



THÈSE PRÉSENTÉE À
L'UNIVERSITÉ DU QUÉBEC À CHICOUTIMI
COMME EXIGENCE PARTIELLE
DU DOCTORAT EN INGÉNIERIE

PAR
Simon-Olivier Tremblay

**ÉTUDE CONCEPTUELLE ET DÉVELOPPEMENT D'UN NOUVEL ASSEMBLAGE
ANODIQUE**

Janvier 2019

RÉSUMÉ

La production de l'aluminium primaire via le procédé Hall-Héroult nécessite l'utilisation d'un courant de très forte intensité. Conséquent du coût élevé des matières premières nécessaires à la production du métal gris, l'industrie de l'aluminium fait aujourd'hui l'objet d'une compétition internationale féroce obligeant les producteurs d'aluminium, incluant Aluminerie Alouette Inc. (AAI), à innover afin de demeurer compétitif. L'une des pistes de solution consiste à réduire la résistance électrique des assemblages anodiques, dont une légère optimisation peut engendrer d'importantes économies à long terme.

Dans ce contexte, ce projet de thèse porte sur l'étude de l'assemblage anodique dans l'optique de développer un nouveau concept permettant une réduction notable de sa résistance électrique. Pour ce faire, les paramètres conduisant à une amélioration de la performance électrique ont d'abord été définis. Par la suite, les paramètres clés nécessitant une investigation supplémentaire, requise à l'élaboration d'un nouveau concept, ont été identifiés.

Dans l'optique d'évaluer l'impact de ces paramètres clés requis au développement d'un nouveau concept, une évaluation expérimentale et une campagne de mesure *in situ* ont été réalisées. L'évaluation expérimentale a démontré qu'une faible résistance électrique peut être obtenue dans un carbone fissuré et a permis de définir des indicateurs de performance de la qualité du contact. Finalement, l'évaluation *in situ* a permis de cibler les températures opérationnelles de la connexion anodique à prioriser (en démontrant que sa résistance a une influence négligeable sur l'évolution du courant dans l'anode) et également de quantifier la chute de voltage provenant de la connexion d'AAI.

Basé sur les résultats de cette campagne de mesure *in situ*, un modèle thermo électro-mécanique a été développé afin de permettre l'identification d'éléments nécessaires à l'orientation, l'analyse et la validation du fonctionnement du nouveau concept, soit : les comportements à l'origine des problématiques associées à la déformation des rondins, la fissuration du carbone, le potentiel d'optimisation de la connexion actuelle ainsi que la perte de chaleur par le dessus de l'assemblage.

Ayant acquis les connaissances et outils nécessaires à l'orientation du développement d'un nouveau concept, une nouvelle approche a ensuite été proposée puis analysée. L'approche consiste à substituer l'étape de scellement du rondin dans le tourillon via l'introduction de plusieurs éléments de connexion d'acier rectangulaires dans la pâte d'anode lors de l'étape de la mise en forme de l'anode. Une fois l'assemblage cuit, de la fonte est versée entre la traverse et les éléments de connexion préalablement insérés afin de permettre le passage du courant entre les composants métalliques. Afin d'évaluer le potentiel de l'approche proposée, une expérimentation à petite échelle aura permis d'assurer la bonne compréhension du comportement thermomécanique de l'assemblage lors de la cuisson et de son impact sur le comportement thermo électromécanique en opération. Cette étape a démontré que l'approche proposée permet l'obtention d'une très faible résistance électrique aux températures opérationnelles pour des géométries d'éléments de connexion spécifiques.

Dans l'optique d'identifier les mécanismes d'interface en actions durant la cuisson et menant à ces résultats prometteurs, un montage dédié à la quantification de la résistance de contact électrique (RCE) lors du procédé de cuisson a été réalisé. Les résultats ont montré une grande sensibilité de la RCE à la viscosité de la pâte d'anode. Une fois l'échantillon cuit, l'évaluation de la RCE en fonction de la pression de contact a démontré que l'approche permet une réduction de la RCE en raison de la conformation des surfaces par la déformation visqueuse de la pâte d'anode et de la migration du brai à l'interface.

Au final, le développement et l'étude par éléments finis du nouvel assemblage auront permis d'estimer une réduction de la chute de voltage de l'assemblage de l'ordre de 55.1 mV en considérant une RCE égale au concept actuellement utilisé chez AAI. L'étude réalisée a également démontré que la géométrie du nouveau concept mène à une réduction significative de l'état de contrainte à l'intérieur de l'anode cuite.

Conséquent de l'importance des résultats obtenus, le concept a fait l'objet d'un dépôt de brevet international et une preuve de concept est prévue chez AAI et ce, afin de déterminer le réel potentiel de l'approche considérant les spécificités de la mise en œuvre dudit concept à l'échelle industrielle.

ABSTRACT

The production of primary aluminum using the Hall-Héroult process requires the use of a very high current intensity. Due to the high cost of the raw materials to produce aluminum, the industry, including Aluminerie Alouette Inc. (AAI), is forced to innovate in order to remain competitive. One possible solution is to reduce the electrical resistance of the anode assemblies. Significant long term savings can be obtained from its optimisation.

In this context, this project focuses on the development of a new anode assembly with lower electrical resistance. In order to do this, the key parameters leading to an improvement in electrical performance as well as the factors influencing this performance were first defined. Subsequently, the key parameters to be investigated in more details for the design of the connection elements of the new concept were identified.

In order to evaluate the impact of these key parameters required to the development of a new concept, an experimental study and an *in situ* measurement campaign were carried out. An experimental evaluation showed that a low electrical resistance can be obtained even if the carbon contains some cracks in the vicinity of the connection. This made it possible to define performance indicators which indicate the quality of the contact. In addition, it was demonstrated using the *in situ* evaluation that the resistance of the anode connection has a negligible influence on the evolution of current in the anode assembly.

Also, a thermo electromechanical model of the existing anode assembly has been developed and calibrated using the results of this *in situ* measurement campaign. This model allowed the quantification of the optimization potential of the actual connection, the heat loss and the stresses generated in the anode assembly specific to the AAI technology. These parameters obtained from the actual anode assembly were used to compare the behaviour of the new concept with the existing.

