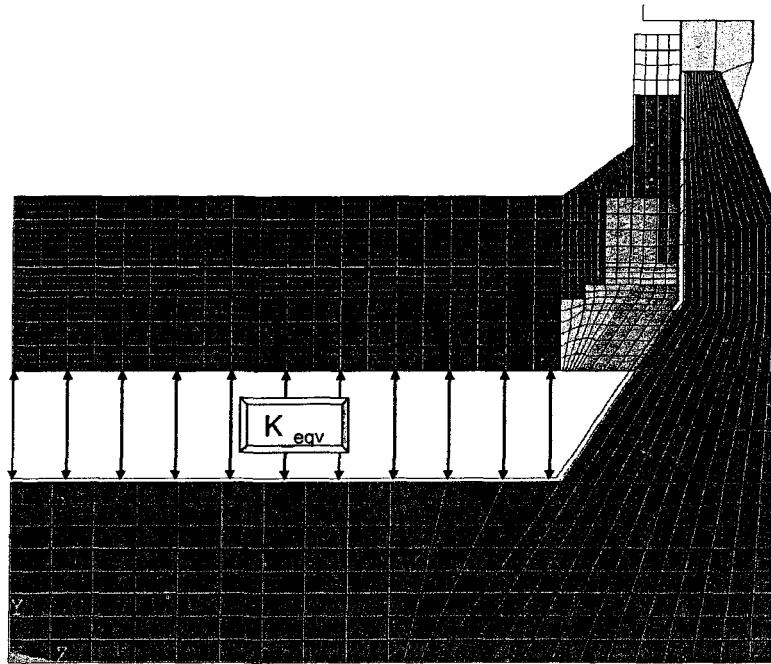


Figure 3-1 : Matériaux sous la cathode remplacés par une conductance thermique et une rigidité équivalente

Hypothèse 3

Les matériaux au piédestal sont regroupés en trois blocs distincts. Tel que montré à la figure 3-2, les trois blocs sont séparés par deux interfaces de contact mais chacun des blocs est constitué de matériaux considérés monolithiques. Cette hypothèse permet un certain réalisme du comportement général des matériaux du piédestal tout en limitant le nombre d'interfaces de contact. Cependant, cette hypothèse aura un effet rigidifiant sur la structure de la cuve. Normalement, les matériaux sont empilés les uns sur les autres et permettent un certain déplacement les uns par rapport aux autres. Le modèle ne tient donc pas parfaitement compte de cet effet.

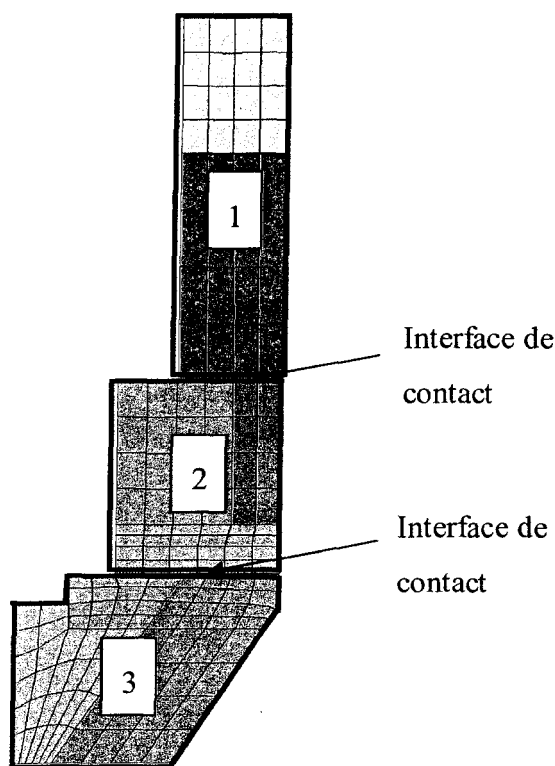


Figure 3-2 : Agencement des matériaux au piédestal en trois blocs avec 2 interfaces de contact.

Hypothèse 4

Le béton localisé autour des barres collectrices a été remplacé par des blocs de silice. Dans la réalité, le béton est coulé dans les endroits complexes tels le coin ainsi qu'entre les barres collectrices et les matériaux au piédestal. La géométrie complexe du caisson,

surtout dans le coin, complexifie considérablement l'utilisation du béton. Cependant, considérant la similitude des propriétés thermiques entre le béton et les blocs de silice ainsi que la faible intensité des forces en jeu avant le mûrissement du béton nous rassurent sur la validité de cette hypothèse.

Hypothèse 5

Les matériaux réfractaires et isolants du bout de la cuve et au coin n'ont pas été pris en compte directement dans le modèle. Toujours pour des raisons de réduction de nombre d'interfaces de contact et de degré de liberté, ils ont été remplacés par une résistance thermique équivalente ainsi qu'une rigidité équivalente. Les valeurs utilisées proviennent des propriétés thermiques et mécaniques des matériaux du bout et du coin de la cuve.

3.3 Description des composantes

La cuve est constituée de différentes composantes. Chacune d'elle joue un rôle essentiel dans le respect de l'équilibre thermo-électro-mécanique de la cuve d'électrolyse. Pour faciliter la présentation et la compréhension des composantes, elles seront présentées en regard des phénomènes physiques qui y sont associés. De plus, cette section présente les interfaces de contact utilisées dans la construction du modèle. Les différents groupes sont :

- Thermo-électro-mécanique (TEM)
- Thermo-chimio-mécanique (TCM)
- Thermo-mécanique (TM)
- Thermo-électrique (TE)

Les différents types d'interfaces de contact sont :

- Contact thermo-électro-mécanique (Contact TEM)
- Contact thermo-mécanique (Contact TM)

- Contact thermo-électrique (Contact TE)
- Contact thermique (Contact T)
- Contact mécanique (Contact M)

Toutes les propriétés des matériaux et de contact utilisés sont disponibles dans les annexes B et C.

3.3.1 Groupe TEM

Les huit cathodes, les huit joints de fonte et les huit barres collectrices sont les composantes qui sont résolus en régime thermo-électro-mécanique. Ce groupe est montré à la figure 3-3.

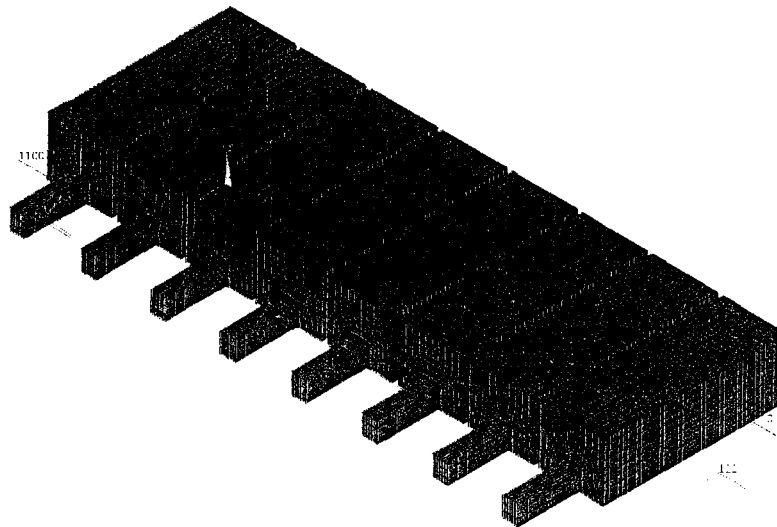


Figure 3-3 : Panneau cathodique comprenant huit cathodes, huit joints de fonte et huit barres collectrices.

Les propriétés du matériau utilisé pour les cathodes sont les propriétés TEM du carbone trouvées par D'amours [21]. La fonte est considérée élastique. Ses propriétés TEM ont été déterminées par Richard [6] tout comme pour l'acier des barres collectrices.

3.3.2 Groupe TCM

Les petits joints, le coin de pâte monolithique et le gros joint sont les éléments utilisant une loi de comportement thermo-chimio-mécanique. Il est à noter que l'aspect chimique n'est pas associé à une cinétique de réaction mais plutôt au degré de cuisson de la pâte. Normalement l'évolution de cuisson d'un matériau est généralement fournie par une cinétique de réaction mais ici pour éliminer certaines difficultés D'Amour [21] a proposé de suivre la variable interne du degré de cuisson pour déterminer la cuisson de la pâte. Le degré de cuisson de la pâte est défini par le rapport entre la limite de résistance en compression de la pâte à une température x et la limite de résistance en compression de la pâte lorsqu'elle est complètement cuite. Cette loi d'évolution est basée sur des observations expérimentales. Ce groupe est montré à la figure 3-4.

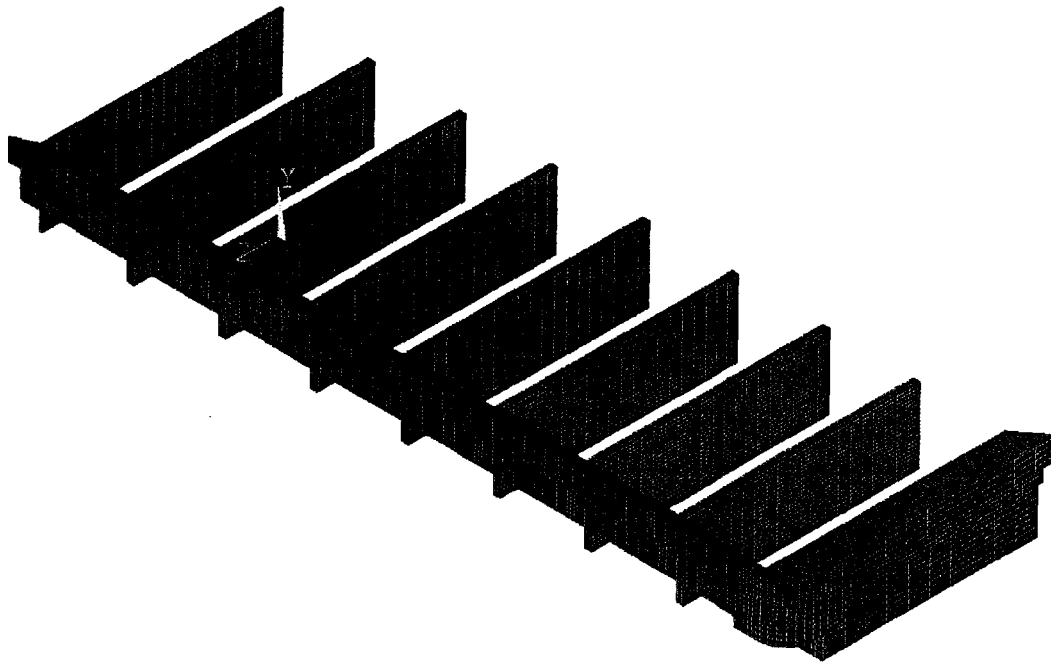


Figure 3-4 : Petits joints, coin et gros joint de pâte monolithique.

Les propriétés de la pâte monolithique utilisée dans la conception du modèle sont celles obtenus par D'Amours [3] qui suit une loi de comportement thermo-élasto-chimique.

Avec cette loi constitutive, le module de Young de la pâte évolue en fonction de l'indice de cuisson de la pâte. Les propriétés des matériaux sont disponibles en annexe B.

3.3.3 Groupe TM

Les composantes TM du modèle quart de cuve sont les 8 blocs d'anthracite qui sont installés derrière les barres collectrices et les matériaux du piédestal (figure 3-5 et 3-6).

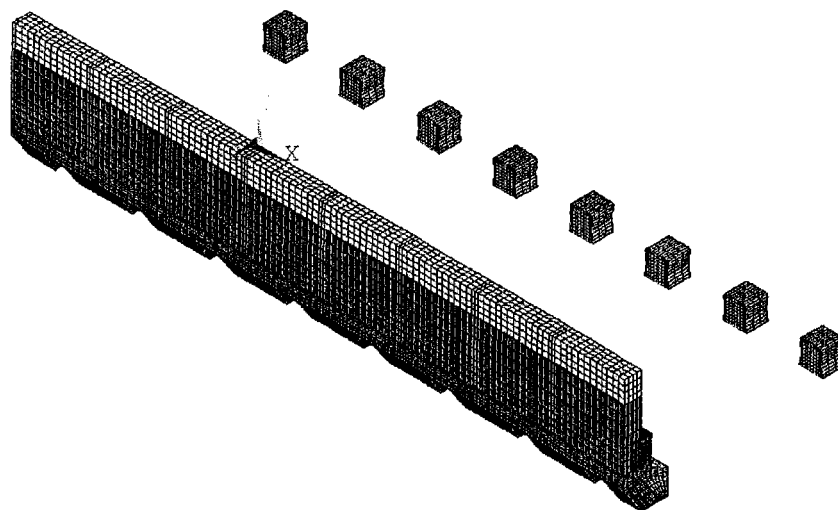


Figure 3-5 : Matériaux au piédestal et 8 blocs d'anthracite.

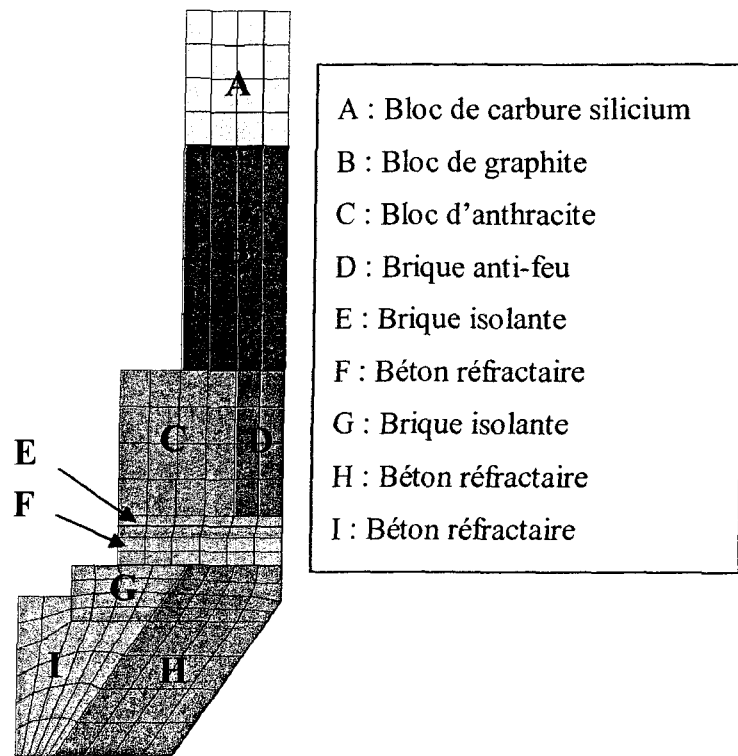


Figure 3-6 : Matériaux au piédestal.

Les propriétés du matériau utilisé pour caractériser le graphite et de l'anthracite ont été identifiés par D'Amours [21]. Le comportement de ces matériaux suit une loi de comportement thermo-élastique. La brique anti-feu, la brique isolante, le bloc de carbure de silice ainsi que le béton utilisent les propriétés identifiées par Richard [6].

De plus, le caisson et les huit berceaux, tels que montrés à la figure 3-7, utilisent une loi de comportement thermo-élastique.

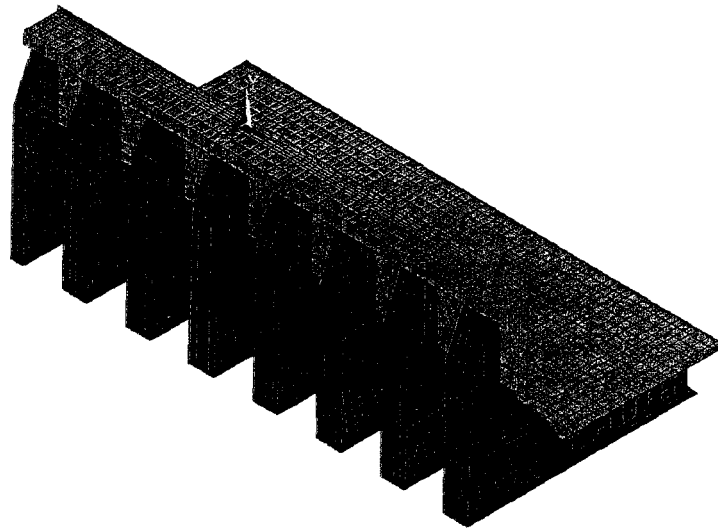


Figure 3-7 : Caisson et berceaux.

Les propriétés des matériaux utilisés pour le caisson et les berceaux sont respectivement celles de l'acier, telles que proposées par Richard [6].

3.3.4 Groupe TE

Les composantes thermoélectriques sont le groupe d'anodes, les flexibles à la sortie des barres collectrices ainsi que les barres omnibus. (figure 3-8)

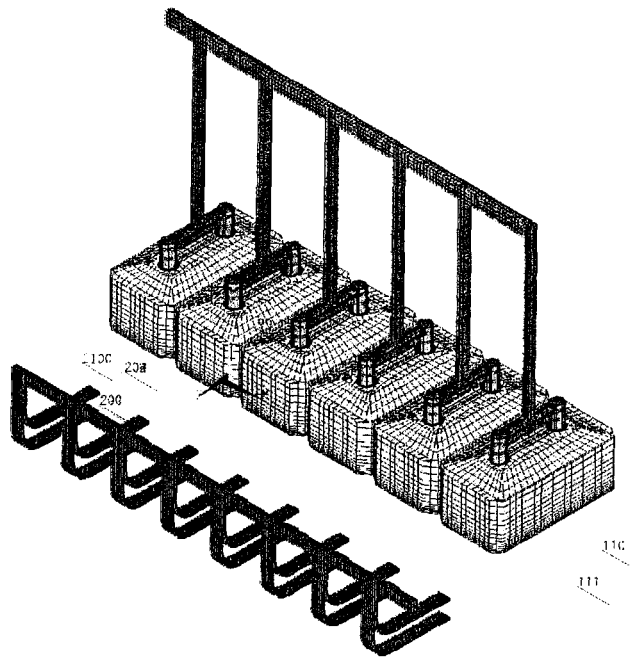


Figure 3-8 : Groupe d'anodes et flexibles.

Les matériaux utilisés pour l'ensemble des anodes sont tels que décrits dans le document présenté par Richard [15]. Les propriétés des matériaux sont disponibles en annexe B.

3.3.5 Groupe mécanique

Pour aider à la stabilité des matériaux au piédestal et au support des cathodes, un artifice a été utilisé tel que montré à la figure 3-9. Cet artifice consiste à assurer le maintien des matériaux au piédestal et les cathodes par le biais d'un support mécanique artificiel. En réalité, ces matériaux sont soutenus par des briques sous la cathode et, étant donné que les briques n'ont pas été modélisées, le support mécanique était nécessaire à la stabilité du modèle. Un module de Young représentatif de la rigidité des matériaux substitués a été utilisé.

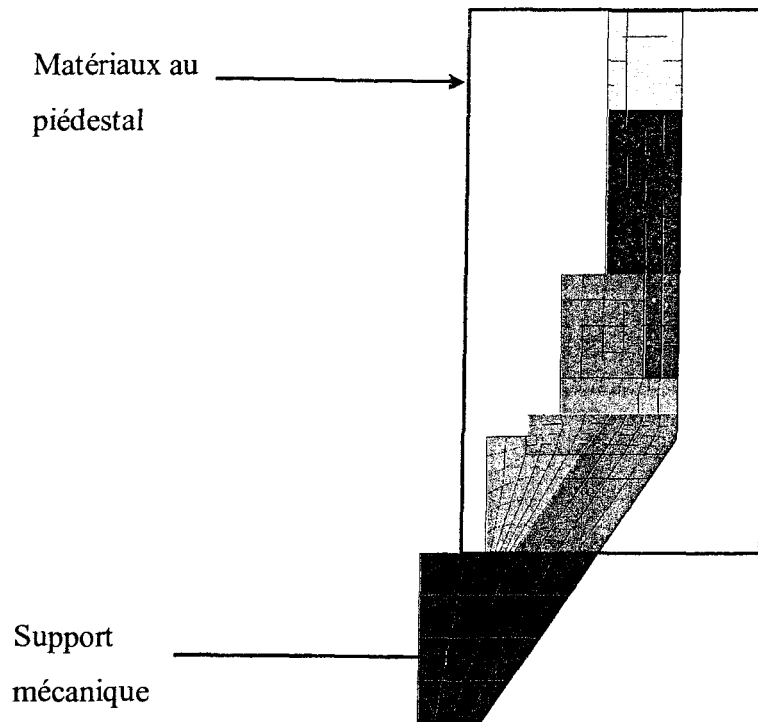


Figure 3-9 : Matériaux au piédestal et support mécanique

3.3.6 Interfaces TEM

Des interfaces de contact TEM ont été utilisés entre le carbone des blocs cathodiques et la fonte de scellement comme le montre la figure 3-10. Les propriétés de contact entre ces deux surfaces sont les mêmes que celles que Richard [18] a utilisées dans son approche de modélisation d'une tranche de cuve P-155. La connexion entre l'acier des barres collectrices et la fonte est considérée comme parfaite.

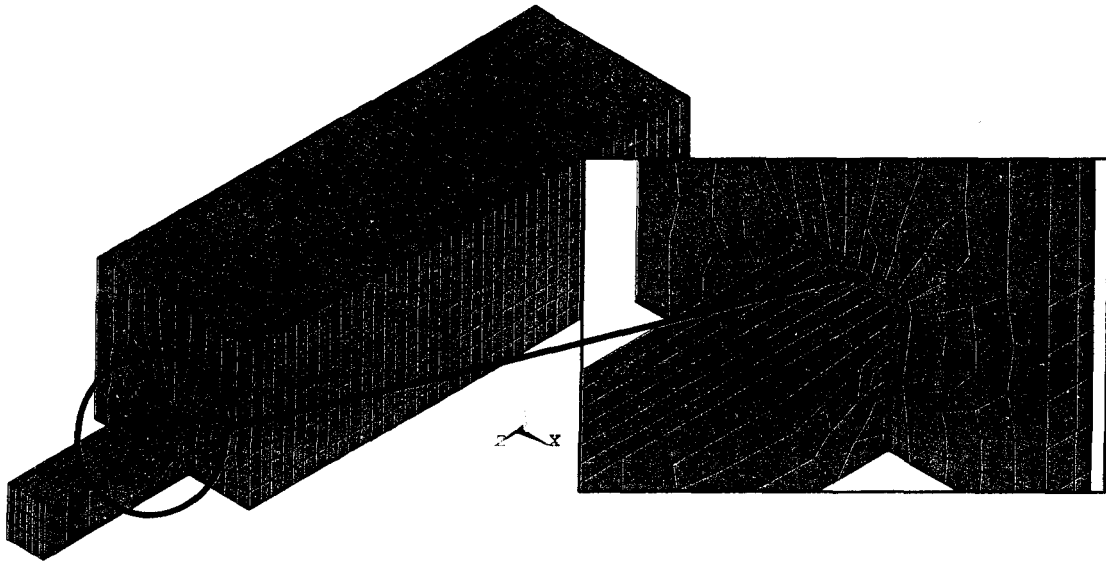


Figure 3-10 : Interface fonte-carbone sur un bloc cathodique.