Having acquired the knowledge and tools necessary to guide the development of a new concept, a new approach was then proposed and analyzed. The approach is to substitute the step of sealing with cast iron with the insertion of several thin rectangular steel connection elements into the carbon paste during the anode forming step. Once the assembly is baked, cast iron is poured between the modified crossbar and the connection elements previously inserted to allow the passage of current between the metal components.

In order to evaluate the potential of the proposed approach, a laboratory-scale experiment made it possible to ensure a good understanding of the thermomechanical behavior of the assembly during baking and its impact on the thermo electromechanical behavior in operation. This step demonstrated that the proposed approach results in a low electrical resistance at operating temperatures for specific connector geometries.

To identify the interface mechanisms present during baking, an experimental system dedicated to the quantification of the electrical contact resistance (ECR) during the baking process

was constructed. The results showed that the ECR is significantly affected by the viscosity of the carbon paste. Once the sample is baked, the evaluation of the ECR as a function of the contact pressure has shown that the new approach allows a reduction of the ECR because of the conformation of the surfaces by the viscous deformation of the anode paste and the pitch migration at the interface.

The new concept in full scale was simulated with the previously calibrated numerical model in order to quantify its electrical resistance and to study its industrial feasibility (via the evaluation of the heat loss and the generated constraints). The numerical results showed a reduction in the voltage drop in the order of 55.1 mV using an ECR equal to the concept currently used at AAI. The study also demonstrated that the geometry of the new concept leads to a significant reduction of stress inside the anode.

As a result of the promising results obtained, the concept has been the subject of an international patent application and a proof of concept is planned at AAI in order to determine the actual potential of the approach considering the requirements of the implementation of the developed concept on an industrial scale.

TABLE DES MATIÈRES

RÉSUMÉ	III
ABSTRACT	V
TABLE DES MATIÈRES	VII
LISTE DES FIGURES	XI
LISTE DES TABLEAUX	XIX
REMERCIEMENTS	XX
AVANT-PROPOS	XXII
CHAPITRE 1 INTRODUCTION.....	23
1.1 GÉNÉRALITÉS	23
1.2 LE PROCÉDÉ HALL-HÉROULT	25
1.3 CONSIDÉRATIONS ÉNERGÉTIQUES	29
1.4 FABRICATION ET MANUTENTION DE L'ASSEMBLAGE ANODIQUE	33
1.5 PROBLÉMATIQUE	37
1.5.1 <i>La résistance électrique de l'assemblage anodique</i>	38
1.5.2 <i>Dégradation des assemblages anodiques</i>	44
1.5.3 <i>Problématiques opérationnelles</i>	47
1.6 OBJECTIFS	48
1.7 MÉTHODOLOGIE	49
1.7.1 <i>Première partie : Étude conceptuelle de l'assemblage anodique actuel</i>	50
1.7.2 <i>Deuxième partie : Développement d'un nouveau concept</i>	51
1.8 ORIGINALITÉ DU PROJET	52
1.9 CONTENU DE LA THÈSE	53
CHAPITRE 2 ÉTAT DES CONNAISSANCES.....	55
2.1 GÉNÉRALITÉS	55
2.2 ÉTUDES EXPÉRIMENTALES	55
2.2.1 <i>Le comportement de l'assemblage anodique</i>	56
2.2.2 <i>La résistance électrique de contact</i>	65
2.2.3 <i>Le comportement de la pâte d'anode lors de la cuisson</i>	71

2.3	ÉTUDES PAR SIMULATIONS NUMÉRIQUES.....	75
2.4	PROPOSITIONS DE DESIGNS D'ASSEMBLAGE ANODIQUE	87
 CHAPITRE 3 CARACTÉRISATION DU COMPORTEMENT DE LA CONNEXION		
	ANODIQUE.....	93
3.1	GÉNÉRALITÉS	93
3.2	APPROCHE RETENUE POUR LA CARACTÉRISATION DE LA CONNEXION	97
3.2.1	Approche reliée à l'évaluation des paramètres TEM sur la résistance électrique.....	98
3.2.2	Approche reliée à l'évaluation du comportement à l'interface acier/carbone	101
3.2.3	Approche reliée à l'évaluation du comportement mécanique.....	105
3.3	ÉTUDE EXPÉRIMENTALE DE LA CONNEXION.....	107
3.3.1	Montage expérimental représentant l'opération et étude de cas	107
3.3.2	Résultats et discussion	112
	<i>Résistance électrique en situation opérationnelle : Sans fissuration du bloc de carbone</i>	112
	<i>Résistance électrique en situation opérationnelle : Avec fissuration du bloc de carbone</i>	119
3.4	ÉTUDE IN SITU DU COMPORTEMENT DE L'ASSEMBLAGE ANODIQUE.....	122
3.4.1	Instrumentation et méthodologie.....	122
3.4.2	Résultats et discussion	132
	<i>Validation de l'instrumentation et de la méthodologie</i>	132
	<i>Évolution de la résistance électrique en régime établi (24-520h)</i>	135
	<i>Évolution de la résistance électrique en début de vie (0-24h)</i>	138
	<i>Décomposition de la perte énergétique</i>	140
	<i>Influence de la résistance électrique de l'assemblage anodique sur l'évolution du courant</i>	141
 CHAPITRE 4 ÉTUDE PAR ÉLÉMENTS FINIS DU COMPORTEMENT DE L'ASSEMBLAGE		
	ANODIQUE.....	146
4.1	GÉNÉRALITÉS	146
4.2	MODÈLE PAR ÉLÉMENTS FINIS	147
4.2.1	Représentation géométrique.....	148
4.2.2	Type d'analyse utilisé.....	149
	<i>Situation opérationnelle</i>	149
	<i>Refroidissement du mégot</i>	151
4.2.3	Conditions limites.....	152
	<i>Scellement : analyse M</i>	152
	<i>Situation opérationnelle : analyse TE et M</i>	154

<i>Refroidissement du mégot: analyse TT et M</i>	159
4.2.4 <i>Indépendance de maillage</i>	160
4.3 ÉTUDE NUMÉRIQUE DE L'ASSEMBLAGE ANODIQUE	161
4.3.1 <i>Potentiel d'optimisation de la présente géométrie du tourillon</i>	161
4.3.2 <i>Perte de chaleur de l'assemblage anodique à mi-vie</i>	164
4.3.3 <i>Comportement thermomécanique</i>	165
4.3.4 <i>Impact électrique relié à la réduction du diamètre des rondins</i>	175
CHAPITRE 5 PRÉSENTATION ET ANALYSE DU NOUVEAU CONCEPT	178
5.1 GÉNÉRALITÉS	178
5.2 DESCRIPTION DU NOUVEAU CONCEPT ET HYPOTHÈSES	179
5.3 EXPÉRIMENTATION DU NOUVEAU CONCEPT À ÉCHELLE RÉDUITE	183
5.3.1 <i>Détermination d'une procédure d'assemblage</i>	184
<i>Procédure A : insertion d'un élément de connexion dans la pâte d'anode lors de la mise en forme de l'anode</i>	185
<i>Procédure B : insertion d'un élément de connexion à l'intérieur d'une rainure dans l'anode crue préalablement usinée</i>	188
5.3.2 <i>Cuisson de l'assemblage</i>	189
5.3.3 <i>Montage expérimental représentant l'opération</i>	190
5.3.4 <i>Étude de cas</i>	191
5.3.5 <i>Résultats et discussion</i>	194
<i>Observations suite à la cuisson des assemblages expérimentaux</i>	195
<i>Résistance électrique en situation opérationnelle</i>	203
<i>Influence de l'épaisseur de l'élément de connexion</i>	209
5.4 ÉTUDE D'UNE INTERFACE ACIER/CARBONE AU TERME DE LA CUISSON	214
5.4.1 <i>Montage et démarche expérimentale</i>	215
<i>Montage expérimental</i>	215
<i>Démarche expérimentale : comportement lors de la cuisson</i>	217
<i>Démarche expérimentale : modification de la RCE en situation opérationnelle</i>	218
5.4.2 <i>Résultats et discussion</i>	219
<i>Comportement lors de la cuisson</i>	219
<i>Modification de la RCE en situation opérationnelle</i>	225
5.5 DÉVELOPPEMENT ET ÉTUDE NUMÉRIQUE DU NOUVEAU CONCEPT	227
5.5.1 <i>Choix géométriques</i>	228
<i>Géométrie et nombre d'éléments de connexion</i>	228

<i>Géométrie de la traverse</i>	230
5.5.2 <i>Étude du comportement du nouveau concept</i>	232
<i>Performance électrique du nouveau concept</i>	232
<i>Respect de l'équilibre thermique du nouveau concept</i>	234
<i>Comportement thermomécanique du nouveau concept</i>	235
CHAPITRE 6 CONCLUSION ET RECOMMANDATIONS	239
6.1 GÉNÉRALITÉS	239
6.2 CONCLUSIONS.....	239
6.3 RECOMMANDATIONS POUR TRAVAUX FUTURS	246
RÉFÉRENCES	248
ANNEXE A RCE LORS D'UNE INSERTION AVEC VIBROCOMPACTEUR	252
ANNEXE B DESCRIPTION DE LA PREUVE DE CONCEPT	253
ANNEXE C PLANS DE LA PREUVE DE CONCEPT	256

LISTE DES FIGURES

FIGURE 1-1: PRODUCTION MONDIALE DE L'ALUMINIUM DE PREMIÈRE FUSION EN 2016 [2]	24
FIGURE 1-2: SCHÉMA DE LA CUVE D'ÉLECTROLYSE, COUPE TRANSVERSALE.....	26
FIGURE 1-3: COMPOSANTS DE L'ASSEMBLAGE ANODIQUE D'AAI	28
FIGURE 1-4: ÉTAPES D'UN CHANGEMENT D'ANODE [3]	29
FIGURE 1-5: DÉCOMPOSITION DE LA CHUTE DE VOLTAGE SELON LES DONNÉES DE [3].....	30
FIGURE 1-6: PERTES DE CHALEUR DU PROCÉDÉ SELON LES DONNÉES DE [3]	31
FIGURE 1-7: DÉCOMPOSITION DE LA CONSOMMATION DU CARBONE DE L'ANODE [3]	33
FIGURE 1-8: REPRÉSENTATION D'UN VIBROCOMPACTEUR [9]	34
FIGURE 1-9: USINAGE DE RAINURES LONGITUDINALES DANS UNE ANODE CUITE [3].....	35
FIGURE 1-10: SCELLEMENT À LA FONTE PERMETTANT LA FORMATION DU CONNECTEUR ANODIQUE [11]	35
FIGURE 1-11: ÉTAPES DU NETTOYAGE DES MÉGOTS [3].....	37
FIGURE 1-12: PIÈCE D'UN MATÉRIAU [13]	38
FIGURE 1-13: REPRÉSENTATION DE LA PROBLÉMATIQUE ASSOCIÉE À L'OPÉRATION DE SCELLEMENT SELON [14].....	39
FIGURE 1-14: REPRÉSENTATION DE LA SURFACE DE CONTACT RÉELLE ET NOMINALE	41
FIGURE 1-15: INTERRELATIONS ENTRE LES PHÉNOMÈNES PHYSIQUES [17]	44
FIGURE 1-16: DÉTÉRIORATION DES ASSEMBLAGES ANODIQUES	45
FIGURE 1-17: DÉTÉRIORATION DES RONDINS PROVOQUÉS PAR L'EXPOSITION AU BAIN LIQUIDE [22].....	46
FIGURE 1-18: CONSÉQUENCE POTENTIELLE DE LA DILATATION THERMIQUE DE LA TRAVERSE SUR L'ANODE [23]	48
FIGURE 2-1: RÉSULTATS DES TRAVAUX DE PETERSON [23]	56