3.3.7 Interfaces TM

Les interfaces de contact TM sont le type d'interfaces le plus utilisé dans le modèle comme le montre les figures 3-11 et 3-12. Elles se retrouvent principalement :

- Entre le caisson et les berceaux;
- Entre les petits joints et les blocs de carbone;
- Entre le gros joint et les blocs de carbone;
- Entre le gros joint et les matériaux au piédestal;
- Entre les matériaux au piédestal et le caisson;
- Entre le dessous des barres collectrices et le fond du caisson;
- Entre la pâte et les matériaux du piédestal.

Les propriétés de contact thermique de ces interfaces sont présentées à la figure 3-13 ainsi que dans le tableau de l'annexe C. Pour ce qui est des propriétés mécaniques, elles ont une pénalisation de contact normale de $5 \times 10^9 \text{ N/m}^3$ pour les interfaces en contact avec

la pâte et de $1 \times 10^{10} \text{ N/m}^3$ pour toutes les autres. Ces valeurs seront justifiées à la section 4.2.1 du mémoire. Le contact entre les berceaux et le caisson tient compte d'espace initial à certains endroits pour s'assurer que le modèle représente des conditions réalistes.

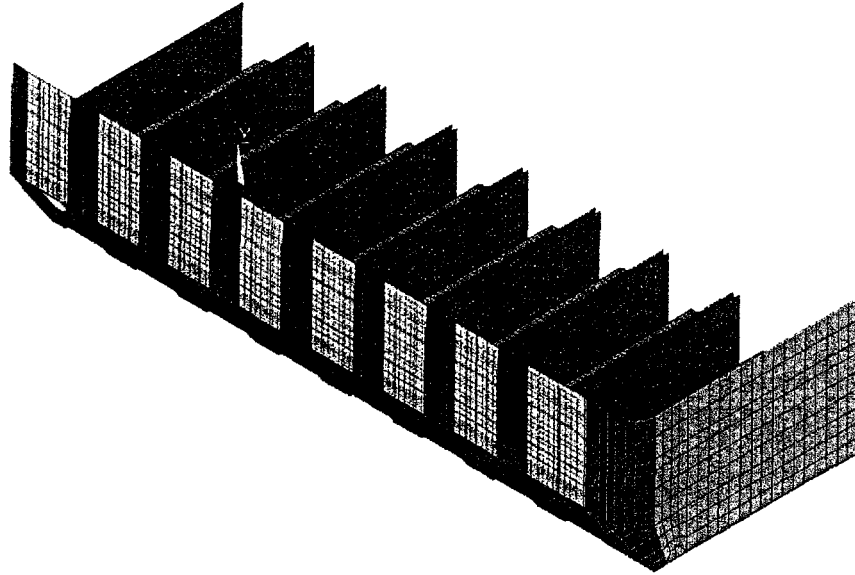


Figure 3-11 : Interface de contact TM vue de l'extérieur du modèle quart de cuve

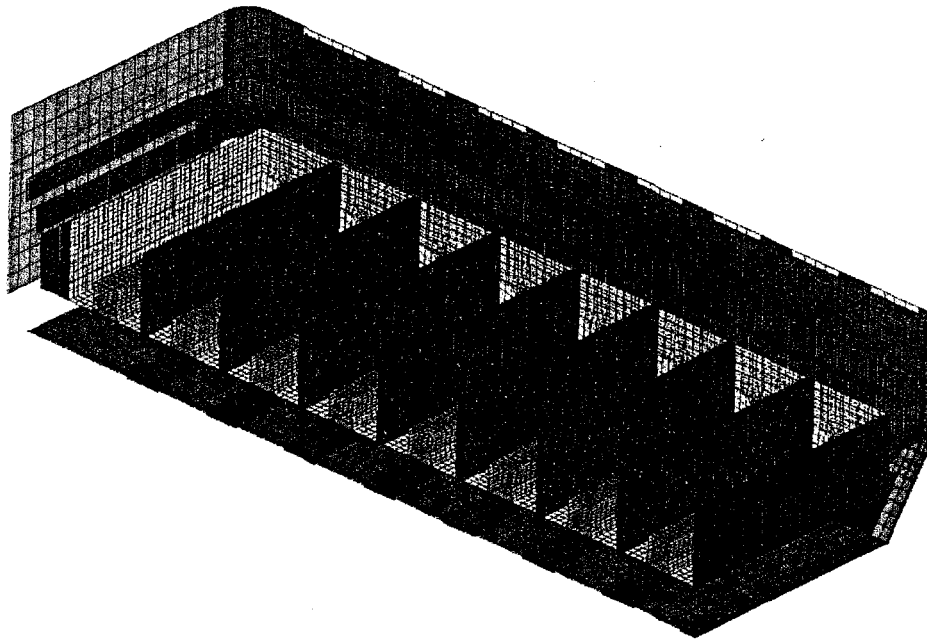


Figure 3-12 : Interface de contact TM vue de l'intérieur du modèle quart de cuve

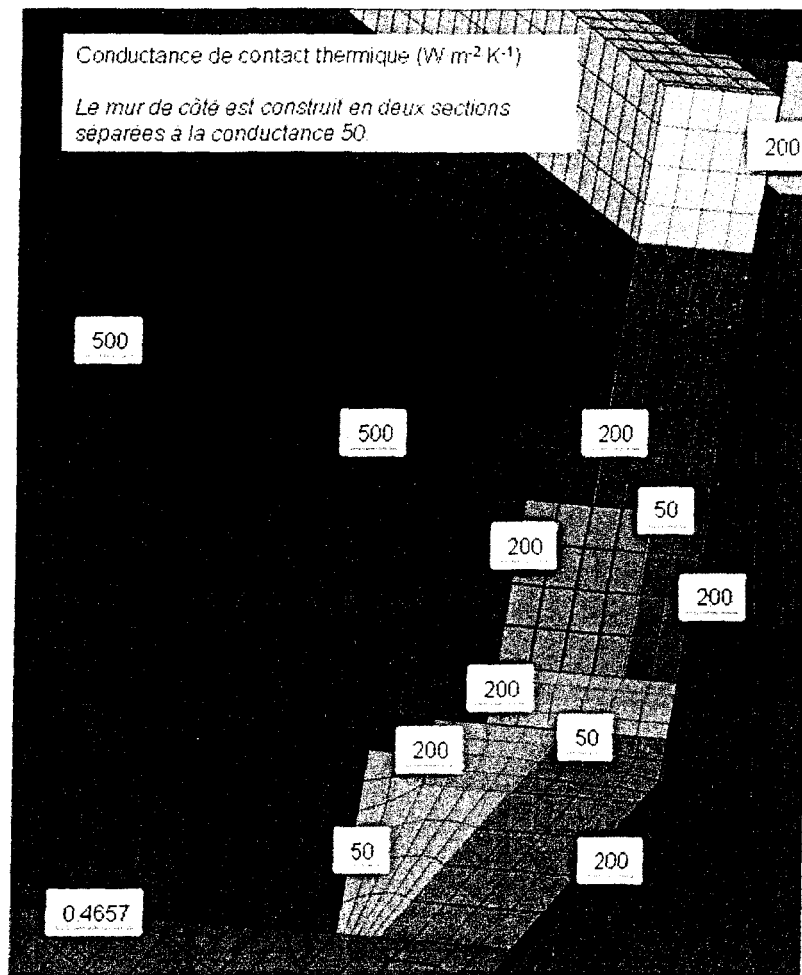


Figure 3-13 : Propriétés thermiques des interfaces de contact TM dans le modèle quart de cuve

3.3.8 Interfaces TE

Le type d'interface thermoélectrique est utilisé pour simuler la résistance du lit de coke situé entre les anodes et les cathodes. C'est principalement de par ces interfaces, telles que montrées à la figure 3-14, que le modèle évoluera en température par effet Joule. Les propriétés de contact utilisées pour caractériser le lit de coke sont celles développées par Laberge [13] et sont représentées graphiquement sur les figures 3-14 et 3-15. Il est à noter que la loi proposée par Laberge n'est valide que pour l'intervalle de température

350-750°C. Puisque le préchauffage d'une cuve suppose des températures entre 20 et 700°C à la surface cathodique, des ajustements ont été effectués de façon à obtenir des valeurs expérimentales similaires à celles obtenues par Laberge pour une température inférieure à 350°C. Au-delà de 750°C, il s'agit d'une prolongation de la tendance de la courbe.

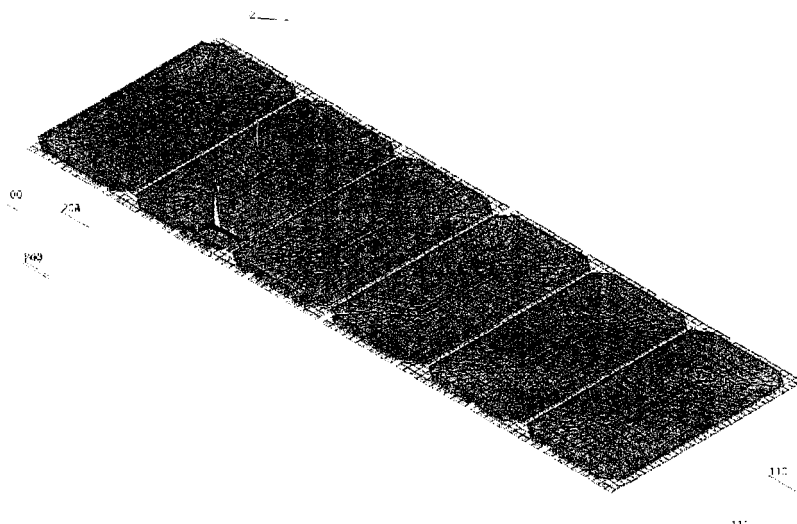


Figure 3-14 : Interfaces de contact TE entre les anodes et les cathode simulant les propriétés du lit de coke

3.3.9 Interfaces thermique

Des interfaces thermiques ont été utilisées pour simuler le transfert de chaleur entre les petits joints de pâte et les anodes. On rappelle ici que la pâte n'est pas un bon conducteur électrique avant sa cuisson. Ces interfaces, telles que montrées à la figure 3-15, possèdent les propriétés thermiques du lit de coke caractérisées par Laberge [13].

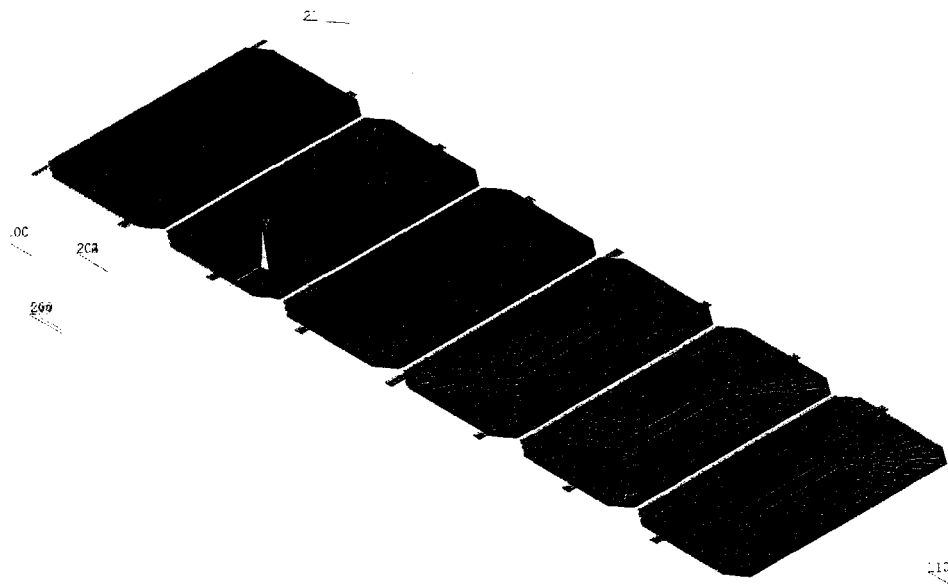


Figure 3-15 : Interfaces de contact thermique entre les petits joints et les anodes simulant les propriétés du lit de coke.

3.3.10 Interfaces mécaniques

Les interfaces mécaniques sont présentes entre le support mécanique et le caisson, entre le support mécanique et les matériaux du piédestal et entre le support mécanique et les cathodes. Cette façon de faire rend le modèle plus stable sans pour cela rigidifier le caisson. Des interfaces de contact mécanique de type relations linéaires, pour limiter les déplacements relatifs, servent de fondation élastique pour supporter verticalement les matériaux sur le côté des blocs cathodiques. Une relation linéaire est une contrainte imposée entre deux nœuds comme par exemple un déplacement nul. De plus, les relations linéaires sont utilisées pour supporter le support mécanique sur le fond du caisson. On notera également la présence de contact mécanique entre le support mécanique et la partie inclinée du fond de caisson et ce, afin de ne pas rigidifier faussement la jonction entre le support mécanique et le caisson. Pour simuler la présence de la poutre qui soutient la cuve dans son site d'installation, un appui avec contact rigide est également utilisé exactement au même endroit. De cette manière, les berceaux sont déposés sur cette poutre de béton virtuel et permet de représenter adéquatement les conditions d'appui de ces derniers. Les interfaces de contact mécanique sont montrées à la figure 3-16. Les

propriétés mécaniques de ces interfaces ont un coefficient de pénalisation normale de $1 \times 10^{10} \text{ N/m}^3$ et tangentielle de $1 \times 10^7 \text{ N/m}^3$.

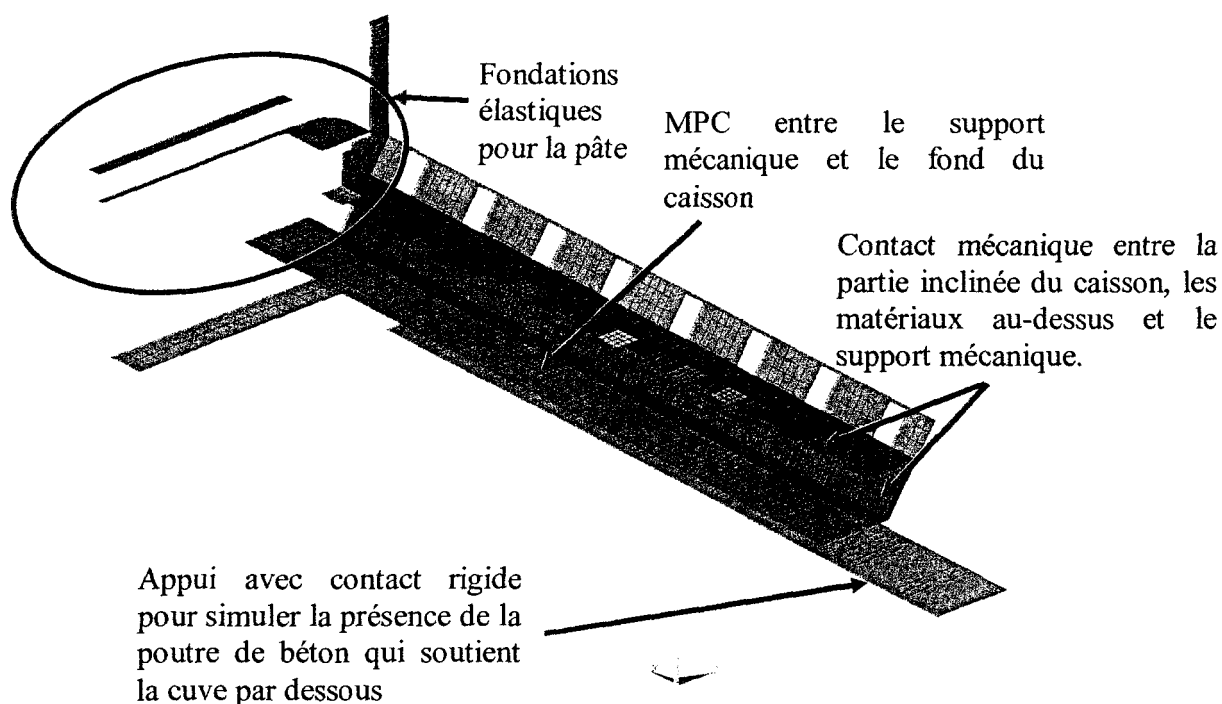


Figure 3-16 Interfaces de contact mécanique.

3.4 Définition des conditions aux limites

Des conditions aux limites thermiques, électriques et mécaniques basées sur des conditions d'opération courantes, ont été imposées sur le modèle.

3.4.1 Convection naturelle et/ou de rayonnement sur le caisson

Le tableau 3-1 indique les valeurs nécessaires pour les pertes thermiques par convection et rayonnement sur certaines sections du caisson. Les longueurs caractéristiques employées sont celle de plaques verticales et horizontales. Ces longueurs caractéristiques

sont utilisées pour calculer le nombre de Nusselt qui sert à évaluer le coefficient de convection naturelle.

Tableau 3-1 : Propriétés de convection sur le caisson

Endroit	Description	Température ambiante (°C)	Température de rayonnement (°C)	Émissivité de surface	Longueur caractéristique (m)
1*	Paroi verticale du caisson	40	300	0,85	1,14
2*	Fond du caisson	30	25	0,85	1,05
3*	Bout du caisson	30	25	0,85	1,14
4*	Ailettes sur le côté du caisson	40	NA	NA	NA
5*	Plat-bord du caisson	40	NA	NA	NA
6*	Petite patte du caisson	40	NA	NA	NA
7*	Ailettes sur le bout du caisson	40	NA	NA	NA

*Fait référence à la figure 3-17 du document intégral [29]

Il est à noter que sur tout ce qui est de type ailette sur le caisson, des conditions de convections équivalentes ont été utilisées. Donc, sur les points 4, 5, 6 et 7 du caisson, seulement une valeur corrélée de coefficient de convection tenant compte à la fois de la convection naturelle ainsi que du rayonnement a été appliquée. Cette façon de faire a comme but de faciliter la mise au point du modèle. La figure 3-17 montre la valeur du coefficient de convection équivalent utilisé dans ce cas.

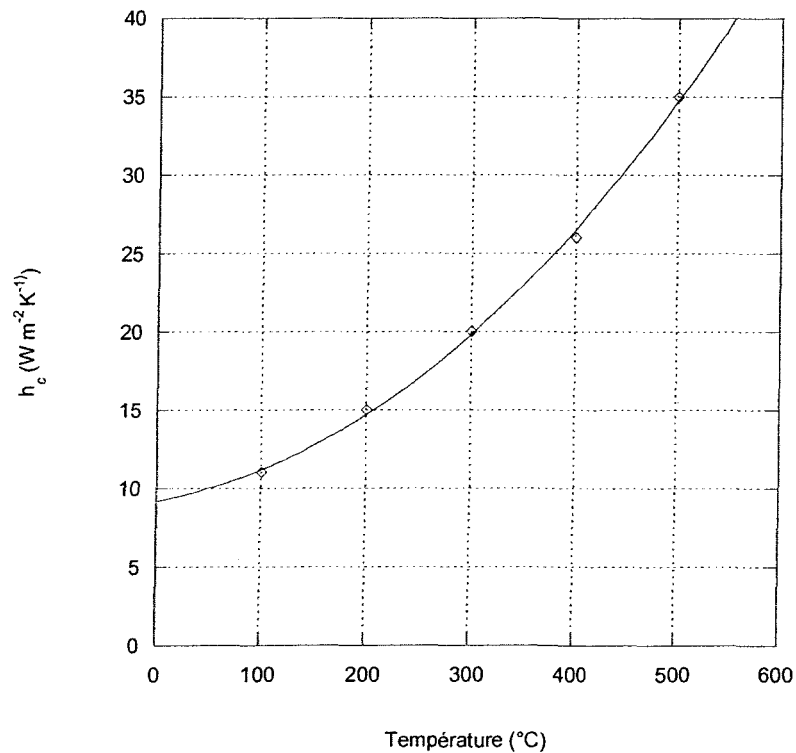


Figure 3-17 Coefficient de transfert combinant convection naturelle et rayonnement pour le caisson

3.4.2 Convection naturelle et de rayonnement sur les berceaux

La figure 3-18 montre les zones où sont appliquées les conditions aux limites de convection et/ou de rayonnement sur les berceaux. Le tableau 3-2 montre les valeurs employées pour évaluer les pertes en convection/rayonnement sur les berceaux.

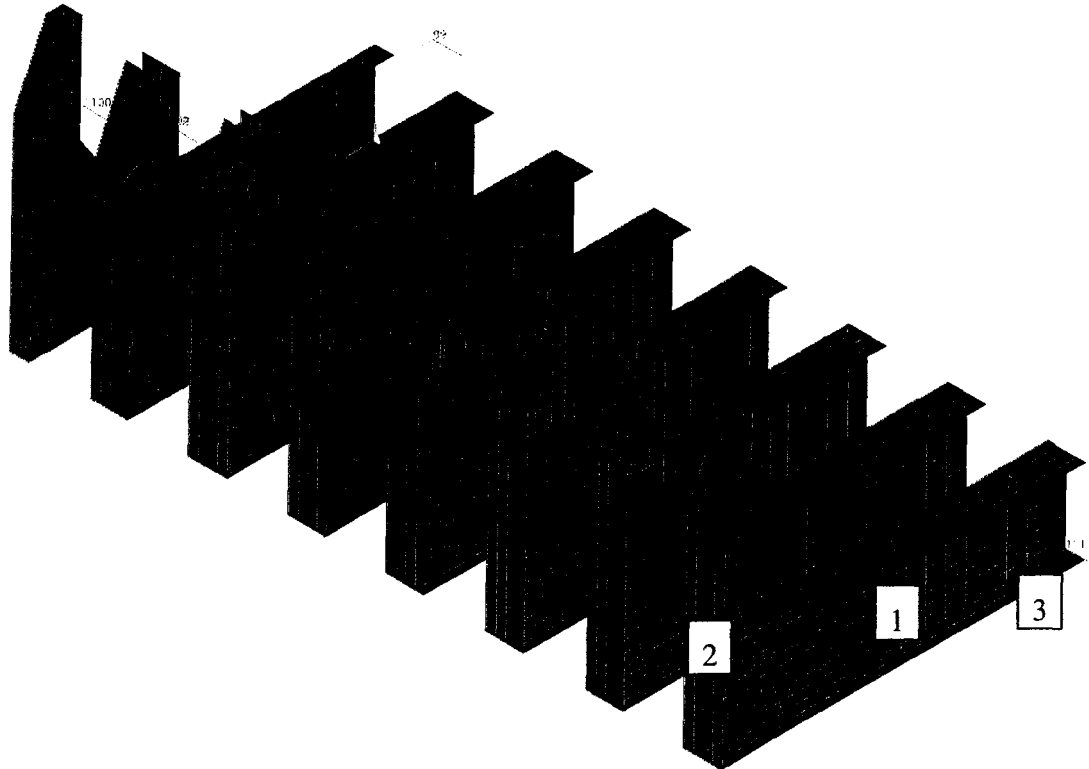


Figure 3-18 Convection naturelle et rayonnement sur les berceaux.