FIGURE 2-2: RÉSULTATS <i>IN SITU</i> DE WILKENING ET CÔTÉ [18]	59
FIGURE 2-3: EXPÉRIMENTATION DE WILKENING ET CÔTÉ [18]	60
FIGURE 2-4: DÉFORMATIONS TYPIQUES OBSERVÉES EN INDUSTRIE D'ORIGINE MÉCANIQUE, À PARTIR DE [26]	61
FIGURE 2-5: EXPÉRIENCES DE MOLENAAR <i>ET AL</i> [27]	63
FIGURE 2-6: ÉVOLUTION DU PROFIL DU COURANT ET DE L'ACD D'UNE ANODE LORS D'UN CYCLE COMPLET [28]	65
FIGURE 2-7: EXPÉRIMENTATION DE BROOKS ET BULLOUGH, L'ABSCISSE EST LA TEMPÉRATURE EN °C [29].....	66
FIGURE 2-8: MONTAGE EXPÉRIMENTAL DE RHEDEY ET CASTONGUAY POUR UNE INTERFACE ACIER/CARBONE [30]	67
FIGURE 2-9: RÉSISTANCE ÉLECTRIQUE POUR UNE INTERFACE ACIER/CARBONE [30]	68
FIGURE 2-10: RCE ENTRE L'ACIER ET LE CARBONE GRAPHITIQUE, L'ABSCISSE EST LA PRESSION EN MPA [31]	69
FIGURE 2-11: RCE (RC SUR LA FIGURE) ENTRE LA FONTE ET LE CARBONE SELON [32]	70
FIGURE 2-12: RCE À L'INTERFACE FONTE/CARBONE PAR ST-GEORGES <i>ET AL.</i> [33].....	70
FIGURE 2-13: ÉVOLUTION DE LA VISCOSITÉ DE L'ANODE CRUE [34]	72
FIGURE 2-14: ÉVOLUTION DES PROPRIÉTÉS MÉCANIQUES DU CARBONE LORS DE LA CUISSON [35]	72
FIGURE 2-15: ÉVOLUTION DE LA RÉSISTANCE ULTIME À LA COMPRESSION TRIAXIALE EN FONCTION DE LA CONTRAINTE DE CONFINEMENT [35]	73
FIGURE 2-16: DÉFORMATION TOTALE ET SOUS-MÉCANISMES DE LA DÉFORMATION LIBRE DE L'ANODE LORS DE LA CUISSON [37] ..	74
FIGURE 2-17: PERTE DE CHALEUR ET MODÈLE NUMÉRIQUE RÉALISÉ PAR DUPUIS [38]	76
FIGURE 2-18: MODÈLE EN POINTE DE TARTE DÉVELOPPÉ PAR RICHARD <i>ET AL</i> [39]	77
FIGURE 2-19: RÉSULTATS NUMÉRIQUES AU NIVEAU DU TOURILLON SELON LE MODÈLE DE FORTIN <i>ET AL.</i> [40]	78
FIGURE 2-20: INFLUENCE DE L'EFFET «TOE-IN» SELON LE MODÈLE DE FORTIN <i>ET AL.</i> [40]	79
FIGURE 2-21: IMPACT DU NOMBRE DE FLÔTES SUR LA DENSITÉ DE COURANT SELON LE MODÈLE DE RICHARD [32]	80

FIGURE 2-22: RELATION DE LA RCE ET SÉQUENCE D'ANALYSE UTILISÉE AVEC LE MODÈLE DE DING <i>ET AL.</i> [44].....	82
FIGURE 2-23: INFLUENCE DU DIAMÈTRE DES RONDINS [MM] CONSIDÉRANT UN COURANT DE 7500 A SELON DING <i>ET AL.</i> [44] ..	83
FIGURE 2-24: ÉVOLUTION DE LA DISTRIBUTION DES PRESSIONS DE CONTACT DU CONNECTEUR	84
FIGURE 2-25: ÉVOLUTION DE LA DISTRIBUTION DES PRESSIONS DE CONTACT DU CONNECTEUR [47].....	84
FIGURE 2-26: RÉSULTATS NUMÉRIQUES SELON LE MODÈLE DE GUNASEGARAM <i>ET AL.</i> [48]	86
FIGURE 2-27: DÉFORMATION PLASTIQUE ÉQUIVALENTE (-) LORS DE L'OPÉRATION.....	87
FIGURE 2-28: ASSEMBLAGE ANODIQUE PROPOSÉ PAR FRIEDLI <i>ET AL.</i> [49]	88
FIGURE 2-29: ASSEMBLAGE ANODIQUE PROPOSÉ PAR TSOMAEV [50]	89
FIGURE 2-30: ASSEMBLAGE ANODIQUE PROPOSÉ PAR FAFARD <i>ET AL.</i> [51].....	90
FIGURE 2-31: ASSEMBLAGE ANODIQUE PROPOSÉ PAR BERENDS [52]	91
FIGURE 2-32: GÉOMÉTRIE DE TOURILLON PROPOSÉE PAR RICHARD ET DUPUIS [53]	92
FIGURE 3-1: INTERRELATIONS DES PARAMÈTRES CLÉS	94
FIGURE 3-2: TEMPÉRATURE DE LA RÉGION DU CONNECTEUR ANODIQUE DURANT L'OPÉRATION	95
FIGURE 3-3: MÉTHODE D'ÉVALUATION DE L'IMPACT ÉLECTRIQUE DES PARAMÈTRES TEM SUR LA RÉSISTANCE	98
FIGURE 3-4: SÉQUENCE D'ANALYSE UTILISÉE DANS ANSYS WORKBENCH® (SELON [44])	102
FIGURE 3-5: PROCÉDURE PERMETTANT LA VARIATION SPATIALE D'UNE CARACTÉRISTIQUE SPÉCIFIQUE D'UN CONTACT SELON [55]	103
FIGURE 3-6: CARACTÉRISTIQUES MODIFIABLES D'UN CONTACT	104
FIGURE 3-7: CONVENTION DES VECTEURS DES CONTRAINTES PRINCIPALES ET ORIENTATION POTENTIELLE DE LA FISSURATION	106
FIGURE 3-8: MONTAGE ET ÉCHANTILLON UTILISÉS	108
FIGURE 3-9: SCHÉMA DE L'INSTRUMENTATION DE L'ASSEMBLAGE EXPÉRIMENTAL	109

FIGURE 3-10: EFFET DE LA RCE ENTRE LE SUPPORT ET LA BASE DE L'ANODE SUR LA DENSITÉ DE COURANT [A/M ²]	111
FIGURE 3-11: CHUTE DE VOLTAGE EN FONCTION DE LA TEMPÉRATURE AVEC CARBONE INTACT	112
FIGURE 3-12: REPRÉSENTATION DU CHEMIN PRÉFÉRENTIEL À L'AIDE DE LA DENSITÉ DE COURANT.....	114
FIGURE 3-13: ÉVOLUTION DES PRESSIONS DE CONTACT DU TEST #2 (ESPACE INITIAL DE 0.11 MM) [MPA]	115
FIGURE 3-14: DÉFORMATION ACCENTUÉE DU TOURILLON.....	116
FIGURE 3-15: IMPACT DU CHANGEMENT DE PHASE DE L'ACIER SUR LA DISTRIBUTION DES PRESSIONS DE CONTACT AVEC UN ESPACE INITIAL DE 0.11 MM (TEST #2) [MPA]	117
FIGURE 3-16: CHUTE DE VOLTAGE EXPÉRIMENTALE ET NUMÉRIQUE (MODÈLE TEM) AVEC CONNECTEUR CYLINDRIQUE.....	118
FIGURE 3-17: FISSURATION OBSERVÉE APRÈS EXPÉRIMENTATION (TEST #4)	119
FIGURE 3-18: CHUTE DE VOLTAGE ET RCE_NUM EN FONCTION DE LA TEMPÉRATURE LORSQUE LE BLOC DE CARBONE EST FISSURÉ EN SURFACE	120
FIGURE 3-19: EFFET DE LA FISSURATION SUR LES CHUTES DE VOLTAGE DU PLAN DE MESURE DU CARBONE	121
FIGURE 3-20: INSTRUMENTATION <i>IN SITU</i> DES ASSEMBLAGES ANODIQUES CHEZ AAI	123
FIGURE 3-21: REPRÉSENTATION DE L'INSTRUMENTATION <i>IN SITU</i> AU NIVEAU DE L'ASSEMBLAGE ANODIQUE.....	124
FIGURE 3-22: INSTRUMENTATION ET RÉSISTANCE ÉQUIVALENTE D'UNE PATTE DE LA TRAVERSE.....	127
FIGURE 3-23: VARIATION DES DENSITÉS DE COURANT DANS UNE TRANCHE DE LA CUVE	129
FIGURE 3-24: ORIENTATION DES LIGNES DE COURANT DANS UNE TRANCHE DE LA CUVE	129
FIGURE 3-25: REPRÉSENTATION DE L'INSTRUMENTATION <i>IN SITU</i> AU NIVEAU DE L'ANODE.....	131
FIGURE 3-26: RÉSISTANCE ÉLECTRIQUE DE L'ASSEMBLAGE ANODIQUE EN FONCTION DE L'ÂGE DE L'ANODE.....	134
FIGURE 3-27: DÉCOMPOSITION DE LA RÉSISTANCE ÉLECTRIQUE DE L'ASSEMBLAGE EN RÉGIME ÉTABLI ET ÉVOLUTION DE LA TEMPÉRATURE EN FONCTION DE L'ÂGE DE L'ANODE	136

FIGURE 3-28: ÉVOLUTION <i>IN SITU</i> DE LA RÉSISTANCE ÉLECTRIQUE D'UN RONDIN EN FONCTION DE LA TEMPÉRATURE	138
FIGURE 3-29: ÉVOLUTION <i>IN SITU</i> DE LA RÉSISTANCE ÉLECTRIQUE DURANT LES 48 PREMIÈRES HEURES D'OPÉRATION	139
FIGURE 3-30: ÉVOLUTION DU COURANT ET DE LA RÉSISTANCE ÉLECTRIQUE TOTALE (TIGE À NAPPE DE MÉTAL)	142
FIGURE 3-31: INFLUENCE DE LA RÉSISTANCE DE LA CONNEXION ET DE LA REFONTE DU BAIN/DIMINUTION ACD SUR LE COURANT	144
FIGURE 4-1: REPRÉSENTATION DE L'ASSEMBLAGE ANODIQUE ET RÉFÉRENCES DIMENSIONNELLES ASSOCIÉES	149
FIGURE 4-2: SÉQUENCE D'ANALYSES SIMULANT LE COMPORTEMENT TEM À MI-VIE	151
FIGURE 4-3: SÉQUENCE D'ANALYSES SIMULANT LE COMPORTEMENT TM EN FIN DE VIE ET LORS DU REFROIDISSEMENT	152
FIGURE 4-4: ESTIMATION DE LA DISTRIBUTION DE L'ESPACE INITIAL DE L'INTERFACE FONTE/CARBONE	153
FIGURE 4-5: CONDITIONS LIMITES EN OPÉRATION	157
FIGURE 4-6: CONDITIONS LIMITES LORS DU REFROIDISSEMENT	160
FIGURE 4-7: REPRÉSENTATION DE LA DIFFÉRENCE ÉLÉMENTAIRE ET DU MAILLAGE UTILISÉ.....	161
FIGURE 4-8: PRESSIONS DE CONTACT ET DENSITÉ DE COURANT OBTENUES EN SIMULANT L'OPÉRATION AU NIVEAU DES TOURILLONS	162
FIGURE 4-9: DENSITÉ DE COURANT DANS LE TOURILLON CONSIDÉRANT UNE RCE OPTIMALE DE $0.19 \text{ m}\Omega \cdot \text{mm}^2$ SUR LA TOTALITÉ DE L'INTERFACE FONTE/CARBONE	163
FIGURE 4-10: DISTRIBUTION DU COURANT DANS L'ANODE À MI-VIE	164
FIGURE 4-11: FLUX THERMIQUE SIMULÉ DE L'ASSEMBLAGE ANODIQUE D'AAI EN OPÉRATION [W/mm^2]	165
FIGURE 4-12: DISTRIBUTION DU RATIO M-C À MI-VIE	167
FIGURE 4-13: DISTRIBUTION DU RATIO M-C EN FIN DE VIE	167
FIGURE 4-14: DISTRIBUTION DU RATIO M-C LORS DU REFROIDISSEMENT (À L'EXTÉRIEURE DE LA CUVE)	169