Tableau 3-2 : Propriétés de convection sur les berceaux

Endroit	Description	Température ambiante (°C)	Température de rayonnement (°C)	Émissivité de surface	Longueur caractéristique (m)
1	Âme de berceau	77	25	0.85	0.46 et 1.02
2	Semelle verticale du berceau	37	25	0.85	0.46
3	Semelle horizontale du berceau	37	25	0.85	0.10

3.4.3 Convection naturelle sur les anodes

La figure 3-19 montre les zones où sont appliquées les conditions aux limites de convection et/ou de rayonnement sur les anodes. La présence de laine sur le dessus des

anodes ainsi que de bain concassé entre les anodes et le mur de côté de la cuve ont été pris en compte en appliquant des conditions de convections équivalentes appropriées. Ces valeurs de convections ont été fournies par l'équipe de modélisation de RTA.

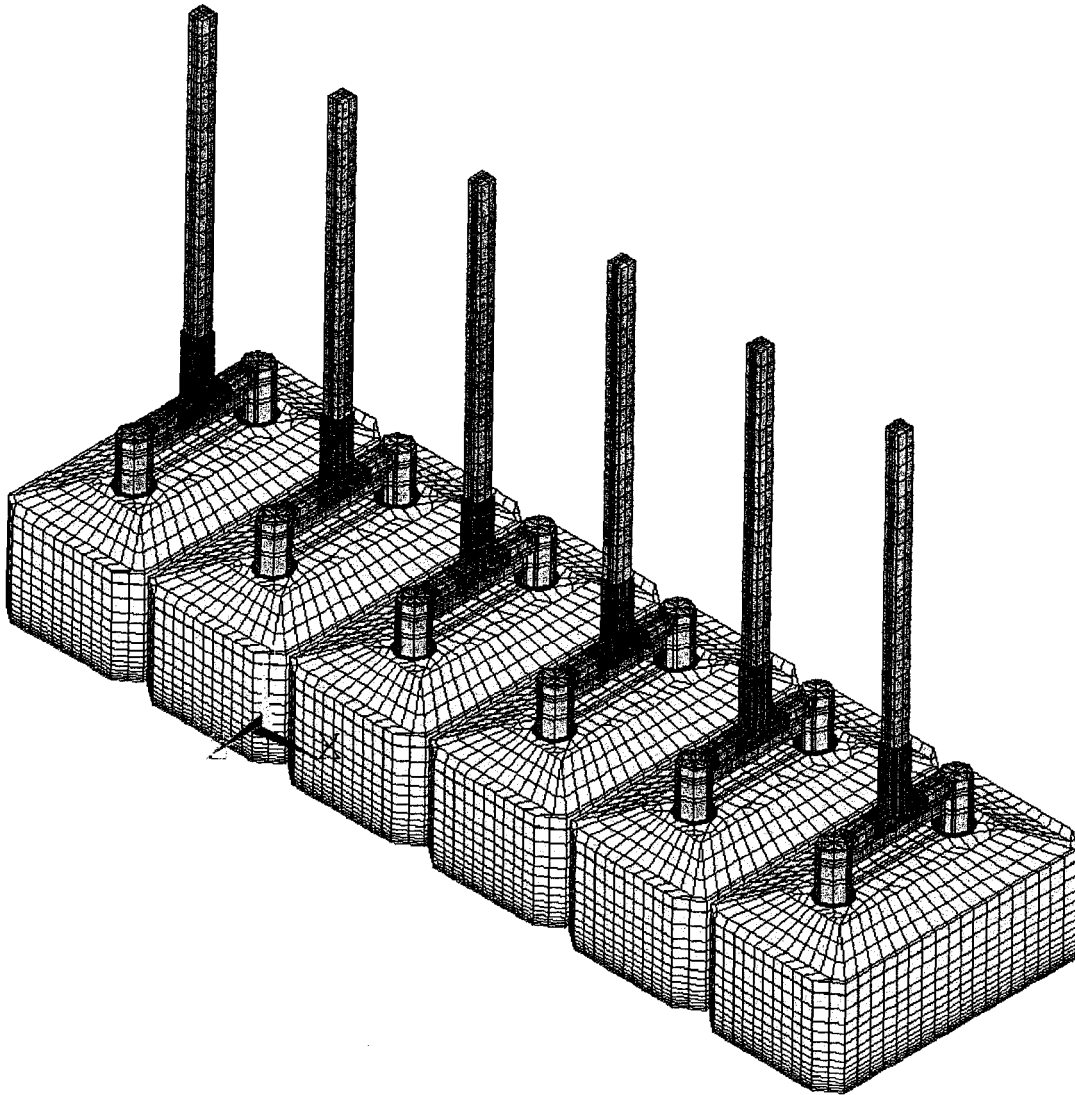


Figure 3-19 Convection naturelle et rayonnement sur les anodes.

3.4.4 Aspect électrique

Le courant entrant dans les cuves P-155 est de 185 000 ampères. Pour le quart de cuve, un courant électrique continu de 46 650 ampères ($185\,000 / 4$) distribué sur la surface

montrée sur la figure 3-20 a été appliqué sur le pseudo-cadre anodique pour simuler le préchauffage de la cuve. Une tension nulle a été appliquée au bout de la pseudo-barre omnibus tel que montré sur la figure 3-20.

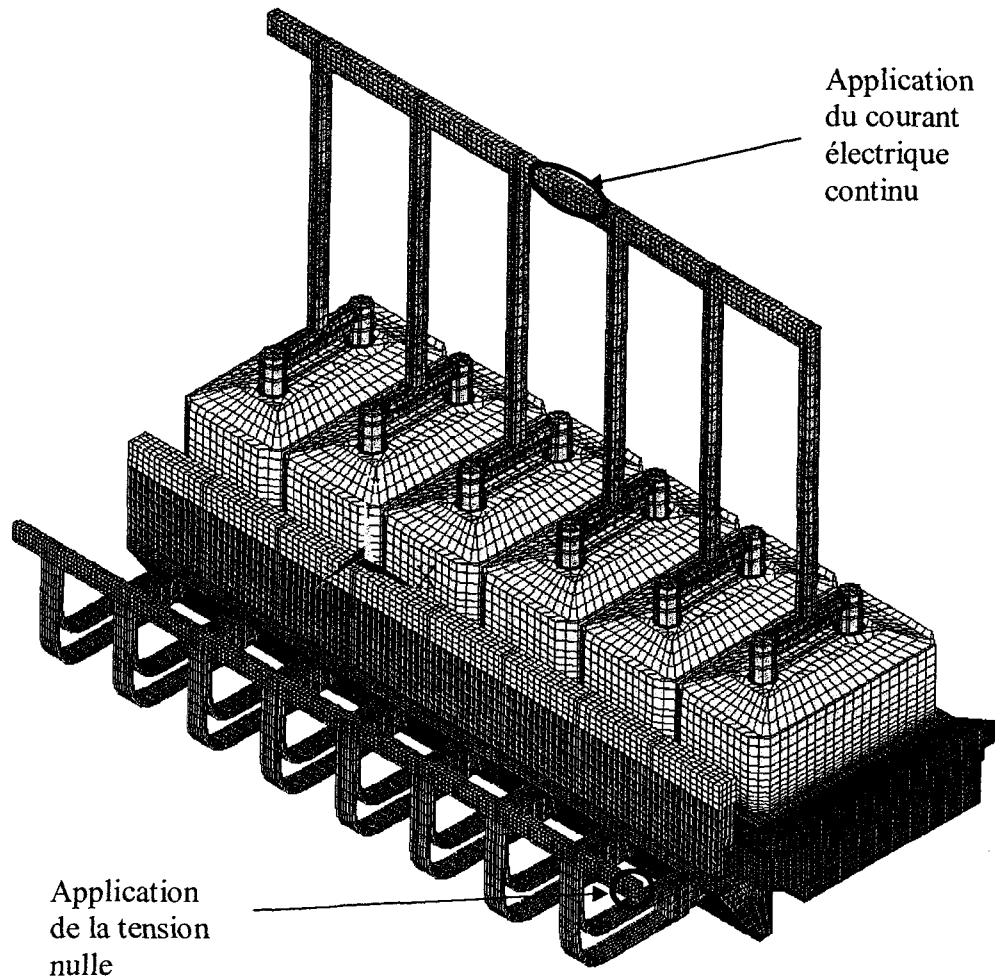


Figure 3-20 Endroits où le courant et la tension nulle sont appliqués.

3.4.5 Aspect mécanique

Pour tenir compte des deux plans de symétrie du problème, les déplacements ont été bloqués dans la direction x pour tous les noeuds situés dans le plan YZ sur la figure 3-21

et dans la direction z , tous les nœuds du plan XY de la figure 3-22. Certaines rotations sur caisson et les berceaux sont également bloquées, ce sont les rotations en y et z dans le plan YZ et x, y dans les plan XY . Toutes les autres composantes sont retenues par des conditions de contact mécanique pour simuler les déplacements réels dans la cuve.

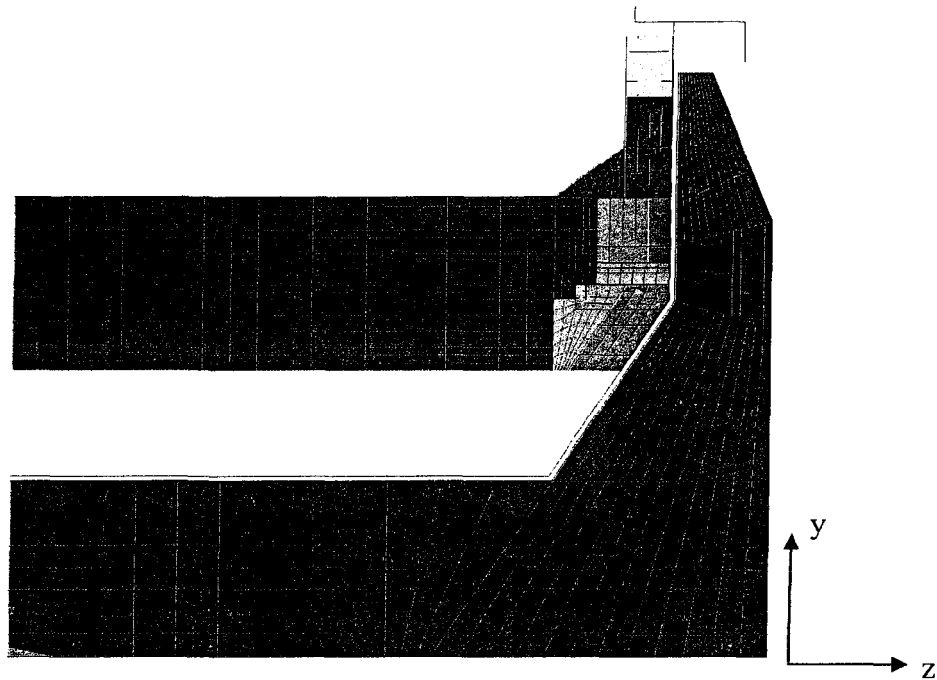


Figure 3-21 Plan YZ du modèle où les nœuds sont bloqués dans la direction X

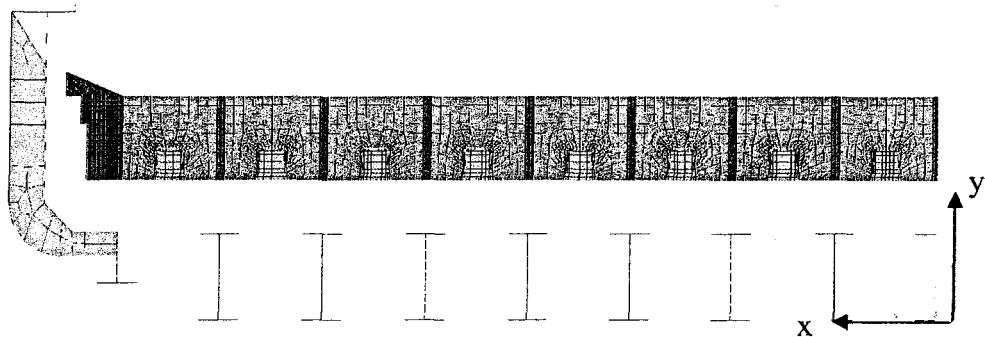


Figure 3-22 Plan XY du modèle où les nœuds sont bloqués dans la direction Z

Le poids des six anodes est pris en compte dans le modèle en divisant le poids des ensembles anodiques par la surface cathodique. Le poids des six ensembles anodiques est de 5195kg et la surface cathodique est de 5.81m² tel que montré sur la figure 3-23. La pression générée par le poids des ensembles anodiques sur la surface cathodique est appliquée dès le premier pas de temps et maintenu pendant tout le temps du préchauffage. Le poids des autres matériaux est aussi pris en considération par l'utilisation de forces volumiques conséquentes de la masse volumique respective de chaque matériaux.

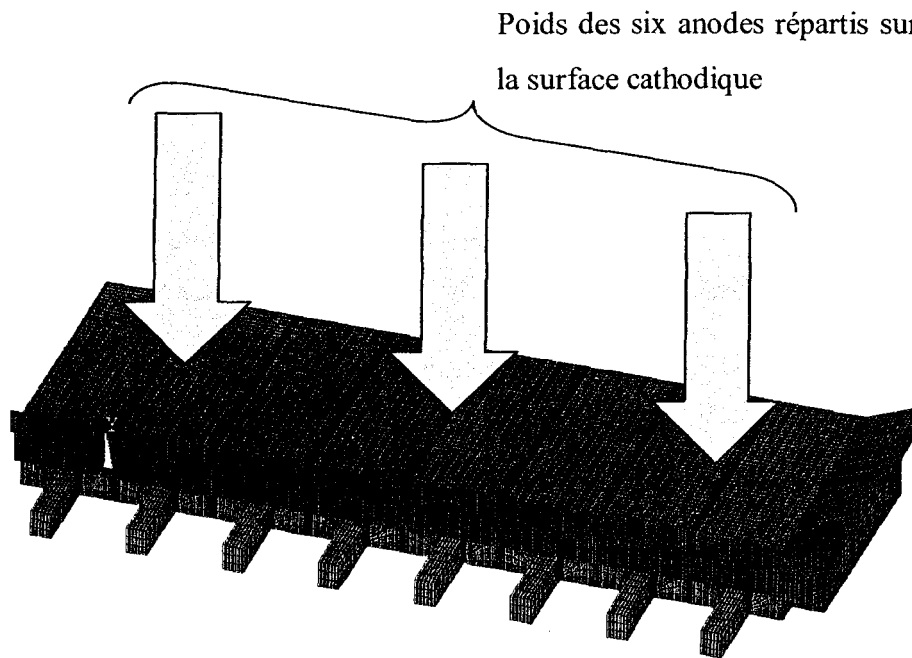


Figure 3-23 : Répartition du poids des anodes sur la surface cathodique

3.5 Construction du maillage

Le modèle des ensembles anodiques provient d'un modèle préalablement disponible au CRDA [27]. Le caisson, les berceaux et tous les éléments utilisés pour les contacts sont maillés uniquement en quadrangles car FESh++ utilise une formulation de coque quadrilatérale en grande rotation. Pour les éléments solides du modèle, des briques à huit

nœuds ainsi que des prismes triangulaires sont utilisés. Le maillage à l'interface fonte/carbone est plus raffiné afin d'assurer une bonne évaluation des conditions de contact. Les autres composantes du modèle sont maillées de manière à obtenir une bonne approximation des résultats mécaniques, thermiques et électriques. Au total, le système à résoudre compte 464855 degrés de liberté pour le problème thermoélectrique et 596539 degrés de liberté pour le problème mécanique. L'aspect global sans le caisson et les berceaux est montré sur la figure 3-24.

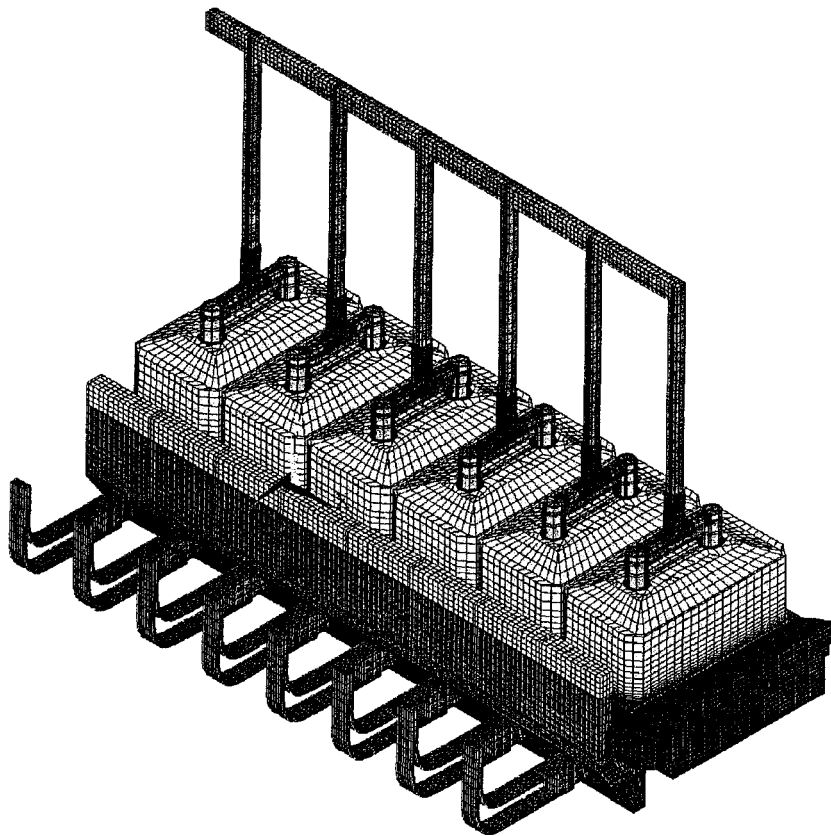


Figure 3-24 : Aspect général du maillage sans le caisson et les berceaux

3.6 Pilotage et résolution

La méthode utilisée par la société RTA pour le préchauffage des cuves est d'appliquer tout le courant au démarrage du préchauffage. Pour cette raison, tout le courant électrique est appliqué au premier pas de temps. Le courant électrique passant des anodes aux cathodes au travers le lit de coke produira de la chaleur par effet Joule et provoquera une hausse de la température interne de la cuve. La hausse de température modifiera les propriétés des matériaux et interfaces autant au point de vue thermique, électrique que mécanique. L'équilibre du système sera donc altéré et une nouvelle solution d'équilibre sera trouvée pour chaque pas de temps de la résolution.

Le pas de temps de simulation choisi pour résoudre le modèle quart de cuve est de 3600 secondes (1h). Ce pas de temps, de compromis, permet de bien évaluer l'évolution du comportement des matériaux dans le temps et le délai de résolution demeure relativement court. Un pas de temps plus petit aurait été plus précis mais beaucoup plus long en terme de temps de calcul. Un pas de temps plus long aurait été beaucoup plus court en temps de calcul mais n'aurait pas permis de suivre adéquatement l'évolution des phénomènes dans le temps. Afin de permettre une résolution plus rapide, une stratégie de pas de temps adaptatif a été utilisée. Aussi, afin d'assurer la continuation de la résolution au passage des périodes plus instables, une stratégie de bisection de pas de temps a été utilisée. La simulation du modèle quart de cuve est réalisée sur une unité de calcul haute performance à architecture parallèle composée de 40 processeurs Opteron™ chacun munis de 2Go de mémoire vive. La résolution est de type itérative (une méthode de bi-gradient conjugué stabilisé et utilisant un préconditionneur de type Jacobi) pour le sous-problème thermoélectrique et de type directe pour le sous-problème mécanique.

La durée de préchauffage pour le modèle est de 24 heures. Les résultats attendus de cette simulation sont les distributions de courant, les chutes de potentiel dans la cuve, la distribution des pertes thermiques, la température interne, les contraintes mécaniques dans les matériaux, l'indice de cuisson de la pâte monolithique, les pressions de contact entre les joints de pâte et les matériaux avoisinants ainsi que les pressions de contacts entre la fonte et le carbone.

Au chapitre 4, les résultats pour la résolution du quart de cuve en préchauffage de 24 heures seront présentés. De plus, des mesures *in situ* lors d'un préchauffage, fournies par la société RTA, seront comparées avec ceux obtenus avec les résultats de la simulation.

Chapitre 4

ÉTUDE DU PRÉCHAUFFAGE D'UNE CUVE D'ÉLECTROLYSE P-155

4.1 Généralités

Ce chapitre présente les résultats d'une étude thermo-électro-mécanique sur une cuve d'électrolyse de type P-155 et ce, suite à une période de préchauffage de 24 heures. Plus spécifiquement, on y présente une validation du modèle sur des résultats expérimentaux fournis par RTA, des résultats au terme du préchauffage ainsi qu'une étude de corrélation en régime transitoire entre certains paramètres jugés significatifs.

4.2 Validation du modèle numérique

Deux volets sont présentés pour la validation du modèle quart de cuve. Tout d'abord, une étude de la sensibilité au niveau de la pénalité de contact et ensuite, une validation avec des résultats de températures, de tensions et des tendances mécaniques obtenus sur une cuve en préchauffage instrumentée par RTA.

4.2.1 Étude de sensibilité

L'étude de sensibilité a été réalisée pour valider la valeur des coefficients de pénalité utilisés dans les interfaces liées au problème mécanique. Cette validation est nécessaire pour obtenir une bonne représentation des conditions de contact mécanique. Les interfaces sélectionnées pour l'étude sont celles les plus susceptibles d'influencer le comportement mécanique de la cuve et donc, l'effet de la montée en température sur la déformation des composantes telles que le caisson et les berceaux. Le paramètre étudié est le coefficient de pénalisation normal utilisé pour la régularisation de la loi de contact tandis que le coefficient de pénalisation tangentiel, associé au frottement est fixé à 1/1000 de la valeur normale, ce qui est considéré comme une règle de bonne pratique. Les scénarios de pénalisation étudiés sont montrés au tableau 4-1 et les interfaces considérées pour l'étude sont :

- a. 300 : support mécanique (sous le support mécanique et la cathode)
- b. 504 : cathode/pâte
- c. 505 : petit joint/grand joint
- d. 506 : cathode/fond du caisson
- e. 508 : cathode/mur de côté (béton isolant)
- f. 573 : mur de côté/caisson
- g. 574 : mur de côté/pâte

Les interfaces considérées dans l'étude du coefficient de pénalisation normal sont présentées sur la figure 4-1. Ces interfaces ont été sélectionnées parce qu'elles transmettent directement les efforts de la cathode vers le caisson.