FIGURE 4-15: EFFET DE L'ÉPAISSEUR DU MÉGOT SUR LA CONTRAINTE PRINCIPALE EN TRACTION AU VOISINAGE DES TOURILLONS	169
FIGURE 4-16: COMPORTEMENT MÉCANIQUE ASSOCIÉ À LA DÉFORMATION DES RONDINS EXTERNES.....	171
FIGURE 4-17: DÉFORMATIONS TYPIQUES OBSERVÉES SUR LES ASSEMBLAGES DÉTÉRIORÉS D'AAI.....	171
FIGURE 4-18: COMPORTEMENT MÉCANIQUE ASSOCIÉ À LA RÉDUCTION DU DIAMÈTRE DES RONDINS AU NIVEAU DU TOURILLON.	173
FIGURE 4-19: ÉVOLUTION DES DÉFORMATIONS DES RONDINS CHEZ AAI [22]	173
FIGURE 4-20: EFFET DE L'ÉPAISSEUR DE FONTE EN-DESSOUS DU RONDIN SUR L'ESPACE INITIAL APRÈS SOLIDIFICATION.....	175
FIGURE 4-21: IMPACT D'UNE RÉDUCTION DE 15 MM DU DIAMÈTRE DES RONDINS SUR LES PRESSIONS DE CONTACT ET LA DENSITÉ DE COURANT À MI-VIE.....	176
FIGURE 5-1: VOLUME DE CONTRÔLE ASSOCIÉ À L'OPTIMISATION DE L'ASSEMBLAGE ANODIQUE	179
FIGURE 5-2: PROCÉDURE D'ASSEMBLAGE ET DIFFÉRENTES ÉTAPES MENANT AU NOUVEAU CONCEPT PROPOSÉ	181
FIGURE 5-3: GABARIT SERVANT À L'INSERTION DES ÉLÉMENTS DE CONNEXION ET ANODE RÉSULTANTE APRÈS COMPACTION	186
FIGURE 5-4: STRUCTURE DU MATÉRIAU AU VOISINAGE DE L'ÉLÉMENT DE CONNEXION APRÈS VIBROCOMPACTION.....	187
FIGURE 5-5: PRÉPARATION DES ASSEMBLAGES EXPÉRIMENTAUX CRUS.....	189
FIGURE 5-6: CUISSON EXPÉRIMENTALE SELON LES TAUX DE CHAUFFE INDUSTRIELS.....	190
FIGURE 5-7: ASSEMBLAGE EXPÉRIMENTAL CUIT UNE FOIS INSTRUMENTÉ.....	191
FIGURE 5-8: ASSEMBLAGES EXPÉRIMENTAUX CRUS DE L'ÉTUDE DE CAS.....	194
FIGURE 5-9: ASSEMBLAGES EXPÉRIMENTAUX SUITE AU PROCÉDÉ DE CUISSON	195
FIGURE 5-10: ÉVOLUTION DE LA DÉFORMATION LIBRE DE L'ACIER ET DU CARBONE LORS DE LA CUISSON.....	196
FIGURE 5-11: DÉFORMATION LIBRE DE L'ACIER ET DU CARBONE LORS DE LA CUISSON.....	197
FIGURE 5-12: ASSEMBLAGE EXPÉRIMENTAL CUIT PRÉPARÉ POUR OBSERVATIONS AU MICROSCOPE	199

FIGURE 5-13: OBSERVATIONS MICROSCOPIQUES DE L'ÉTAT DE L'INTERFACE ACIER/CARBONE APRÈS LE PROCÉDÉ DE CUISSON (COUPE PASSANT PAR LE CENTRE DE L'ÉLÉMENT DE CONNEXION).....	199
FIGURE 5-14: RÉSULTATS DE LA SIMULATION M MONTRANT LA DISTRIBUTION DE LA PRESSION DE CONTACT AU NIVEAU DE L'INTERFACE ACIER/CARBONE	202
FIGURE 5-15: PERFORMANCE ÉLECTRIQUE DES ASSEMBLAGES EXPÉRIMENTAUX CUIITS AVEC ÉLÉMENT DE CONNEXION DE 6.35 MM	204
FIGURE 5-16: CHUTE DE VOLTAGE EXPÉRIMENTALE ET NUMÉRIQUE DE L'ASSEMBLAGE EXPÉRIMENTAL EN SITUATION OPÉRATIONNELLE	207
FIGURE 5-17: ÉVOLUTION DES PRESSIONS DE CONTACT À L'INTERFACE DE L'ÉLÉMENT DE CONNEXION AVEC PRISE EN CONSIDÉRATION DE SA DÉFORMATION IRRÉVERSIBLE APRÈS CUISSON [Pa].....	207
FIGURE 5-18: IMPACT DE L'ÉPAISSEUR DES ÉLÉMENTS DE CONNEXIONS SUR LA RCE_NUM	210
FIGURE 5-19: DÉFORMATION IRRÉVERSIBLE DE L'ÉLÉMENT DE CONNEXION AU NIVEAU DU FOND DE LA RAINURE EN FONCTION DE SON ÉPAISSEUR INITIALE	211
FIGURE 5-20: DÉFORMATION IRRÉVERSIBLE DES ÉLÉMENTS DE CONNEXION AU NIVEAU DU FOND DE LA RAINURE EN FONCTION DE LEUR CONFINEMENT APRÈS CUISSON.....	212
FIGURE 5-21: IMPACT DE L'ÉPAISSEUR DES ÉLÉMENTS DE CONNEXIONS SUR LA RCE_NUM AUX TEMPÉRATURES OPÉRATIONNELLES	213
FIGURE 5-22: DÉFORMATION IRRÉVERSIBLE DES ÉLÉMENTS DE CONNEXION EN FONCTION DE LA RCE_NUM MINIMALE.....	213
FIGURE 5-23: MONTAGE EXPÉRIMENTAL PERMETTANT LA QUANTIFICATION DE LA RCE ENTRE UN CYLINDRE DE CARBONE ET D'ACIER	215
FIGURE 5-24: MONTAGE EXPÉRIMENTAL ET PROCÉDURE PERMETTANT L'AUTOPSIE DES ÉCHANTILLONS CUIITS	216
FIGURE 5-25: ÉVOLUTION DE LA RCE EN FONCTION DE LA TEMPÉRATURE (EN COURS DE CUISSON)	220
FIGURE 5-26: ÉVOLUTION DE LA RÉSISTIVITÉ ÉLECTRIQUE DU CARBONE EN FONCTION DE LA TEMPÉRATURE (EN COURS DE CUISSON)	220