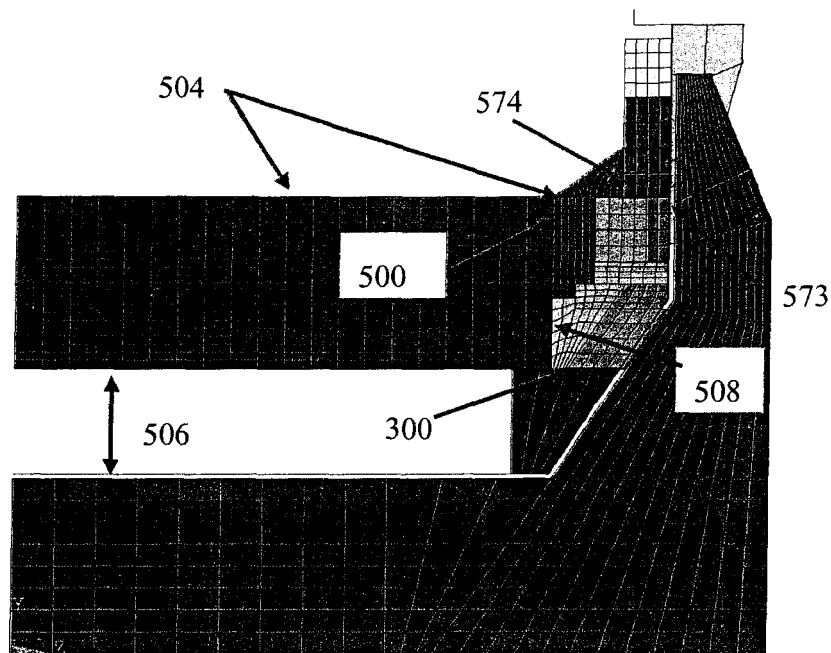


Figure 4-1 : Interfaces considérés dans l'étude de coefficients de pénalité

Tableau 4-1 : Scénarios de pénalisation étudiés

Cas	Numéro de la propriété d'interface et identification						
	300	504	505	506	508	573	574
	Support mécanique/(mur de côté, cathode)	cathode/pâte	petit joint/grand joint	cathode/fond du caisson	cathode/mur de côté (béton isolant)	mur de côté/caisson	mur de côté/pâte
	Pénalisation normale (N/m ³)						
A	10 ⁸	10 ⁸	10 ⁸	10 ⁸	10 ⁸	10 ⁸	10 ⁸
B	10 ⁹	10 ⁹	10 ⁹	10 ⁹	10 ⁹	10 ⁹	10 ⁹
C	10 ¹⁰	10 ¹⁰	10 ¹⁰	10 ¹⁰	10 ¹⁰	10 ¹⁰	10 ¹⁰
D	10 ¹⁰	5·10 ⁹	5·10 ⁹	10 ¹⁰	10 ¹⁰	10 ¹⁰	5·10 ⁹

Les résultats comparatifs entre les cas A, B, C et D sont présentés sur les figures 4-2 à 4-7 inclusivement. Les résultats thermoélectriques présentés sur les figures 4-2 et 4-3 montrent que la valeur de la pénalisation normale aux endroits étudiés n'influence pas les résultats puisque peu de ces interfaces de contact ont un comportement en fonction de la pression. La figure 4-4 montre la localisation des points de mesures sur le berceau. Les figures 4-5 à 4-7 montrent l'influence des pénalités de contact au niveau mécanique. Dans tous les cas, la courbe C représente la meilleure solution puisque les pénalités de contact utilisées dans ce cas sont les plus élevées. Les temps de calcul par itération sont présentés dans les figures 4-8, 4-9 et 4-10 pour les problèmes thermoélectriques, mécanique et la combinaison des 2. Le tableau 4-2 résume les temps de simulation pour un préchauffage de 10 heures pour les différents scénarios. Une étude de sensibilité sur les 10 premières heures a été jugée suffisante pour représenter le transfert des efforts mécaniques via les pénalités de contact. Si le transfert des efforts mécaniques est adéquat pour les 10 premières heures, il le sera jusqu'à la fin du préchauffage de 24 heures. En tenant compte du temps de calcul, le cas D représente le bon compromis entre la qualité de la solution en comparaison avec la courbe C, la stabilité de résolution et le temps de résolution

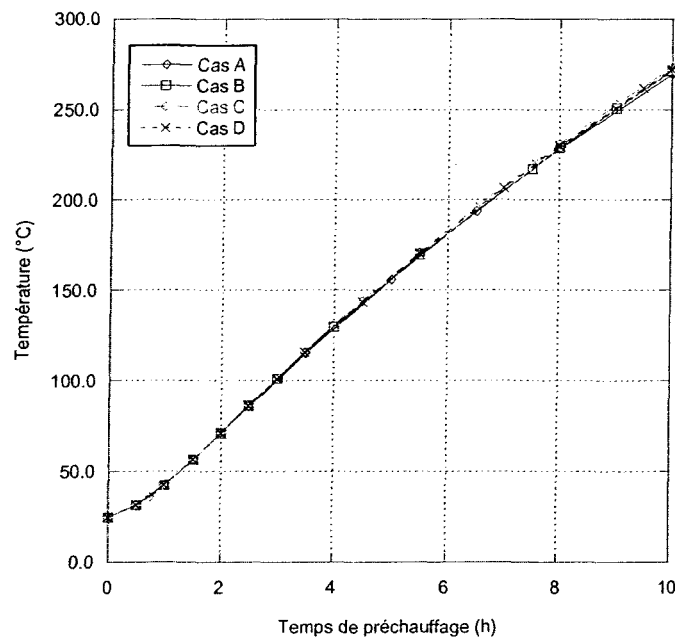


Figure 4-2 : Température dans la pâte

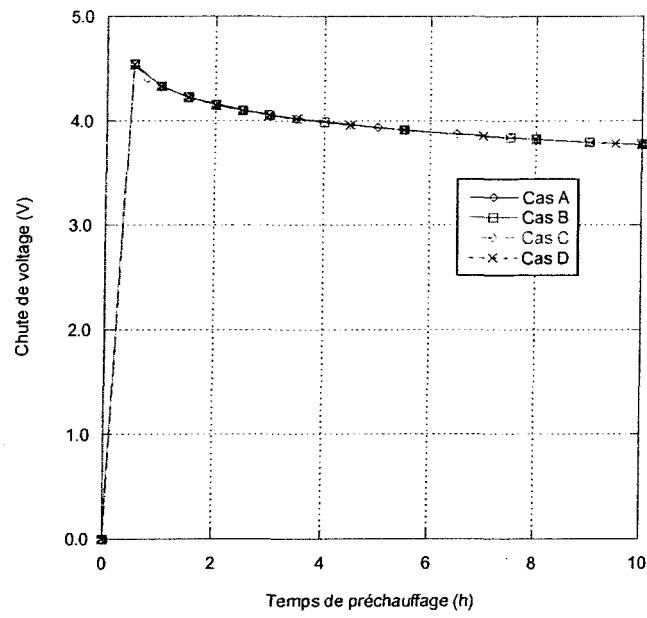


Figure 4-3 : Chute de tension de la cuve

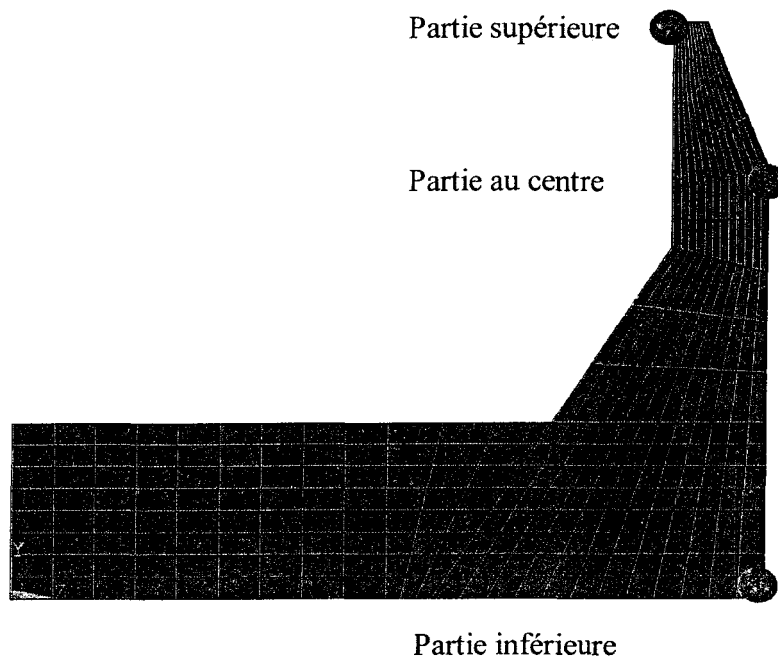


Figure 4-4 : Localisation des points de mesure sur le berceau

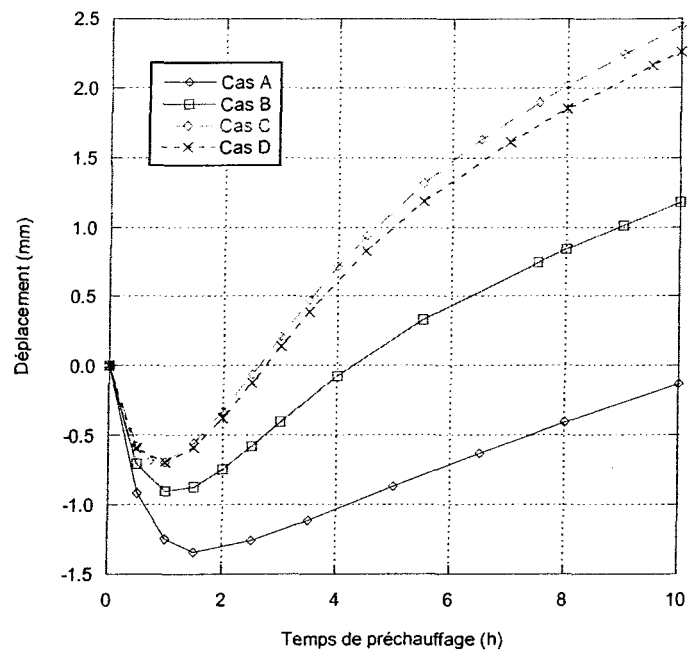


Figure 4-5 : Déplacement horizontal du berceau (partie supérieure)

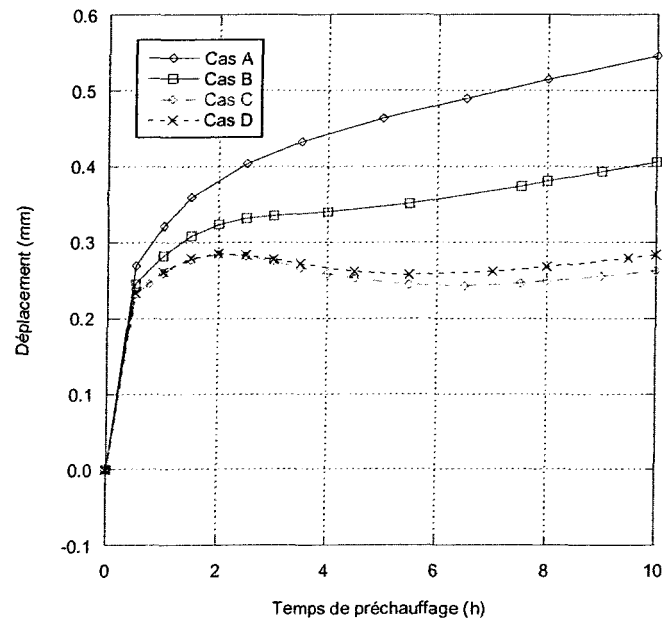


Figure 4-6 : Déplacement horizontal du berceau (partie inférieure)

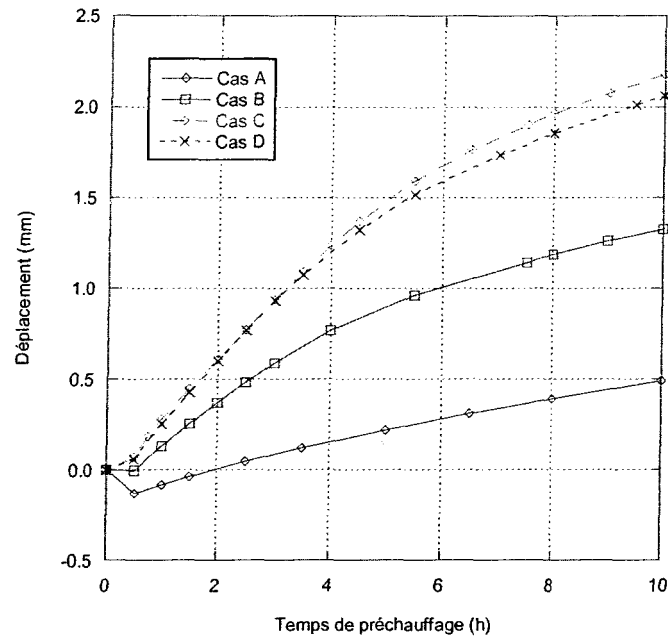


Figure 4-7 : Déplacement horizontal du berceau (au centre)

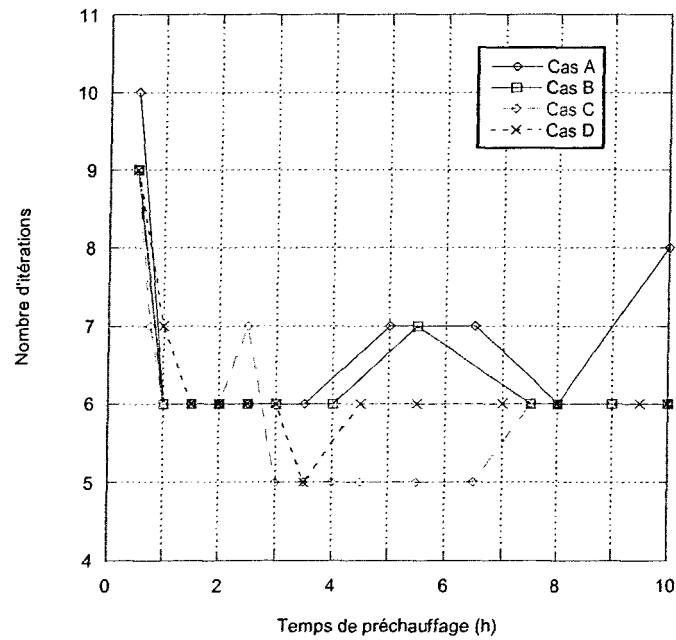


Figure 4-8 : Nombre d'itérations d'équilibre en fonction du temps : problème thermoélectrique

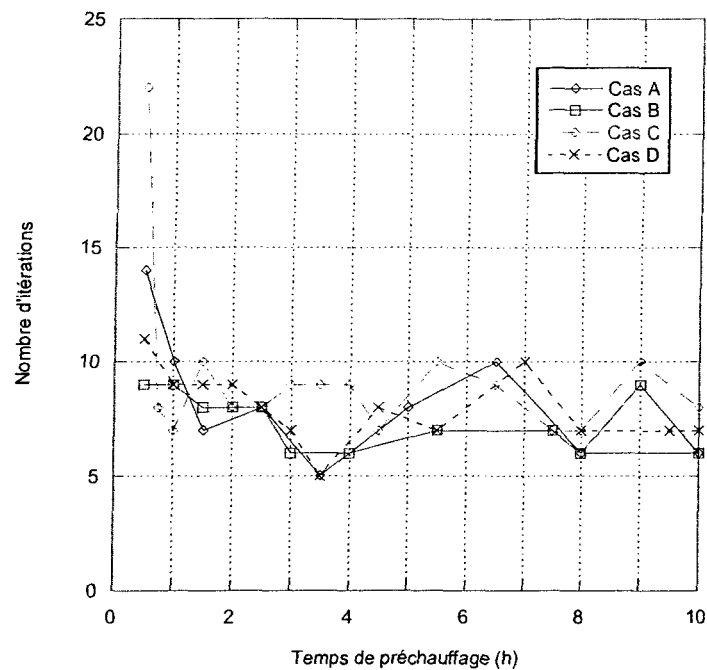


Figure 4-9 : Nombre d'itérations d'équilibre en fonction du temps : problème mécanique

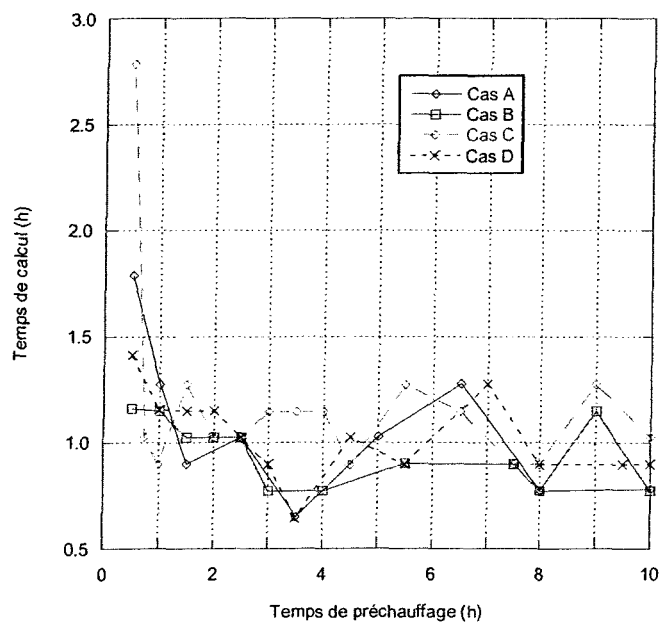


Figure 4-10 : Temps de calcul en fonction du temps

Tableau 4-2 : Résumé des temps de résolution pour un préchauffage de 10h

Scénarios	Temps de simulation (h)
A	09:30
B	11:24
C	18:53
D	13:18

4.2.2 Comparaison du modèle avec mesures *in situ*

Les résultats *in situ* ont été fournis par l'équipe de modélisation de RTA. Les mesures de température ont été prises sur le caisson à l'aide de thermocouples à des hauteurs de 9, 14 et 20 pouces par rapport au tablier de la cuve tel que montré sur la figure 4-11. Selon les résultats expérimentaux, au terme d'un préchauffage de 24 heures, les températures aux trois hauteurs indiquées devraient atteindre respectivement 175°C, 180°C et 160°C. Les résultats complets sont présentés en annexe F. Tel que montré sur la figure 4-12, les températures obtenues par simulation sont de l'ordre de 175°C, 185°C et 180°C pour les hauteurs de 9, 14 et 20 pouces respectivement. Ces valeurs sont dans une gamme de températures semblables à celles mesurées lors d'un préchauffage.

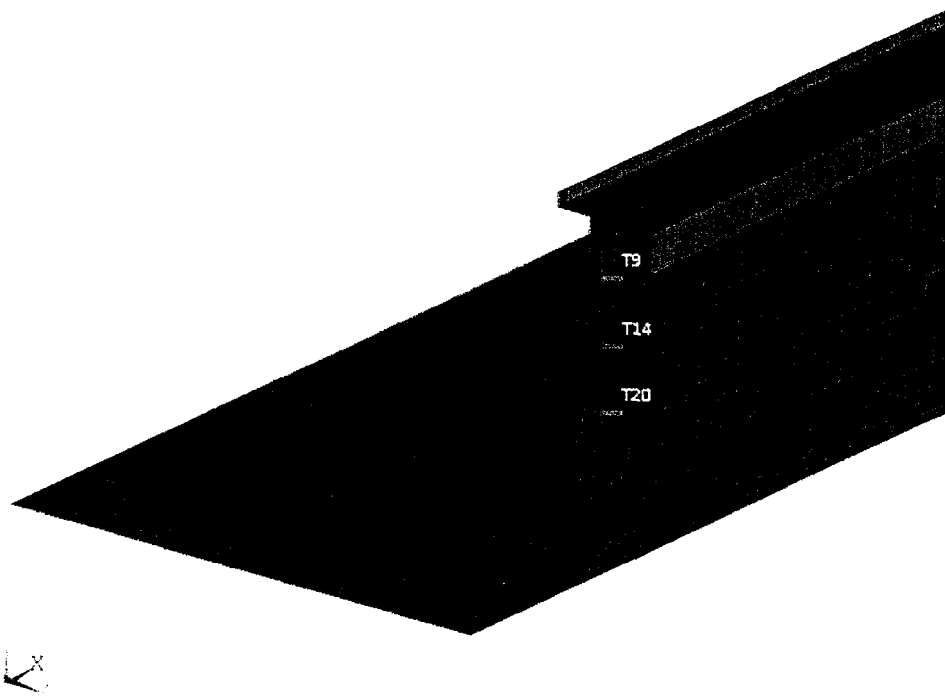


Figure 4-11 : Position des thermocouples sur le caisson

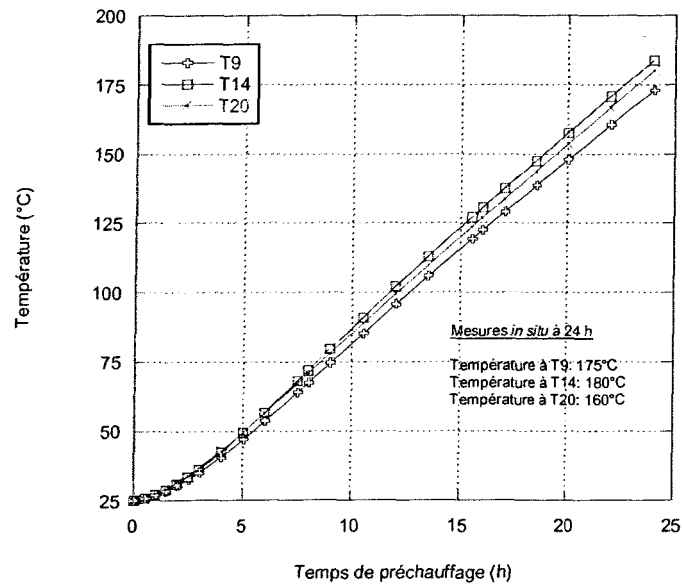


Figure 4-12 : Température de paroi du modèle quart de cuve à 3 hauteurs

Les températures de pâte ont été prises à l'aide de deux thermocouples insérés dans la pâte à deux hauteurs différentes au centre de la cuve tel que montré sur la figure 4-13. Après 24 heures de préchauffage, des valeurs *in situ* de température de l'ordre de 460°C et 300°C sont observées pour les thermocouples supérieur et inférieur respectivement. Les résultats complets sont présentés en annexe F. Lors de la simulation numérique, des senseurs numériques ont été insérés dans la modèle aux mêmes endroits que les thermocouples. Telles que montrés sur la figure 4-14, des températures de 458°C et 307°C ont été simulées par le modèle numérique. Ces températures sont semblables à celles attendues.



Figure 4-13 : Points de mesures *in situ* de température dans la pâte

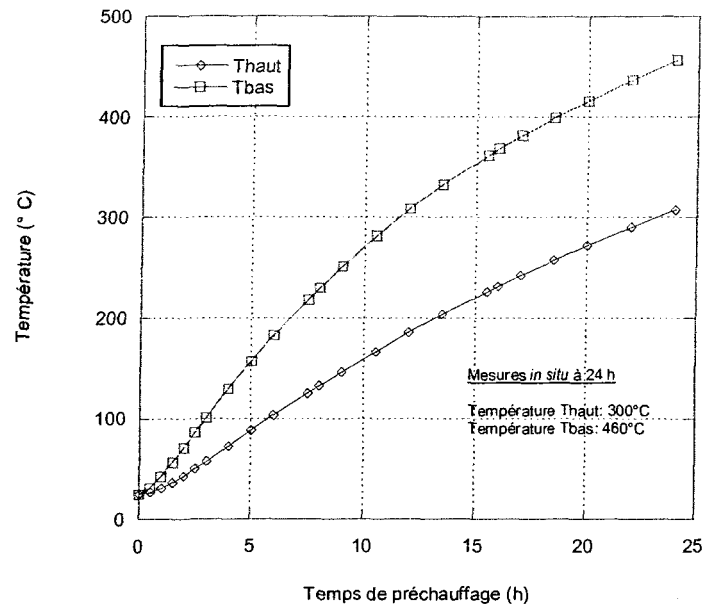


Figure 4-14 : Températures dans le grand joint de pâte

Une entreprise d'arpentage a été mandatée pour mesurer le déplacement du haut du caisson à plusieurs positions de la cuve. En tout, 10 points de déplacements ont été mesurés tel que montré sur la figure 4-15. Les mesures d'arpentage ont été réalisées 5 heures avant la fin du préchauffage. Les figures 4-16, 4-17 et 4-18 montrent les déplacements calculés à partir du modèle numérique et les valeurs *in situ* attendues à 19 heures de préchauffage. Les déplacements en y et z pour tous les cas se situent dans la plage de valeurs attendues. Cependant, les valeurs en x sont plus élevées que les valeurs attendues. Cet écart peut être expliqué par deux raisons. La première est liée au poids propre de la cuve. L'effet du poids propre est visible sur les figures 4-16, 4-17 et 4-18 dès les résultats du premier pas de temps de la simulation. Il est très marqué sur la courbe du déplacement en z de la figure 4-17. Dans ce cas, le poids propre de la cuve fait en sorte que le caisson se cambre vers l'intérieur, ce qui explique le sens négatif des premiers pas de temps. Par la suite, l'expansion des matériaux intérieurs a l'effet contraire, qui amène le caisson à se cambrer vers l'extérieur. Lors des mesures d'arpentage, le poids des matériaux était déjà implicitement pris en compte. Donc, pour être représentatif, il aurait fallu soustraire l'effet du poids propre du premier pas de temps

sur les autres résultats. Malgré cette correction, les déplacements en y et z seraient restés dans les limites attendues et les résultats en x seraient toujours légèrement en dehors. L'autre partie de l'écart s'explique par la rigidité équivalente utilisée entre la pâte et le caisson dans le bout du caisson. On rappelle ici que les matériaux entre le joint de bout et le caisson sont représentés par des rigidités équivalentes. L'ajout de ces matériaux dans le modèle jumelé à la prise en compte des conditions de contact entre ces derniers permettraient une meilleure représentation de la rigidité globale de ces composantes.

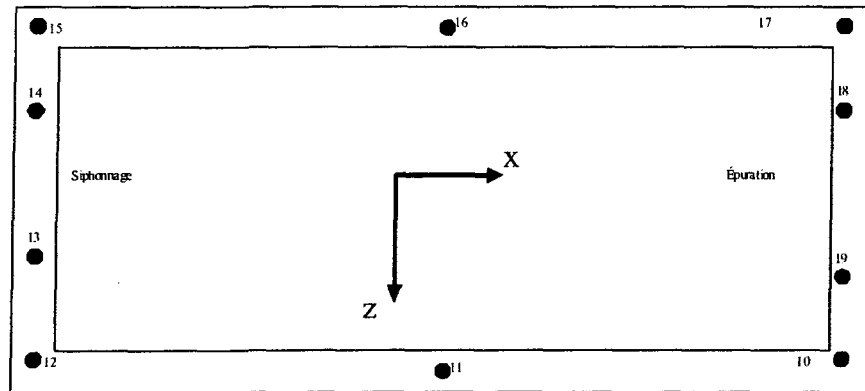


Figure 4-15 : Localisation des points de mesure d'arpentage sur le caisson

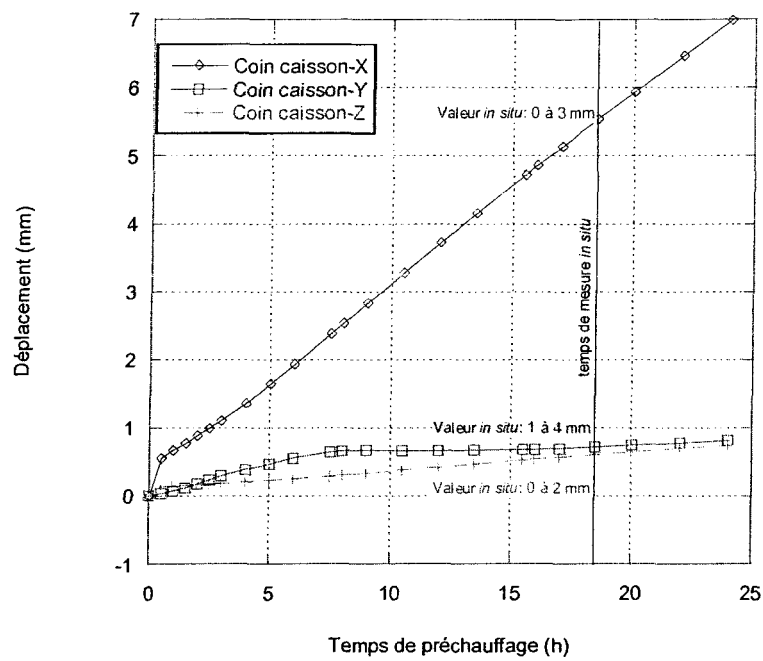


Figure 4-16 : Déplacement du coin du caisson sur le modèle quart de cuve (figure 4-15 : points 10, 12, 15, 17)

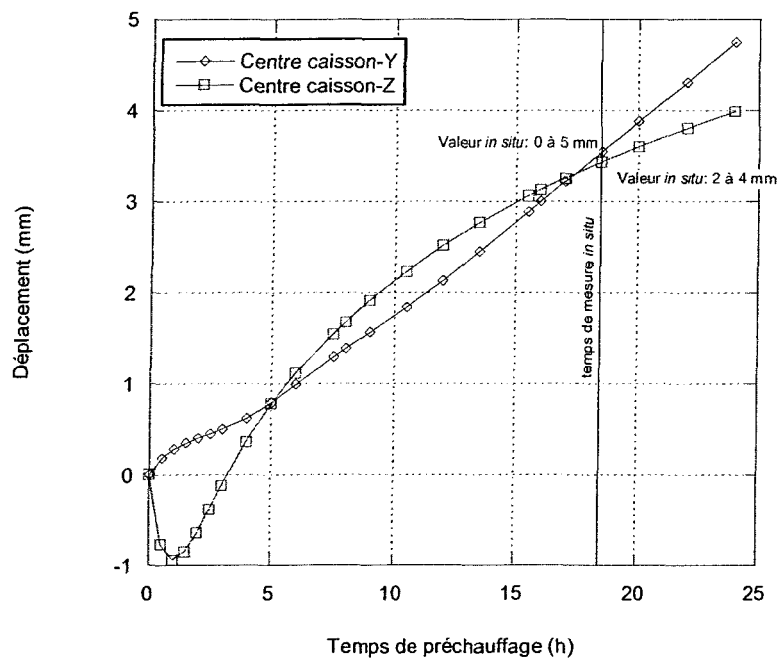


Figure 4-17 : Déplacement au centre du caisson sur le modèle quart de cuve (figure 4-15 : points 11, 16)

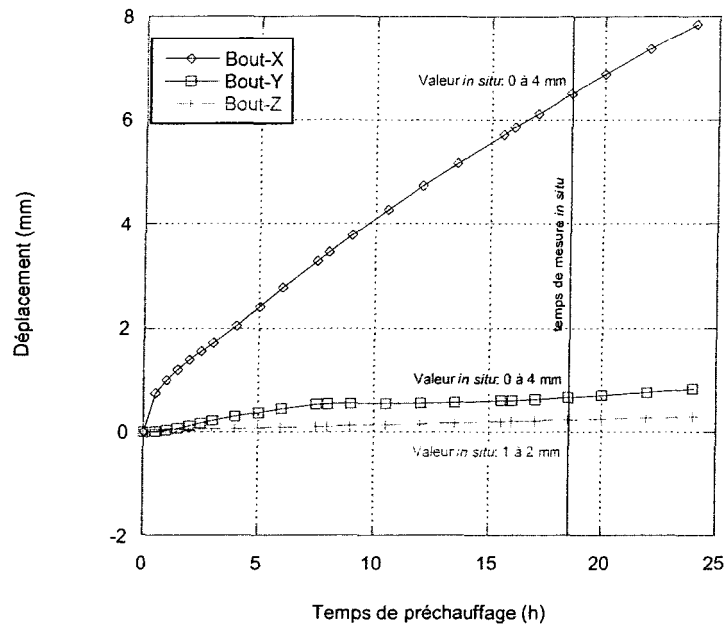


Figure 4-18 : Déplacement au bout du caisson sur le modèle quart de cuve (figure 4-15 : points 13, 14, 18, 19)

Pour comparer la valeur de tension cuve pendant le préchauffage, des données obtenues lors de démarrage sur tas de coke ont été utilisées. Malgré la configuration en tas au lieu du lit de coke simulé ainsi qu'une durée de préchauffage plus courte (16 heures), ces données permettent tout de même de confirmer la tendance de la tension pendant le préchauffage. De plus, ces données proviennent d'une technologie P155 démarrée à une intensité similaire au modèle quart de cuve, soit environ 188 000 A. Ces données sont présentées à la figure 4-19. Les résultats du modèle numérique suivent la même tendance qu'une tension de cuve en préchauffage.

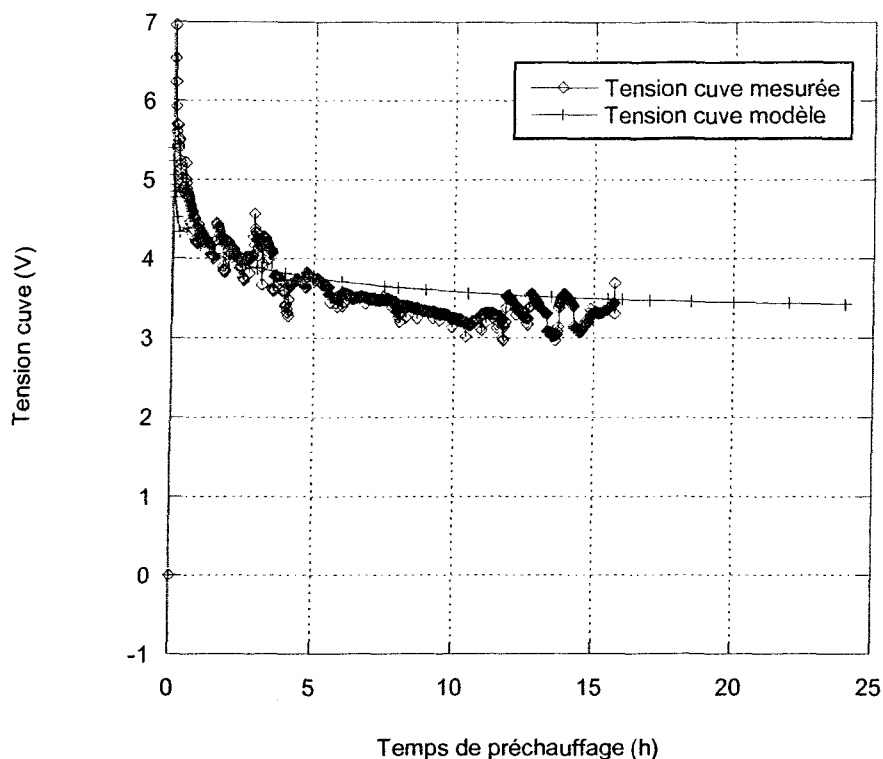


Figure 4-19 : Comparaison de tension cuve *in situ* et numérique

4.3 Étude d'un scénario de préchauffage

Cette section présente les résultats du modèle quart de cuve au terme d'un préchauffage de 24 heures. Plus spécifiquement, les résultats thermiques, thermochimiques, mécaniques ainsi que thermo-électro-mécaniques sont présentés en fonction du temps de préchauffage et ce, pour bien visualiser les phénomènes qui y prennent place. De plus, une étude de corrélation entre certains paramètres qui permettrait d'identifier des indicateurs de performance de préchauffage y est présentée.

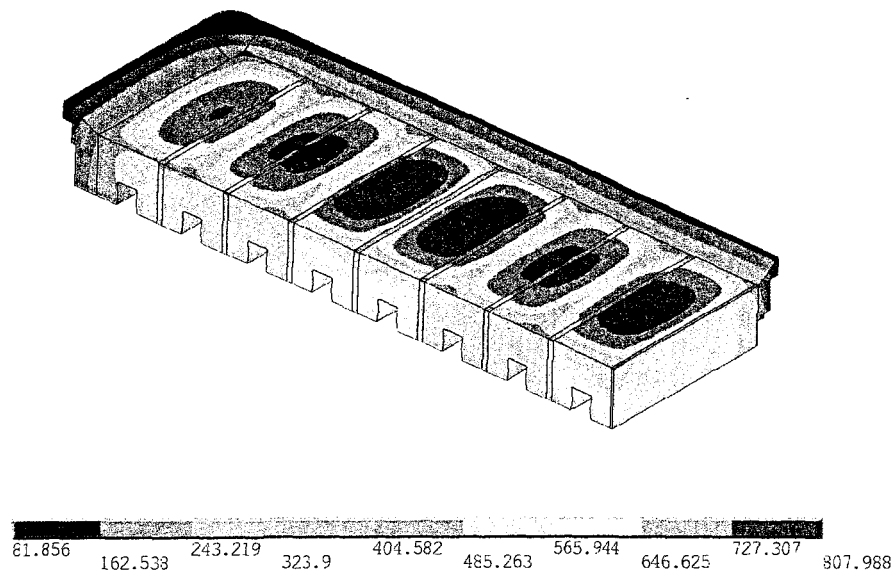
4.3.1 Résultats thermiques et thermochimiques

L'évolution de température en fonction du temps dans le panneau cathodique, dans les matériaux du piédestal ainsi que dans la pâte monolithique est présentée dans cette section sous forme d'iso-couleurs. En usine, au terme du préchauffage, la température mesurée sur la surface cathodique d'une cuve P155 entre les anodes est de l'ordre de

600°C. Quant au modèle, après 24 heures de préchauffage, la température à la surface de la cathode et entre les anodes est de l'ordre de 650°C (figure 4-20). Tel qu'attendu, les températures de panneau cathodique les plus chaudes se retrouvent au centre de la cuve. Ceci s'explique par des considérations géométriques et à une distribution électrique plus forte au centre du modèle. La densité de courant plus forte au centre du modèle est causée par la présence de la montée positive au niveau des anodes juste au-dessus de cette zone. Le passage du courant est alors favorisé dans ces anodes. Toujours sur la figure 4-20, il est possible de constater que les températures du bloc de bout sont plus faibles que les autres blocs. Ceci est dû au fait qu'une partie plus importante de la chaleur générée est dissipée par le bloc de bout, vu que ce dernier est exposé à une plus grande surface extérieure que les autres blocs de la cuve. De plus, la densité variable de courant dans les barres collectrices, qui sera étudiée dans une prochaine section, peut être aussi un facteur qui fait que le bloc de bout est plus froid que les autres blocs.

FESh++ permet d'évaluer le niveau de cuisson de la pâte. Sur la figure 4-21, l'évolution dans le temps du niveau de cuisson de la pâte est présentée. Après 24 heures de préchauffage, la pâte des petits joints est cuite à plus de 86%. La figure 4-22 présente les différentes composantes de la déformation totale dans la pâte des petits joints. Il est possible de constater sur cette figure que la déformation totale (PJ-Etot) est toujours positive quelque soit le degré de cuisson de la pâte. Ce sont les composantes chimique (PJ-Ech) et thermique (PJ-Eth) qui apportent la plus forte contribution à la déformation totale pendant le préchauffage. La composante élastique (PJ-Ee) de la pâte contribue négativement à la déformation de la pâte après 4 heures de préchauffage. Cependant cette contribution négative est faible par rapport aux contributions des composantes chimiques et thermiques. Donc pour un niveau de cuisson de près de 86%, le volume de la pâte des petits joints est plus élevé qu'au moment où la cuve a été démarrée. Selon le modèle, il n'y a pas de retrait de la pâte des petits joints après 24 heures de préchauffage. Cependant, le gonflement de la pâte des petits joints tend à diminuer drastiquement (pente négative de la courbe de la déformation totale) donc, dépassé 24 heures les risques de retrait de la pâte des petits joints augmentent. Pour ce qui est de l'aspect plastique, il n'est pas pris en compte puisque la pâte est résolue selon une loi de comportement thermo-chimio-élastique.

Pour le grand joint et la pâte de bout, à la périphérie des blocs cathodiques, le niveau de cuisson se situe dans une zone de 65% à 86% dépendamment des secteurs. La figure 4-23 montre que malgré un début de contraction de la pâte après 10 heures de préchauffage, celle-ci demeure gonflée à la fin du préchauffage. Les composantes thermiques et chimiques sont dominantes et l'aspect élastique contribue négativement au gonflement de la pâte de façon importante pendant les 10 premières heures du préchauffage. Avant 10 heures de préchauffage, on constate que la composante élastique de la déformation est très importante. Ceci est dû à une déformation importante des blocs cathodiques dans la direction longitudinale ce qui a pour effet de comprimer la pâte du grand joint. Cela fait en sorte que durant les 4 premières heures de préchauffage, la pâte du grand joint est contractée. Après 5 heures de préchauffage, l'augmentation de la vitesse de cuisson provoque le gonflement de la pâte principalement dû à la composante chimique de la déformation.



a)

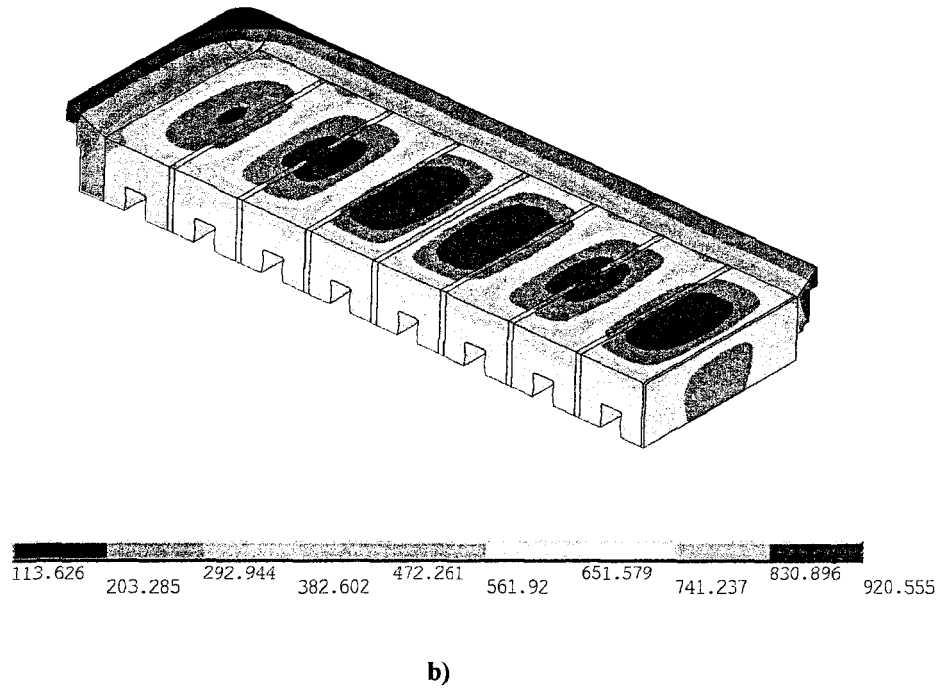
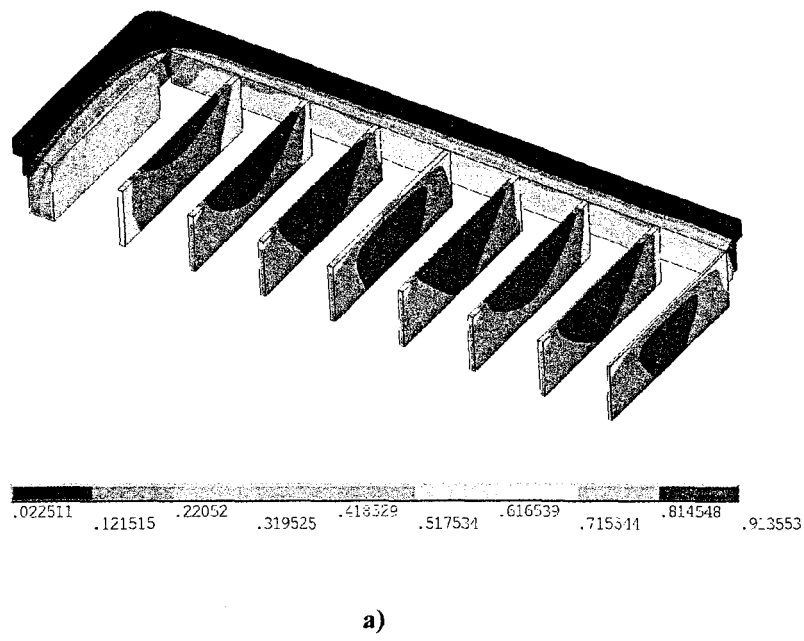
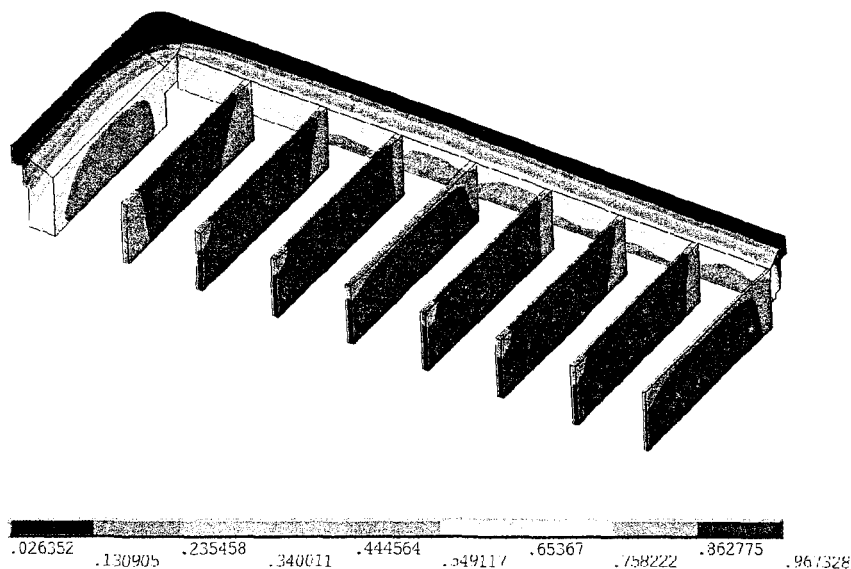


Figure 4-20 : Température(°C) de la cathode a) à 16 h et b) à 24 h





b)