FIGURE 5-27: VISCOSITÉ DE LA PÂTE ET ÉVOLUTION DES GAZ LIBÉRÉS EN FONCTION DE LA TEMPÉRATURE	222
FIGURE 5-28: OBSERVATION MICROSCOPIQUE DE L'INTERFACE ACIER/CARBONE APRÈS LE PROCÉDÉ DE CUISSON.....	222
FIGURE 5-29: OBSERVATION MICROSCOPIQUE MONTRANT LES DIFFÉRENTES COUCHES AINSI QUE LA SÉPARATION CONTINUE	224
FIGURE 5-30: SURFACE DE L'ACIER APRÈS LA CUISSON (EN CONTACT AVEC LE CARBONE LORS DE LA CUISSON) MONTRANT L'ADHÉRENCE DU BRAI SUR L'ACIER	224
FIGURE 5-31: RCE EN FONCTION DE LA PRESSION DE CONTACT À $T = 780^{\circ}\text{C}$	226
FIGURE 5-32: INFLUENCE DU NOMBRE D'ÉLÉMENTS DE CONNEXION SUR LA CHUTE DE VOLTAGE ET SUR LA DENSITÉ DE COURANT	229
FIGURE 5-33: REPRÉSENTATION DU QUART DE LA GÉOMÉTRIE DU NOUVEAU CONCEPT	231
FIGURE 5-34: CONDITIONS LIMITES EN OPÉRATION DU NOUVEAU CONCEPT.....	232
FIGURE 5-35: DENSITÉ DE COURANT DANS L'ANODE DU NOUVEAU CONCEPT $[\text{A}/\text{m}^2]$	233
FIGURE 5-36: FLUX THERMIQUE DU NOUVEAU CONCEPT EN OPÉRATION $[\text{W}/\text{mm}^2]$	235
FIGURE 5-37: COMPORTEMENT MÉCANIQUE DU NOUVEAU CONCEPT	236

LISTE DES TABLEAUX

TABLEAU 3-1 : EXPÉRIMENTATIONS RELATIVES À L'ÉTUDE DE CAS	111
TABLEAU 3-2 : PERTE D'ÉNERGIE SUR LA PÉRIODE DE 510 H CONSIDÉRANT UN AMPÉRAGE MOYEN DE 20200 A/ASSEMBLAGE .	141
TABLEAU 4-1 : TEMPÉRATURES MESURÉES ET SIMULÉES AU NIVEAU DES DIFFÉRENTS COMPOSANTS	158
TABLEAU 5-1 : ÉPAISSEURS DES ÉLÉMENTS DE CONNEXION TESTÉS	193
TABLEAU 5-2 : COMPARAISON ENTRE LE CONCEPT ACTUEL ET LE NOUVEAU CONCEPT	238

REMERCIEMENTS

Lors de la réalisation de ce projet de doctorat et de la rédaction de cette thèse, de nombreuses personnes et organismes ont contribué à son très bon déroulement et à son financement.

Je voudrais remercier très sincèrement mon directeur de thèse, Prof. Daniel Marceau, de m'avoir accepté dans son équipe, pour son soutien, pour la très grande qualité de ses conseils et pour les nombreuses périodes de discussion. Il me fait également plaisir de remercier M. Marceau pour le développement intellectuel qui m'a aidé à faire avancer ce projet et à faire de moi, un scientifique débutant.

Je souhaite également remercier, ma codirectrice de thèse, Prof. Duygu Kocaefe, qui m'a offert tout au long de mon projet, son expertise technique mais aussi ses judicieuses recommandations permettant ainsi le bon déroulement de mon doctorat.

Je voudrais également remercier M. Daniel Richard de Hatch Ltd pour l'intérêt qu'il a porté à ce travail en acceptant notamment d'être membre du Jury. Le professionnalisme de M. Richard m'a été d'un grand apport scientifique et m'a permis de me familiariser davantage avec les aspects théoriques et pratiques du procédé Hall-Hérault.

J'exprime ma profonde gratitude à tous les membres du CURAL, pour leur accueil chaleureux et leur support moral qu'ils m'ont réservés tout au long de mon séjour parmi eux. Je remercie particulièrement M. Yasar Kacaefe, M. Dave Girard, M. Alexandre Morin et M. Dany Racine pour leur expertise technique et leur disponibilité qui ont été essentielles dans la réalisation et dans le dépannage des montages expérimentaux de ce projet.

Je voudrais également remercier tous les membres de la compagnie Aluminerie Alouette Inc. pour leur disponibilité et leurs commentaires et notamment Charles-Luc Lagacé, François Laflamme, Marc Gagnon, Dominic Dubé, Guy Ladouceur ainsi que Patrick Coulombe pour leur soutien et leurs commentaires pertinents favorisant un lien étroit entre ce projet de recherche et les problématiques industrielles.

J'aimerais également remercier les entités qui ont financé ce projet, à savoir l'entreprise Aluminerie Alouette Inc., le Conseil de recherches en sciences naturelles et génie (CRSNG), le Fonds de Recherche du Québec - Nature et Technologies (FRQNT) et le Centre de recherche sur l'aluminium - REGAL.

J'exprime également mes sincères remerciements au personnel des services de l'Université de Québec à Chicoutimi pour leur soutien et leur aide dans la poursuite de mes travaux.

Finalement, je remercie ma femme Justine Rousseau pour son soutien et sa patience au cours de ces années. Sa présence à mes côtés, son support et ses encouragements pendant toute

la durée de ma thèse et plus particulièrement durant les derniers mois de rédaction (qui n'ont pas toujours été des plus agréables) ont été indispensables à la réalisation de ce projet de doctorat. Merci infiniment.