Figure 4-21 : Niveau de cuisson de la pâte, a) à 16 h et b) à 24 h

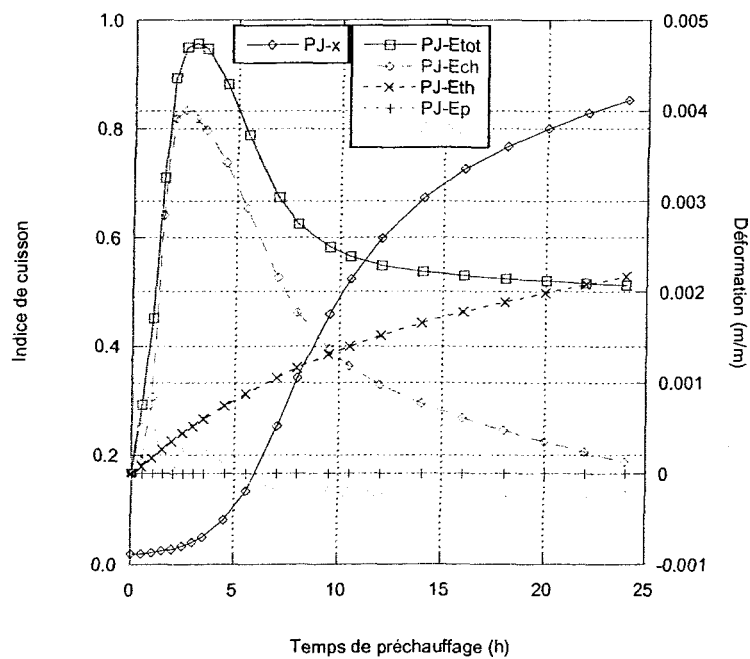


Figure 4-22 : Évolution des composantes de déformation ϵ_x et de l'indice de cuisson dans le petit joint : 100mm au-dessous de la surface cathodique

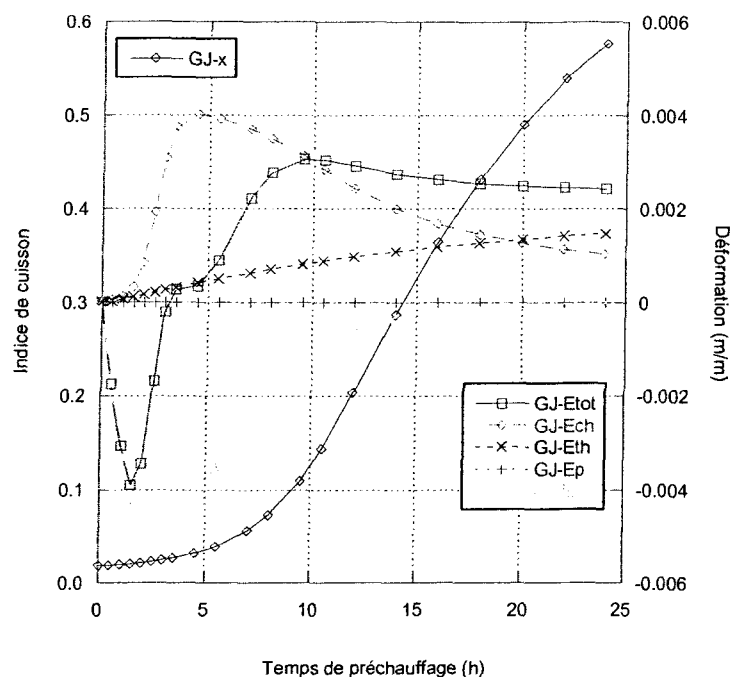


Figure 4-23 : Évolution des composantes de déformation ε_z et de l'indice de cuisson dans le grand joint : point bas (figure 4-11)

4.3.2 Résultats mécaniques

L'étude des contraintes sur les joints de pâte permettent de vérifier si, au terme du préchauffage, les matériaux sont en état de compression pour ainsi permettre le maintien du confinement. Les contraintes sur les petits joints présentées à la figure 4-24 montrent qu'ils sont en état de compression entre les blocs cathodiques après 24 heures de préchauffage. La partie de la pâte située sur le devant du bloc cathodique est plus faiblement comprimé et donc, sensible aux infiltrations. La partie de dessous aussi est plus faible mais elle ne sera pas en contact avec un liquide chaud lors du versement de bain. Les contraintes dans le joint de bout sont présentées sur la figure 4-25. Tout comme les petits joints, la pâte de bout est en compression avec le bloc cathodique en fin de préchauffage. Cependant, les valeurs des contraintes en compression sont faibles à cet endroit et cela pourrait mener à des infiltrations si le procédé (intensité, répartition de courant et durée) du préchauffage n'est pas respecté. Tel que montré à la figure 4-26, le

devant des blocs cathodiques et le grand joint sont comprimés pour éviter les infiltrations lors du versement du bain. Les zones d'intersection entre les petits joints et le grand joint sont susceptibles aux infiltrations car il y a un risque de décollement. Pour ce qui est du coin, il est possible de remarquer qu'à cet endroit, le niveau de compression est plus important, donc le confinement des matériaux fait en sorte que le risque d'infiltration est faible au niveau du coin de la cuve. La figure 4-27 présente les statuts de contact entre le devant des blocs cathodiques, le grand joint de pâte et les matériaux sous le grand joint. Les valeurs de statuts de contact, qui varient entre 0 et 2, indiquent respectivement des conditions de non contact (0), contact collant (1) et contact glissant (2). Tel que montré à la figure 4-26, les contraintes sur la partie supérieure indiquent que la cathode est en contact avec le grand joint de pâte pendant tout le préchauffage. Il s'agit de contact collant.

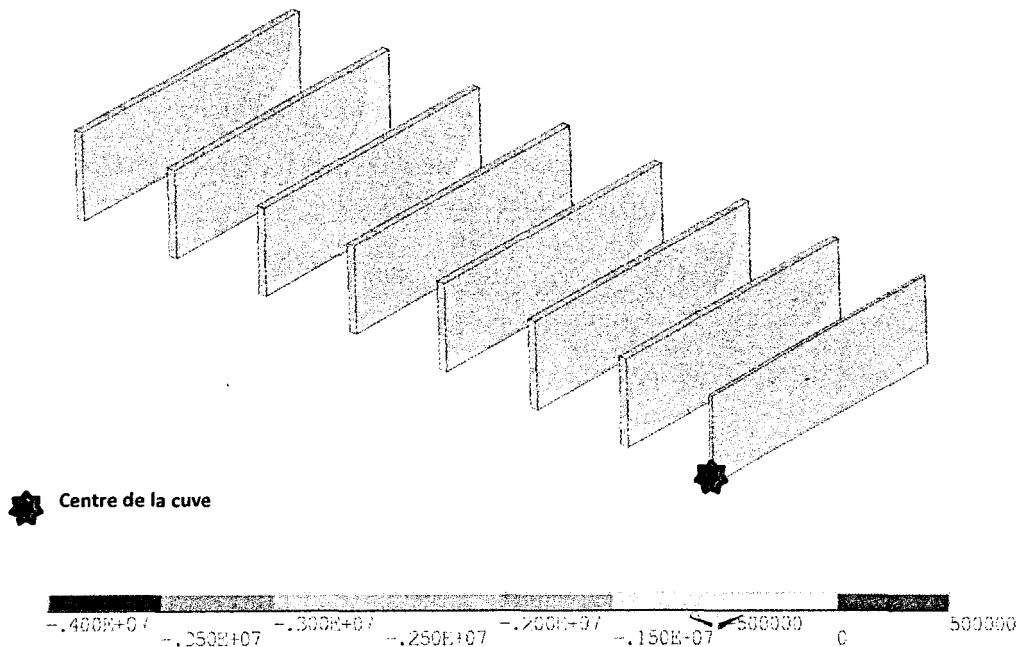


Figure 4-24 : Contrainte σ_x (Pa) sur les petits joints à 24 h

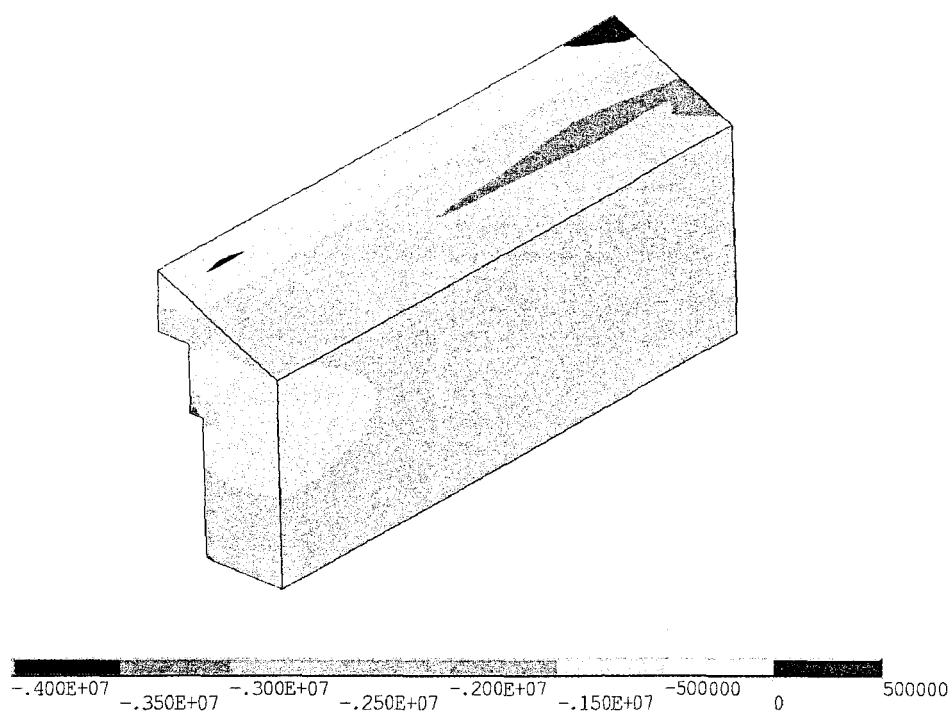


Figure 4-25 : Contrainte σ_x (Pa) sur le joint du bout de la cuve à 24 h

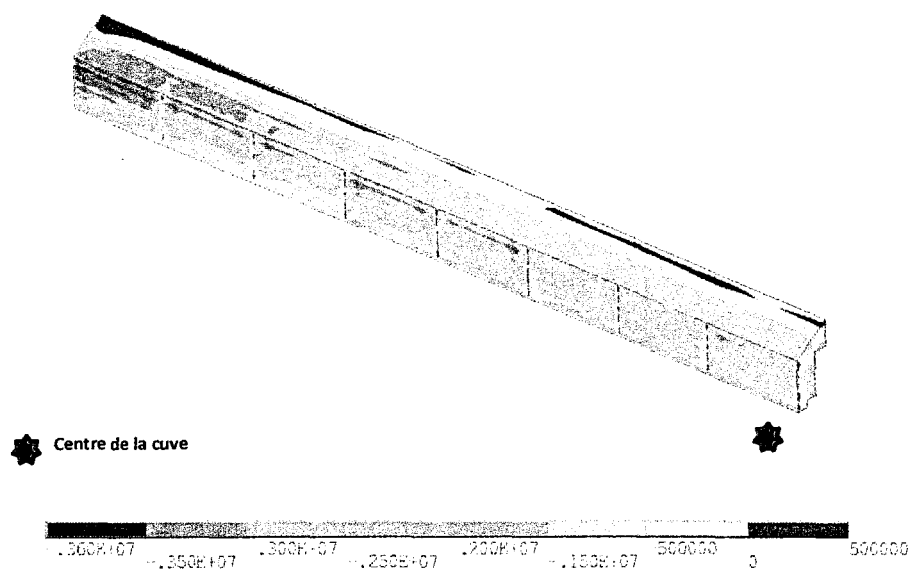


Figure 4-26 : Contrainte σ_z (Pa) sur le grand joint de la cuve à 24 h

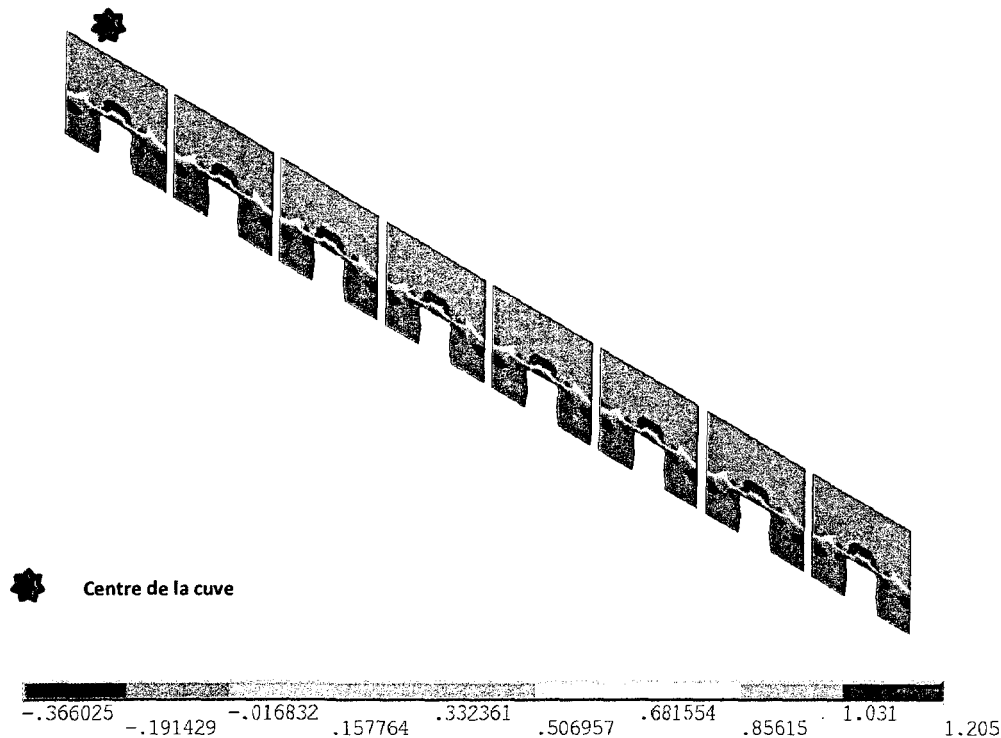


Figure 4-27 : Statut de contact sur le devant des blocs cathodiques à 24 h

Les contraintes principales maximales et minimales permettent de repérer aisément les intensités limites en traction et en compression. Les contraintes principales maximales sur le panneau cathodique à 24 heures de préchauffage sont montrées sur la figure 4-28. La contrainte principale maximale est située sur les arrêtes des blocs cathodiques au centre du modèle et sur le devant des blocs cathodiques au même niveau que la pâte monolithique. De plus, l'analyse du niveau d'endommagement (figure 4-29) des blocs cathodiques montre que le niveau d'endommagement s'élève à 37% dans ces zones. Le niveau d'endommagement est calculé dans FESh++, il tient compte du niveau de contrainte et de l'enveloppe de rupture du matériau. Une valeur d'endommagement de 0 signifie que le matériau est sain et une valeur de 1 signifie que le matériau est complètement endommagé, qu'il n'a plus de rigidité. Donc, dans ce cas, le carbone dispose d'une « réserve » de l'ordre de 63% avant l'apparition de la fissuration. Il est important de noter qu'il s'agit d'un risque de fissuration. Plusieurs facteurs contribuent à l'apparition des fissures et ne sont pas pris en compte dans le modèle comme par exemple

l'incertitude des lois de comportements des matériaux, la variabilité de la qualité des matières premières, les conditions de préchauffage plus ou moins contrôlées, etc. Cependant, une fissure dans ce secteur serait susceptible de causer une perte de rigidité ainsi qu'une zone potentielle d'infiltration dans le panneau cathodique. En effet, le haut niveau de cuisson de la pâte des petits joints (figure 4-21) jumelé au faible taux de compression entre les blocs cathodiques et la pâte des petits joints (figure 4-24) ne pourraient pas empêcher l'ouverture entre la pâte et les blocs cathodique. L'analyse des contraintes principales en compression (figure 4-30) à 24 heures de préchauffage montre des valeurs de faible importance. Les contraintes principales maximales en compression se situent dans l'arrondie de la fente du bloc cathodique. Ce qui pourrait constituer une zone de faiblesse dans le bloc cathodique.

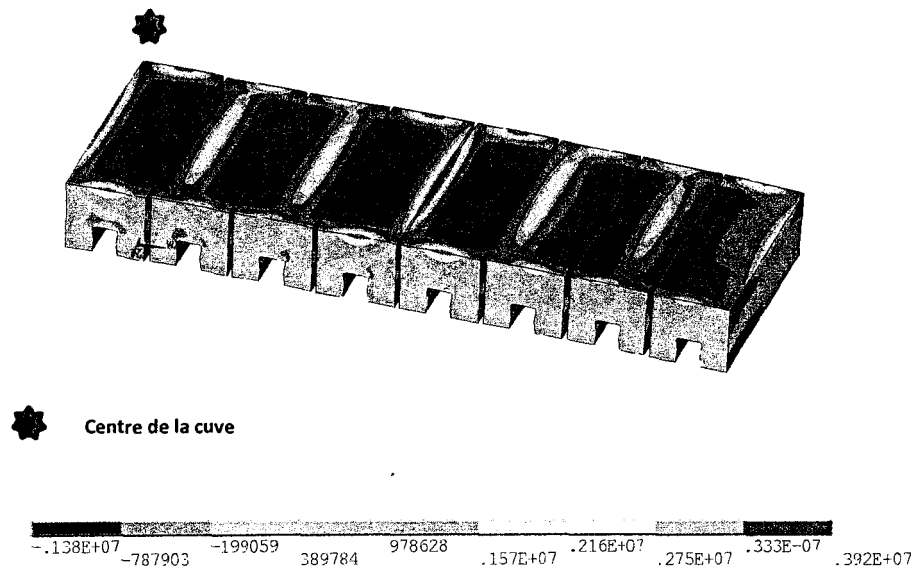
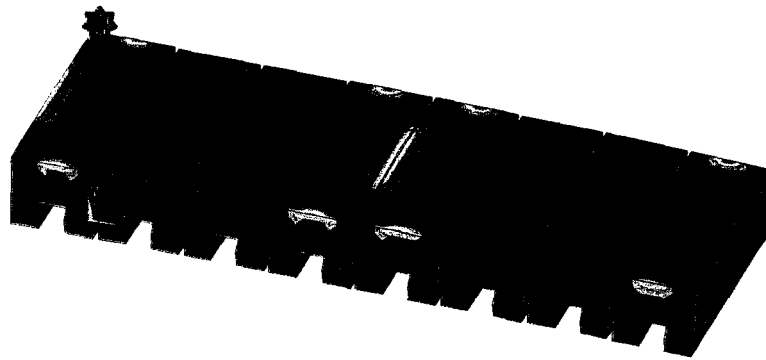


Figure 4-28 : Contraintes principales (Pa) en traction dans les blocs cathodiques



Centre de la cuve

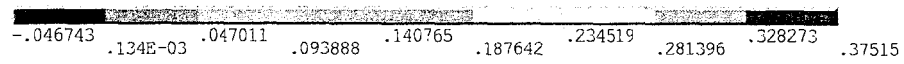
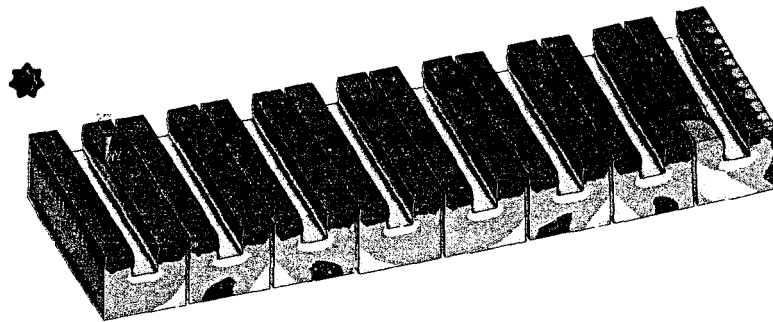


Figure 4-29 : Coefficient d'endommagement k



Centre de la cuve

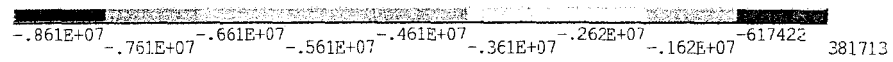


Figure 4-30 : Contrainte principale (Pa) en compression

La figure 4-31 présente les coefficients d'endommagement pour les 8 cathodes du modèle et la figure 4-32 montre la relation entre la pression de contact entre le devant de la cathode et le grand joint pour les 8 cathodes. De ces figures, il est possible de constater que l'état de compression de la cathode n'est pas un facteur prédominant dans l'endommagement des cathodes. En effet, l'endommagement de chacune des cathodes débute à un moment différent et la pression entre le devant des cathodes et le grand joint de pâte est similaire pour les 8 cathodes. Donc, le coefficient d'endommagement des cathodes est plutôt lié à la non-uniformité de la température sur les blocs cathodiques et se situent dans les zones de tension.

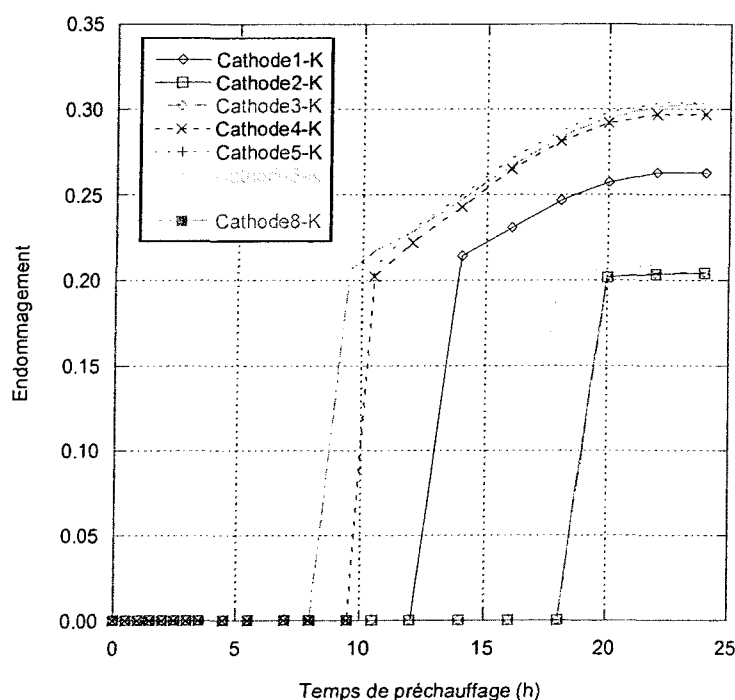


Figure 4-31 : Évolution du paramètre d'endommagement dans les cathodes durant le préchauffage

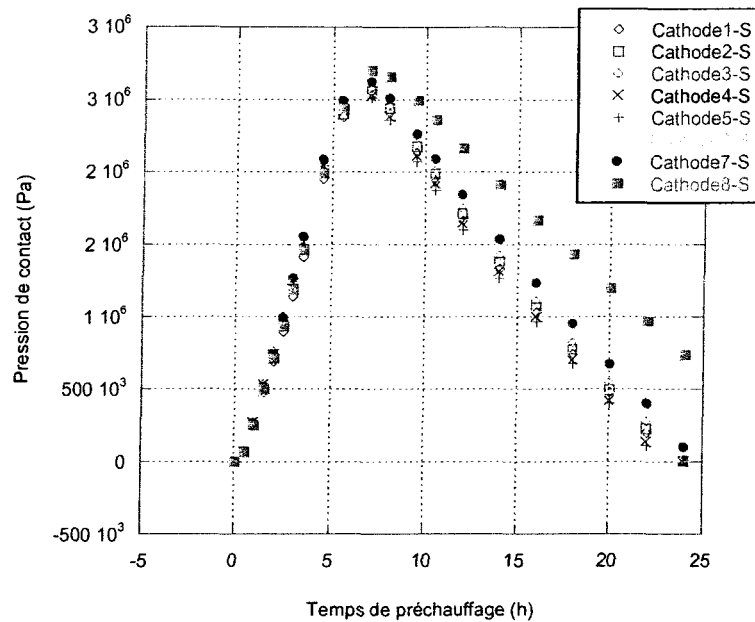


Figure 4-32 : Évolution de la pression de contact à l'interface cathode/pâte pendant le préchauffage

Les figures 4-33 et 4-34 présentent les contraintes de von Mises dans le caisson et les berceaux après 24 heures de préchauffage. Au terme du préchauffage, la limite élastique de l'acier du caisson, qui est d'environ 300 MPa, n'est pas atteinte, il n'y donc pas de plastification dans ces composantes. Les plus fortes contraintes sont situées dans les fenêtres au centre du caisson (figure 4-34). Cette zone correspond à la zone la moins rigide entre 2 berceaux. La flexion du caisson dans le sens de la longueur explique ces zones de contraintes. Pour les diminuer, l'ajout d'un raidisseur perpendiculaire à celui déjà en place pourrait être envisagé.

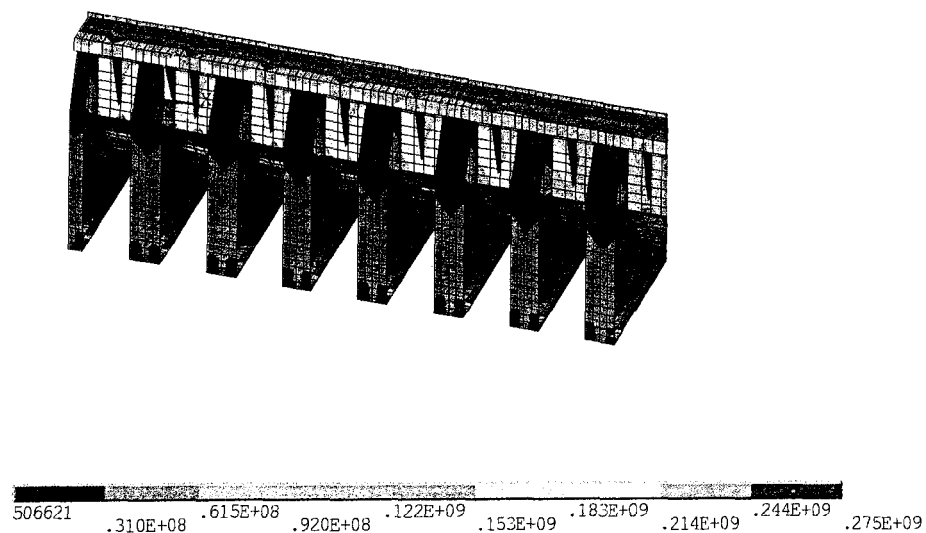


Figure 4-33 : Contrainte équivalente de von Mises (Pa) dans le caisson et les berceaux

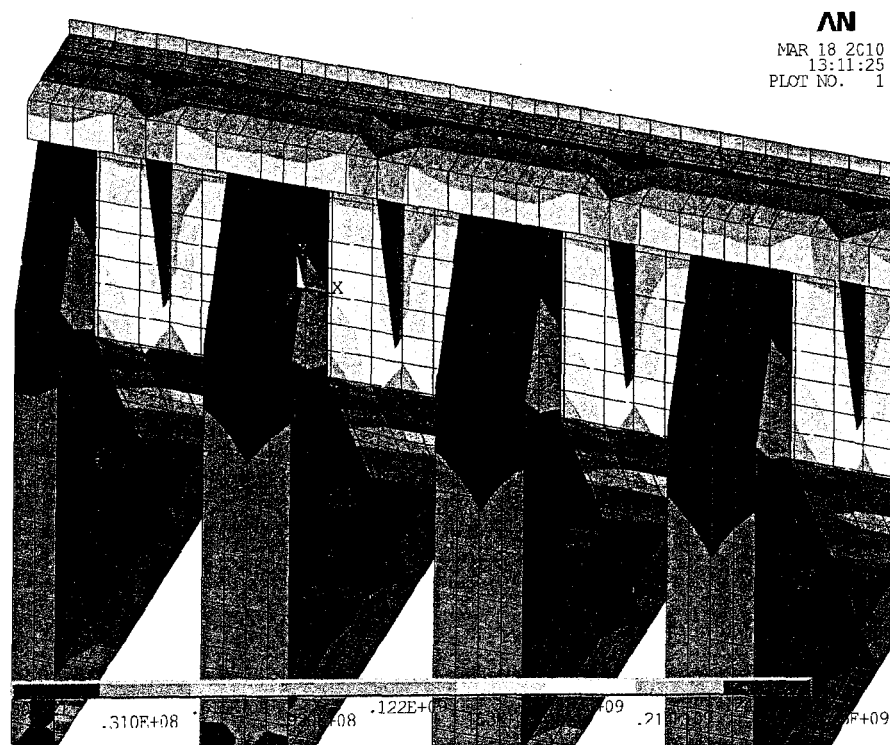


Figure 4-34 : Contrainte équivalente de von Mises (Pa) au voisinage des fenêtres

4.3.3 Résultats thermo-électro-mécaniques

La partie thermo-électro-mécanique du modèle se situe principalement au niveau de l'interface fonte-carbone. Pour bien voir les phénomènes qui prennent place à cette interface, les statuts de contact, la déformation des barres collectrices, la densité de courant dans les barres collectrices ainsi que la distribution de température dans les barres collectrices sont présentés. Le statut de contact entre la cathode et la fonte est présenté pour 16 et 24 heures de préchauffage sur les figures 4-35 et 4-36 respectivement. On remarquera sur la figure 4-35 une tendance au décollement au voisinage de la sortie de la barre collectrice sur les cathodes de bout. Ceci est expliqué par la déformation des barres collectrices du bout de la cuve comme le suggère les figures 4-37, 4-38 4-39 et 4-40. Ces déformations et ces zones de non contact et de contact glissant augmentent la résistivité des cathodes correspondantes. La hausse de résistivité de ces cathodes fait en sorte que le courant se dirigera vers les autres cathodes qui sont moins résistives. Ainsi, la densité de courant augmente dans les barres collectrices du centre, provoquant une augmentation de la température par effet Joule tel que présenté dans les figures 4-38 et 4-42. Donc, la plus faible densité de courant dans le bloc du bout (figure 4-42) peut aussi expliquer sa température inférieure par rapport aux autres blocs cathodique (figure 4-20).

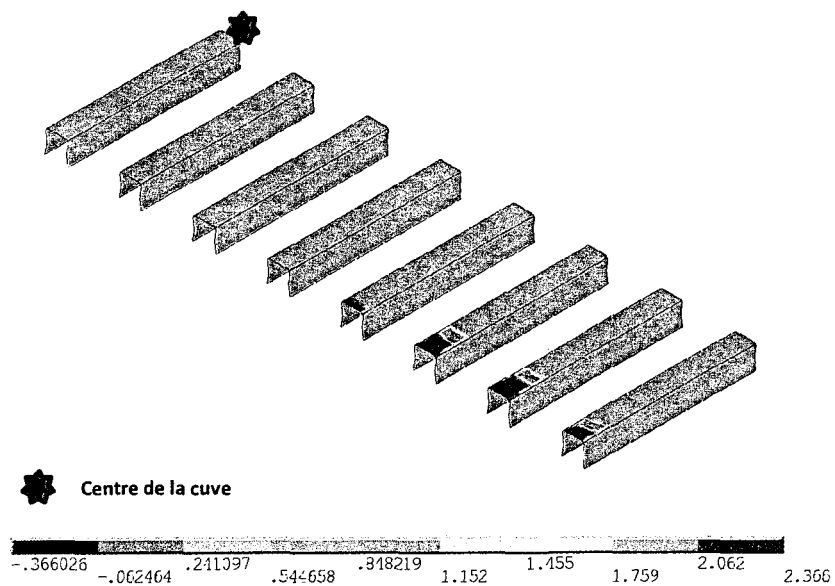


Figure 4-35 : Statut de contact à l'interface fonte-carbone à 16 h de préchauffage (0, non contact; 1, contact collant; 2, contact glissant)

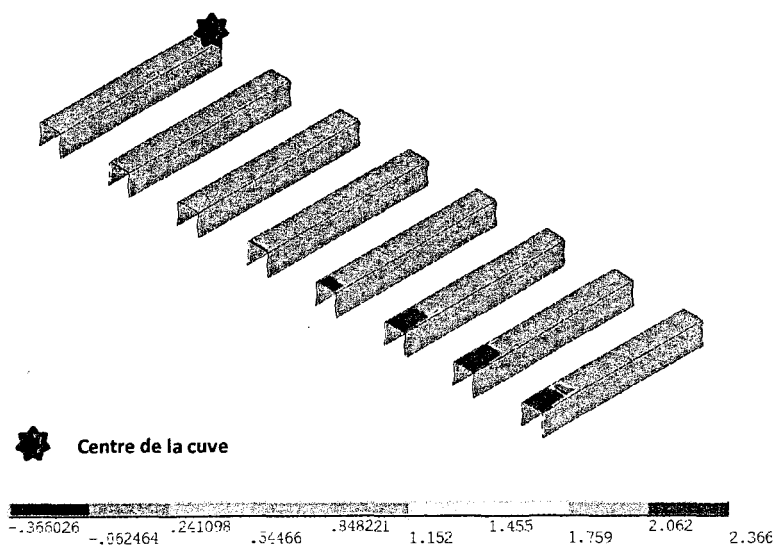


Figure 4-36 : Statut de contact à l'interface fonte-carbone à 24 h de préchauffage (0, non contact; 1, contact collant; 2, contact glissant)

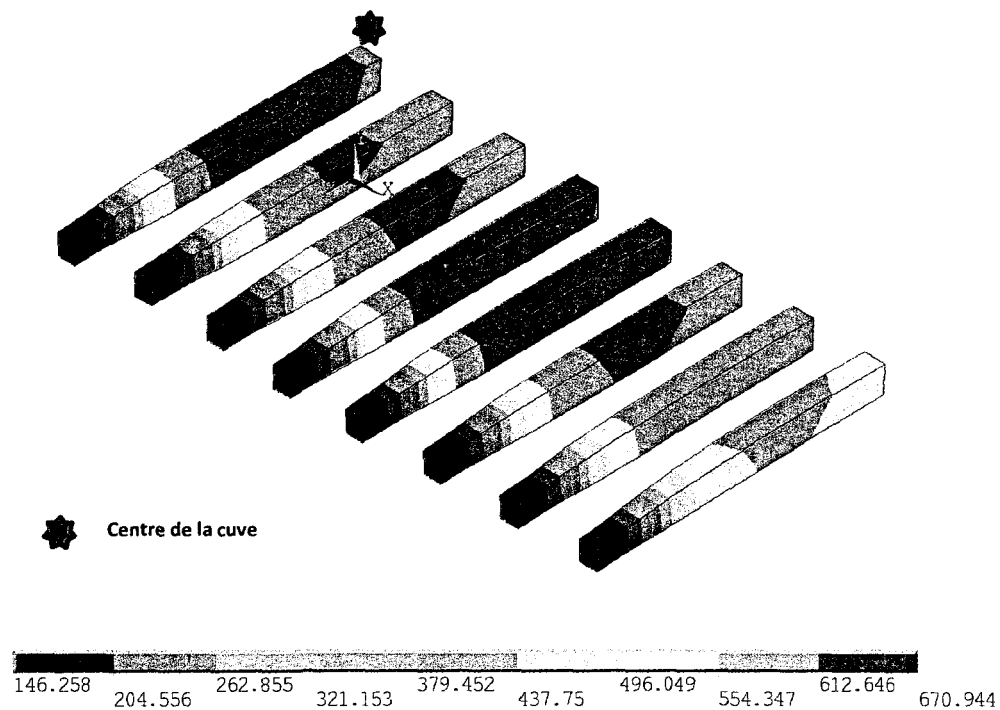


Figure 4-37 : Température (°C) des barres collectrices à 16 h de préchauffage

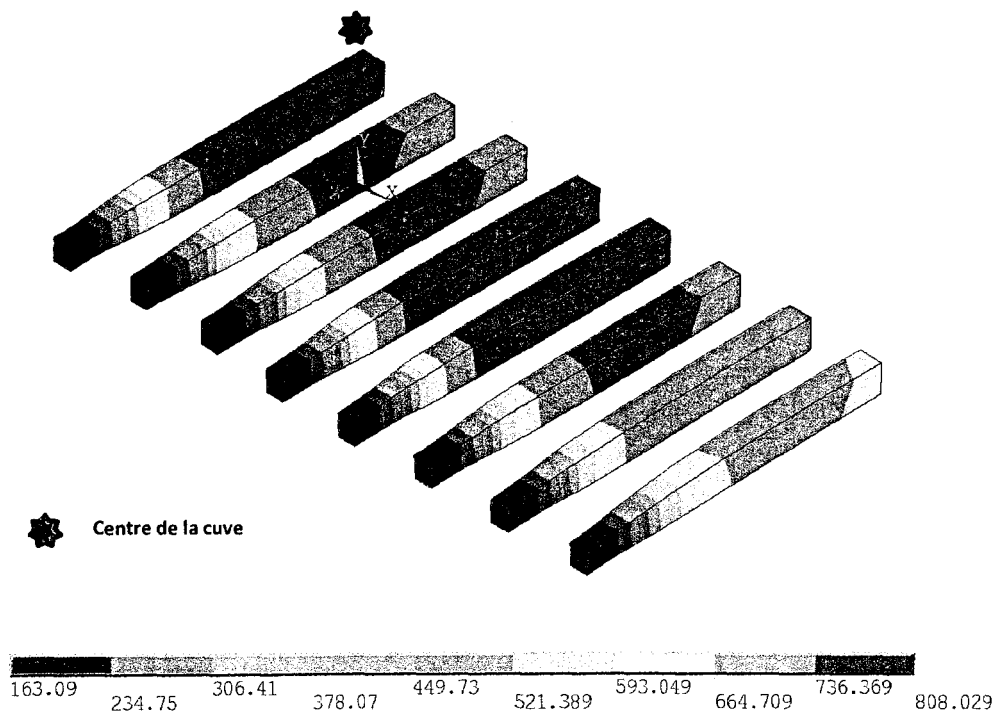


Figure 4-38 : Température (°C) des barres collectrices à 24 h de préchauffage

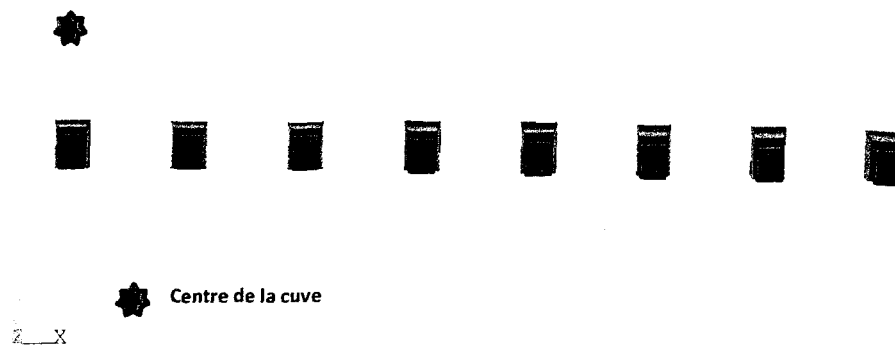


Figure 4-39 : Déformation des barres collectrices à 16 h de préchauffage

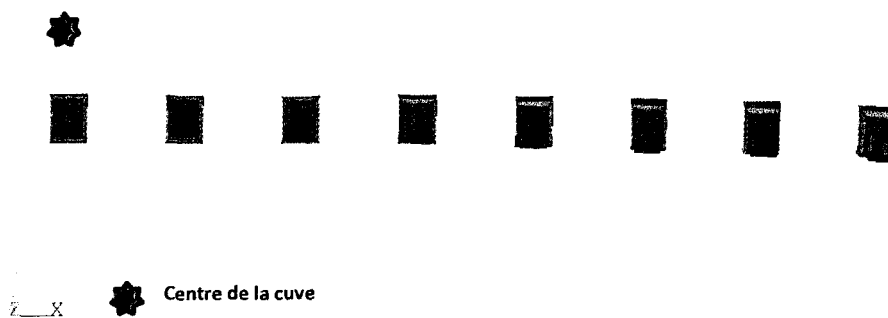


Figure 4-40 : Déformation des barres collectrices à 24 h de préchauffage

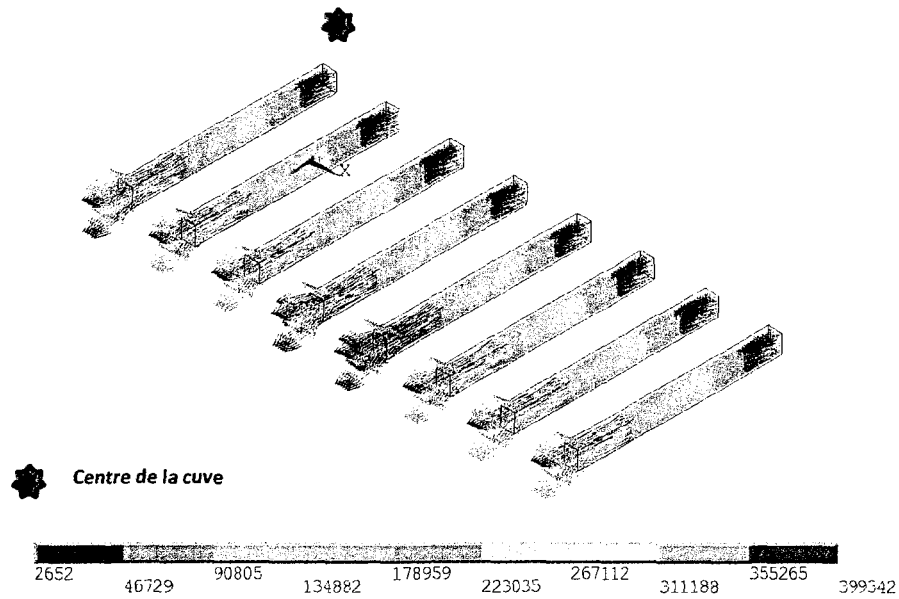


Figure 4-41 : Densité de courant (A/m^2) dans les barres collectrices à 16 h de préchauffage

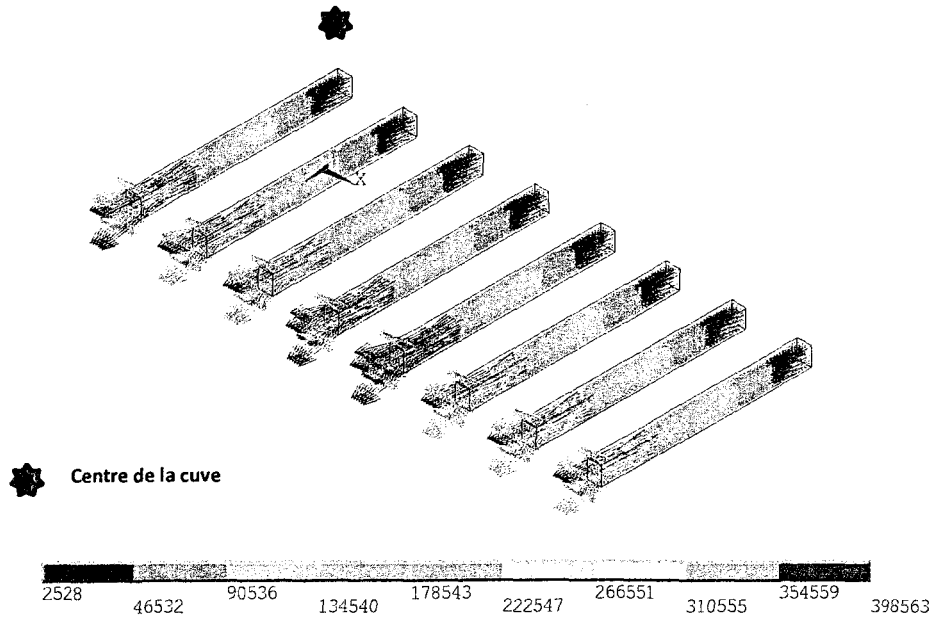


Figure 4-42 : Densité de courant (A/m^2) dans les barres collectrices à 24 h de préchauffage

4.3.4 Étude de corrélation

L'instrumentation des cuves d'électrolyse lors de leur mise en service constitue un excellent moyen pour s'assurer de leur bon fonctionnement lors de leur démarrage. Cependant, les salles d'électrolyse sont des endroits où il est très difficile de réaliser des

mesures de qualité et ce, en raison de la présence d'équipements mobiles, des opérations, de la poussière, des champs magnétiques, du niveau de température élevé des cuves, des agressions chimiques du bain d'électrolyse ainsi que des gaz émis par le procédé d'électrolyse. C'est pourquoi, l'instrumentation du revêtement d'une cuve avant son démarrage s'avère une option intéressante mais combien fastidieuse, hasardeuse et coûteuse. De plus, l'instrumentation à l'intérieur du revêtement impose d'être présent à toutes les étapes de fabrication de la cuve, qui s'étend sur plusieurs jours, pour s'assurer que les équipements de mesure sont situés au bon endroit et qu'ils ne soient pas endommagés lors de son brasquage. Également, les instruments de mesure peuvent être endommagés lors du transport de la cuve brasquée et instrumentée vers son site où elle sera mise en service.

Dans le but de minimiser ces procédures expérimentales, on propose ici d'identifier des corrélations entre certaines observations externes et le comportement interne de la cuve. Cette approche numérique permettrait de définir des indicateurs de performance basés sur des phénomènes observables de l'extérieur de la cuve. Par exemple, un lien entre les déplacements du caisson (mesurable) et le suivi du niveau de cuisson de la pâte (difficilement mesurable).

Les figures 4-43, 4-44 et 4-45 présentent quelques tentatives de corrélations réalisées à partir du modèle quart de cuve. Sur les trois figures, il est possible de constater qu'entre 6 et 9 heures de préchauffage, d'importantes modifications apparaissent dans le comportement de la cuve et tout cela est visible grâce au déplacement du berceau. De plus, sur la figure 4-23, on remarque que lorsque le taux de cuisson de la pâte monte en flèche, le niveau de gonflement de la pâte au niveau du grand joint est à son maximum et débute sa phase de contraction. Ceci a pour effet de réduire la pression de confinement entre les matériaux de la cuve, donc les déplacements de berceau sont moins rapides tel que montré sur la figure 4-43. De plus, l'effet de contraction de la pâte agit de manière à ce que la pression de contact entre le devant de la cathode et le grand joint diminue telle que montré sur la figure 4-44. Malgré tout, la figure 4-44 montre que le bloc cathodique demeure en compression pendant tout le processus de préchauffage. Cependant, cette valeur de compression est au voisinage de 0, ce qui pourrait mener à de possibles infiltrations. Sur la figure 4-45, l'endommagement de la cathode débute après une

dizaine d'heure de préchauffage. En tenant compte des figures 4-31 et 4-32 qui présente les coefficients d'endommagement pour les huit cathodes du modèle et la relation entre la pression de contact entre le devant de la cathode et le grand joint pour les huit cathodes, il n'est donc pas possible de déterminer le coefficient d'endommagement de la cathode en suivant le déplacement du berceau. Il est facile de constater que malgré une étude simpliste de corrélation, il est possible d'établir des liens entre les phénomènes internes et externes grâce au modèle quart de cuve. Pousser cette analyse de corrélation plus loin permettrait de trouver des pistes potentielles pour l'établissement d'un indicateur de performance de préchauffage donnant aux alumineries un outil de suivi qui n'existe pas présentement.

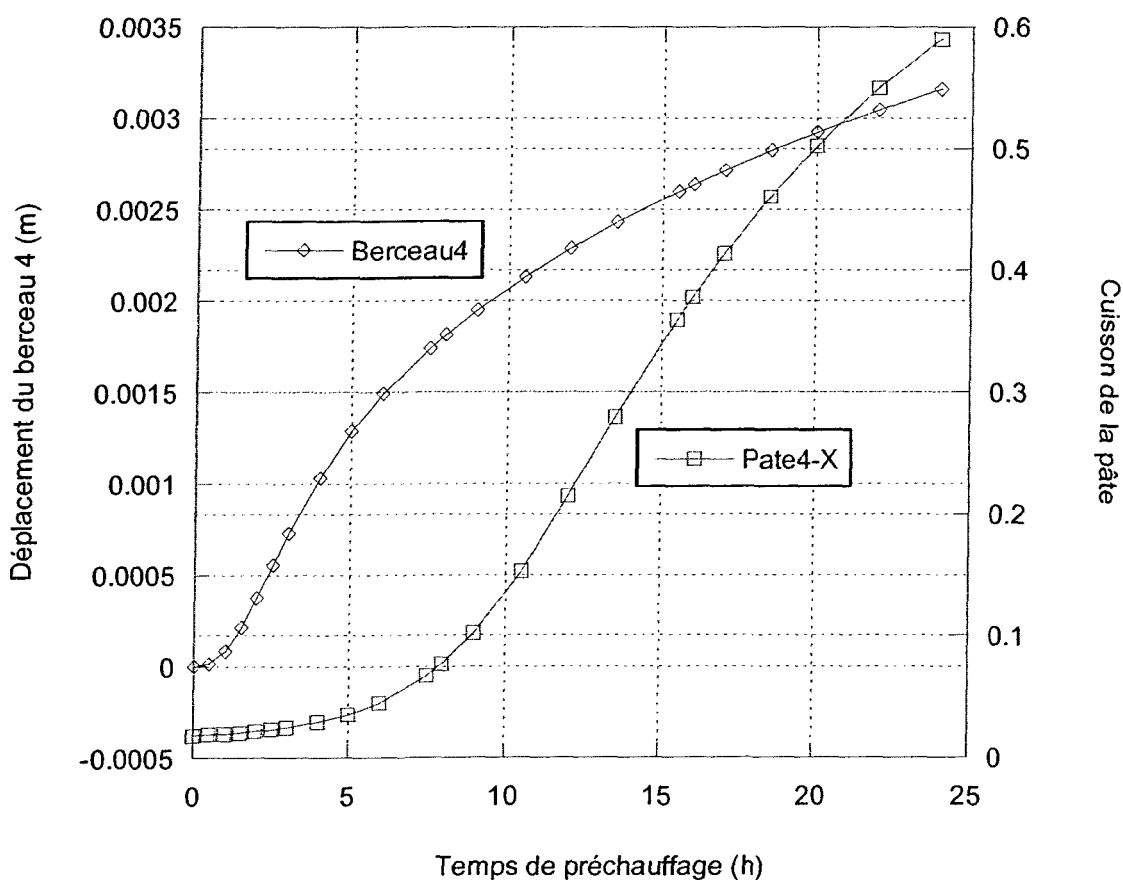


Figure 4-43 : Corrélation entre le déplacement du berceau du centre de la cuve et du niveau de cuisson de la pâte

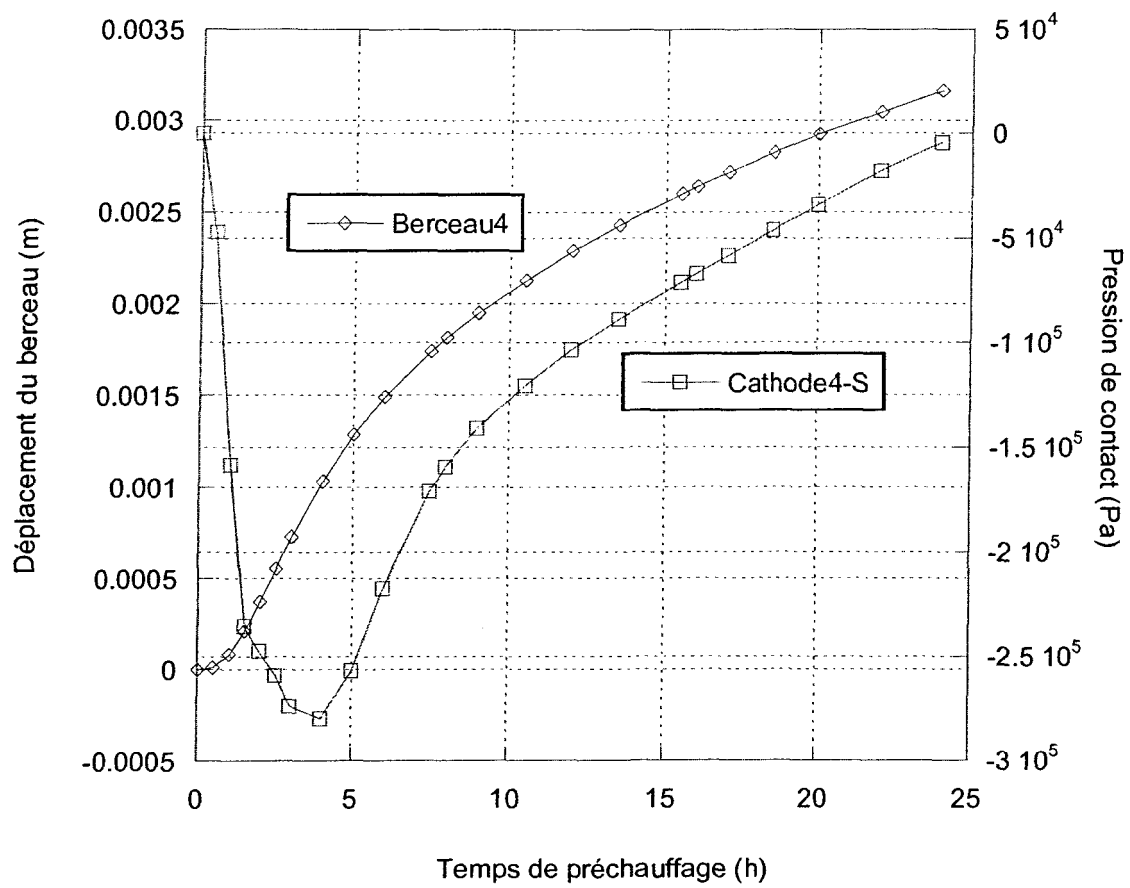


Figure 4-44: Corrélation entre le déplacement du berceau du centre de la cuve et la pression de contact entre le bloc cathodique au centre du modèle et la pâte du grand joint

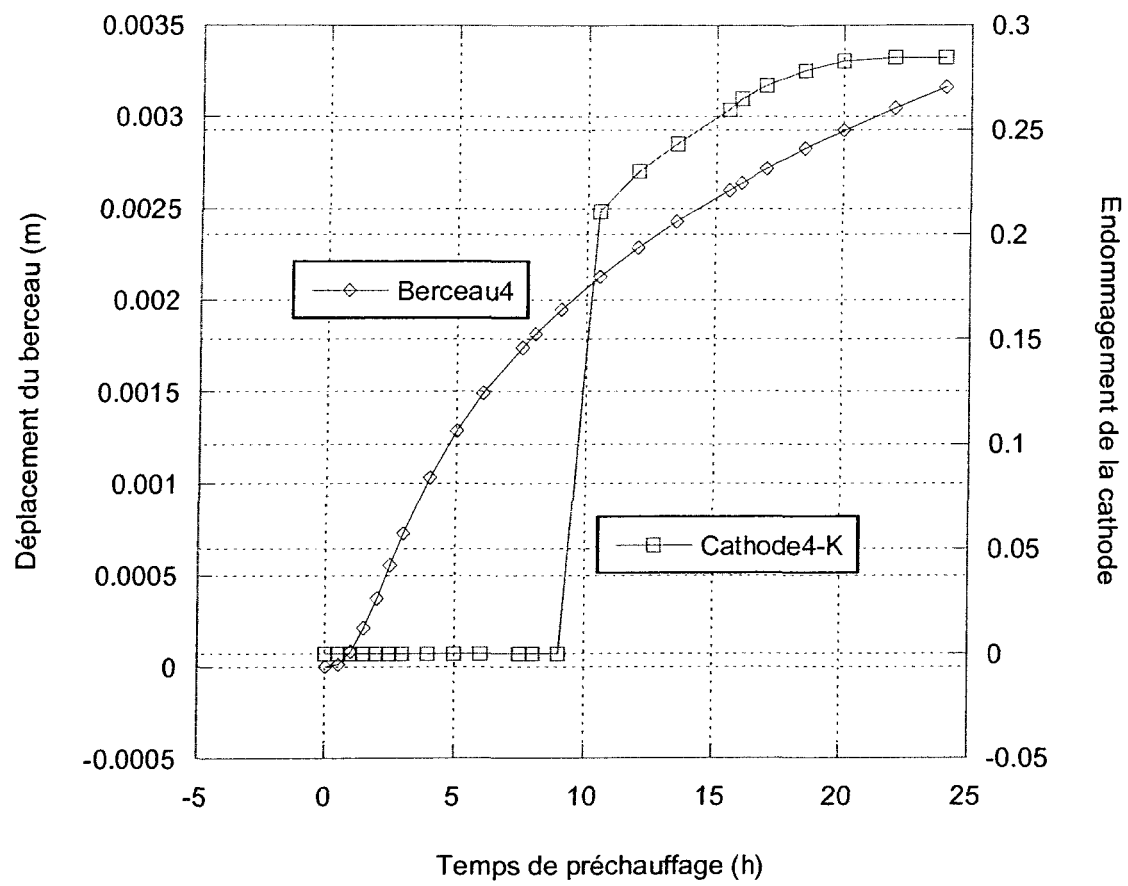


Figure 4-45: Corrélation entre le déplacement du berceau du centre de la cuve et le niveau d'endommagement de la cathode

Chapitre 5

CONCLUSION ET RECOMMANDATIONS

5.1 Généralités

Ce chapitre présente une rétrospective du mémoire ainsi que les recommandations pour des travaux futurs basés sur les résultats et les observations réalisées dans ce projet.

5.2 Rétrospective du mémoire

Ce mémoire présente les travaux réalisés pour la mise en œuvre d'un modèle permettant de simuler le préchauffage d'une cuve d'électrolyse. Dans un premier temps, le mémoire se consacre à la présentation des principaux constituants d'une cuve d'électrolyse, de son brasquage et des différents types de préchauffage qui existent dans l'industrie de l'aluminium. La problématique d'infiltration en bas âge lié au préchauffage y est aussi discutée. Ces infiltrations peuvent causer l'arrêt prématuré de la cuve d'électrolyse ou encore augmenter sa consommation d'énergie. Les phénomènes qui prennent place dans la cuve d'électrolyse pendant le préchauffage sont complexes et fortement liés. En effet, le préchauffage électrique utilisé par RTA produit une quantité de chaleur importante dans la cuve d'électrolyse ce qui affecte les propriétés mécaniques, électriques, thermique et chimiques des matériaux et des interfaces.

Pour mieux comprendre ces phénomènes et leurs impacts lors du préchauffage d'une cuve d'électrolyse, un modèle numérique quart de cuve a été construit. Les dimensions du modèle sont les mêmes que celles d'une cuve P155 que RTA utilise dans plusieurs de ses installations. Le modèle quart de cuve comprend les anodes, les cathodes, la pâte monolithique, le caisson, les berceaux, les barres collectrices, la fonte et les matériaux du piédestal. Des interfaces de contact sont aussi présentes entre les différents constituants du modèle. Le lit de coke est considéré comme une interface de contact entre les anodes et les cathodes. Les lois de comportements des matériaux ainsi que les paramètres utilisées dans le modèle quart de cuve ont été obtenus dans le projet START-Cuve qui était consacré à l'étude du comportement thermo-électro-mécanique des cuves Hall-Héroult en phase de préchauffage. Le modèle est résolu en régime transitoire et thermo-électro-mécaniquement à l'aide d'une application créée à partir du noyau de calcul FESh++ et ce, pour une durée de préchauffage de 24h.

L'étude sur les coefficients de pénalisation normaux à certaines interfaces de contact stratégiques montre que les coefficients utilisés dans le modèle quart de cuve sont un bon compromis entre la qualité des résultats du modèle et le temps de calcul. L'étude montre aussi que les coefficients de pénalisation normaux ont une grande influence sur le comportement mécanique de la cuve mais peu sur le comportement thermoélectrique du fait que peu d'interface dans le modèle sont fonction de la pression.

Les résultats de validation du modèle avec des mesures *in situ* sont très satisfaisants. Les mesures *in situ* disponibles pour la validation étaient des mesures de températures dans la pâte, sur le côté du caisson à des hauteurs variables et des déplacements de caisson. Dans tous les cas de validation, sauf pour le déplacement du caisson dans le sens de la longueur, le modèle donne les résultats attendus. L'écart entre les déplacements du modèle dans le sens de la longueur et des résultats *in situ* peut provenir du fait que la rigidité équivalente utilisée entre la pâte du bout de la cuve et le caisson soit surestimée.

Pour 24 h de préchauffage, l'analyse des résultats montre que les petits joints sont cuits à plus de 86%. À ce pourcentage de cuisson, les petits joints ont encore plus de volume qu'au début du préchauffage mais ils ont commencés à se contracter. De plus, l'analyse des résultats montre que la pression entre les blocs cathodiques et la pâte est relativement faible et que les contraintes principales en tension sont élevées sur les arrêtes supérieures des blocs cathodiques. Si un point chaud important localisé dans la cuve survient lors du préchauffage (augmentation localisée de température) ou encore lorsque les 24 heures de préchauffage sont dépassées (augmentation générale de température de la surface cathodique), les risques d'infiltration sont présents puisque la pâte en phase de contraction risque de conduire à des zones faiblement comprimées d'où un potentiel d'infiltration accru lors du versement du bain. Les fortes contraintes en tension sur les arêtes des blocs pourraient provoquer une fissure par le bris de la cathode entre le bloc cathodique et la pâte monolithique. Ces résultats montrent que le processus de préchauffage doit être rigoureusement suivi dans le cas de la P155 dans ces conditions pour éviter toute infiltration. De plus, il a été possible d'observer, avec les conditions de préchauffage utilisées, que l'intersection entre le grand joint et les petits joints montrait un possible décollement après 24h de préchauffage, ce qui peut mener à de possibles infiltrations. De leur côté, les contraintes de von Mises sur le caisson et les berceaux montrent que l'acier n'a pas plastifié au terme du préchauffage. La plus haute contrainte située dans le haut de la fenêtre de la barre collectrice du caisson est bien en-deçà de la limite élastique de l'acier utilisé dans la fabrication des caissons de cuve P-155.

Les résultats thermo-électro-mécanique au niveau de l'interface fonte-carbone montrent qu'une partie du scellement de fonte n'est pas en contact avec le bloc pour les barres collectrices du bout de la cuve. Ceci se traduit par une densité de courant moins élevée dans les blocs du bout. Ce qui peut être expliqué par une résistivité plus élevée puisque la pression et la surface de contact est moins grande. Ceci explique en partie les plus faibles températures observées dans le bout de la cuve par rapport au centre du modèle.

Pour terminer, des tentatives de corrélations entre un paramètre externe et des paramètres internes de la cuve ont été présentées. Un paramètre facilement mesurable à l'extérieur de la cuve a été identifié pour déterminer l'état de certains paramètres internes. Le déplacement d'un des berceaux est le paramètre externe sélectionné pour étudier le comportement du niveau de cuisson de la pâte, de la pression entre le devant de la cathode et le grand joint de pâte et de l'indice d'endommagement de la cathode. Des corrélations intéressantes ont été trouvées entre le déplacement du berceau, le niveau de cuisson de la pâte et la pression entre la cathode et le grand joint de pâte. Malgré la simplicité de cette étude, il peut s'avérer intéressant de pousser des études de corrélations plus approfondies avec le modèle quart de cuve pour trouver et déterminer des indicateurs de performance de préchauffage pour les cuves d'électrolyse.

5.3 Recommandations et travaux futurs

En ce qui concerne les recommandations sur le modèle quart de cuve, le remplacement des rigidités et des conductivités thermiques équivalentes dans le coin, au bout et en-dessous des cathodes par les matériaux appropriés pourrait donner de meilleurs résultats pour les déplacements du caisson. De plus, une mise à jour des matériaux et de leurs propriétés qui tient compte de tous les changements effectués depuis 2003 dans le revêtement de la cuve P155 serait à apporter. De cette façon, la comparaison des résultats du modèle pourrait alors être réalisée avec des mesures *in situ* plus récentes.

Suite à ces travaux, une étude approfondie des corrélations possibles entre des phénomènes internes et externes pourrait s'avérer très intéressante pour trouver et déterminer des indicateurs de performance des cuves d'électrolyse. Ces indicateurs de performance seraient très utiles dans le monde de la production d'aluminium. Aussi, une étude sur l'impact qu'a l'espace entre la fonte et le carbone serait intéressante pour vérifier le niveau de contrainte dans les blocs. Le bloc de bout serait particulièrement intéressant puisqu'avec le paramètre actuel, il y a décollement de la fonte.

Dans les travaux futurs,⁰ il serait intéressant de pouvoir effectuer le versement du bain au terme du préchauffage car l'étude a permis de constater que passer 24 heures de préchauffage, la cuve était plus à risque aux infiltrations. Ceci permettrait de mieux comprendre les phénomènes thermomécaniques qui y prennent place. De plus, la même approche de modélisation du préchauffage pourrait être envisagée pour les autres technologies de cuves d'électrolyse opérées par RTA.

BIBLIOGRAPHIE

- [1] GRJOTHEIM, K et KVANDÉ, H., Introduction to aluminium electrolysis – 2e ed., Aluminum-Verlag, 1993.
- [2] RICHARD, D., Approche de modélisation d'une tranche de cuve P-155. Université du Québec à Chicoutimi, 2004.
- [3] GOULET, P., Modélisation du comportement thermo-électro-mécanique des interfaces de contact d'une cuve de Hall-Héroult, Thèse de doctorat de l'Université Laval, Québec, novembre 2004.
- [4] SØRLIE, M., ØYE, H., Cathodes in aluminium electrolysis. Aluminium-Verlag, Düsseldorf, Germany, deuxième édition, 1994.
- [5] BENTZEN, H., HVISTENDAHL, J., JENSEN, M., MELÅS, J., SØRLIE, M.. Gas preheating and start of Söderberg cells. Dans Proc. TMS Light Metals, pages 741.747. The Minerals, Metals & Materials Society, The Minerals, Metals & Materials Society, Warrendale, USA, 1991.
- [6] RICHARD, D., Aspects thermomécanique de la modélisation par éléments finis du préchauffage électrique d'une cuve de Hall-Héroult : Lois constitutives, conception orientée-objet et validation, Thèse de doctorat de l'Université Laval, Québec, août 2004.
- [7] MARCEAU, D., RICHARD, D., GOULET, P., FAFARD, M., FESh++, une nouvelle approche orientée objet pour la simulation par éléments finis des problèmes multiphysiques,

Dans Actes du septièmes colloque en calcul des structures, Giens, France, tome 2, 2005, pages 303-308.

- [8] DUPUIS, M., Using ANSYS® to Model Aluminium Reduction Cell since 1984 and beyond, *Proceedings of the ANSYS International Conference, 2002.*
- [9] GOAD, D., Description of ANSYS® finite element model for the Kitimat vs dry paste anode, rapport technique, Alcan International Limited, avril 1985.
- [10] CASTONGUAY, L., ET DUPUIS, M., Simulation of Kitimat vs dry anodes with the ANSYS® finite element model, Rapport technique, Alcan International Limited, Décembre 1986..
- [11] DÉSILETS, M., PERRON, J., ET POTOCHNIK, V. Évaluation des modèles mathématiques dans la technologie de la réduction. Rap. Tech. AR-2000/0037, Alcan International Limitée, Novembre 2000..
- [12] TABSH, I. Lynemouth preheat analysis vol. 1 : Description of heat transfer model. Rap. Tech. 002-05-V1, Compusim Inc. Engineering Consultant, Octobre 1992.
- [13] DUPUIS, M., ET TABSH, I., Thermo-electric analysis of the Grande-Baie aluminum reduction cell, TMS Light Metals, The Minerals, Metals & Materials Society, 1994, pages 339-42
- [14] MOHAMMED, S. & al, Mathematical modelling for coke bed preheating of aluminium reduction cell, TMS Light Metals, 1997, pages 457-461..
- [15] RICHARD, D., Conception des tourillons d'anode en usage dans une cuve de Hall-Héroult à l'aide de la méthode des éléments finis, Mémoire de maîtrise présentée à la Faculté des études supérieures de l'Université Laval, mai 2000.
- [16] HILTMANN, F., MEULEMANN, K.-H., Ramming paste properties and cell performance, TMS Light Metals, 2000, pages 405-411.
- [17] RICHARD, D. FAFARD, M., LACROIX, R., CLÉRY, P., MALTAIS, Y., Carbon to cast iron electrical contact resistance constitutive model for finite element analysis, Journal of material processing technologies, numéro 132, 2003, pages 119-131.
- [18] RICHARD, D. FAFARD, M., DÉSILETS, M., Thermo-chemo-mechanical aspects of refractory concrete used in a Hall-Héroult cell, TMS light Metals 2003, page 283-290