J'offre aussi des remerciements très spéciaux à mes parents et beaux-parents pour leurs présences et encouragements qui ont été des plus appréciés.

AVANT-PROPOS

Ce projet, portant sur la réduction de la chute de voltage attribuable à la résistance électrique de l'assemblage anodique, s'inscrit dans le cadre d'une bourse BMP à incidence industrielle financée conjointement par le Conseil de recherche en sciences naturelles et en génie du Canada (CRSNG), le Fonds de recherche du Québec - Nature et technologies (FRQNT) et Aluminerie Alouette Inc. Le travail de recherche, initialement entamé dans le cadre d'une maîtrise en janvier 2013, fit l'objet d'un passage accéléré au doctorat au terme de 2015. Les travaux réalisés durant la maîtrise auront permis d'établir un cahier des charges solides ainsi que les orientations à privilégier lors du doctorat.

CHAPITRE 1

INTRODUCTION

1.1 GÉNÉRALITÉS

L'aluminium est le métal le plus utilisé au monde après le fer, et ce, en étant le troisième élément le plus abondant de la croûte terrestre (8%). Dans sa forme pure, l'aluminium possède de grandes qualités telles une faible masse volumique, une excellente résistance à la corrosion et une grande conductivité électrique. Certains de ses alliages procurent la même résistance que l'acier tout en étant trois fois plus légers [1]. Ces propriétés font en sorte que l'aluminium est utilisé dans plusieurs domaines dont l'aéronautique, le transport routier, l'électricité, la construction de bâtiments et même dans la médecine et la préservation d'aliments.

Aujourd'hui, la concurrence internationale et la volonté de réduire les émissions de gaz à effet de serre (GES) étant très importantes, les producteurs d'aluminium primaire se doivent de réduire leurs coûts de production et leur émission de carbone. Tel que montré à la Figure 1-1, le Canada est le troisième plus grand producteur au monde avec 3.25 millions de tonnes produites annuellement, représentant 6% de la production mondiale en 2016 [2]. Au Canada, la majorité de cette production se situe au Québec par l'entremise des usines d'Alcoa, de Rio Tinto et d'AAI.

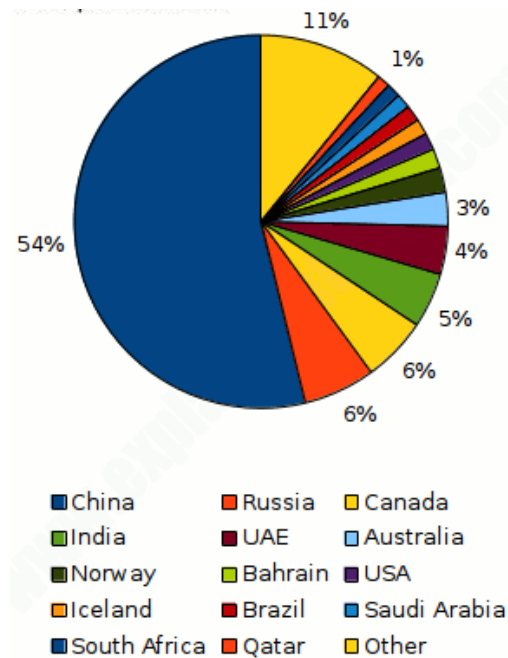


Figure 1-1: Production mondiale de l'aluminium de première fusion en 2016 [2]

La production d'aluminium primaire passe essentiellement par la réalisation de deux étapes principales. Dans un premier temps, l'alumine (forme oxydée de l'aluminium, Al_2O_3) doit être extraite de la bauxite (minerai brut) à l'aide du procédé Bayer. Finalement, l'alumine est dissociée par électrolyse à l'aide du procédé Hall-Héroult afin de produire l'aluminium primaire (aluminium de première fusion) sous forme liquide. Afin de demeurer parmi les leaders de l'industrie, les producteurs d'aluminium primaire du Canada, incluant AAI, innovent constamment dans la recherche et le développement afin de réduire leur coût de production via notamment la minimisation de la consommation énergétique du procédé. Les travaux réalisés dans le cadre de cette thèse visent spécifiquement la réduction du coût de production de l'aluminium primaire par le développement d'un nouvel assemblage anodique utilisable à des fins industrielles.

Ce chapitre a donc comme principal objectif la présentation des divers aspects ayant mené à l'élaboration de ce projet de recherche. En raison des nombreuses implications industrielles des assemblages anodiques au niveau économique, il est nécessaire d'introduire chronologiquement les bases du procédé Hall-Héroult, les considérations énergétiques du procédé, les manutentions associées aux assemblages anodiques ainsi que leur contexte d'utilisation, permettant ainsi d'établir clairement la problématique ainsi que les objectifs de la thèse. Finalement, on présente les divers aspects originaux de la thèse ainsi qu'une brève description de son contenu.

1.2 LE PROCÉDÉ HALL-HÉROULT

Le procédé Hall-Héroult est le procédé industriel utilisé pour fabriquer l'aluminium primaire à grande échelle. Celui-ci consiste à faire l'électrolyse de l'alumine dissoute à l'intérieur d'un bain d'électrolyse, formé d'un mélange de cryolite (Na_3AlF_6) et d'alumine dissoute, à l'aide d'un courant continu de forte intensité. Le bain d'électrolyse, chauffé uniquement par effet Joule, est maintenu à une température d'environ 960°C afin de favoriser la réaction de réduction. Le courant circule ainsi entre une anode de carbone et une cathode en passant par le bain d'électrolyse contenant l'alumine dissoute afin de produire la réaction :



Par conséquent, la liaison chimique entre l'aluminium et l'oxygène de l'alumine est rompue. L'anode de carbone immergée dans le bain est progressivement consommée (en formant principalement du CO_2) alors que les gouttelettes d'aluminium libérées s'accumulent sur la surface supérieure du bloc cathodique en raison de sa densité plus élevée que celle du bain

d'électrolyse. Toutes ces étapes ont lieu à l'intérieur d'une enceinte appelée cuve d'électrolyse. La Figure 1-2 montre les différents composants de la cuve d'électrolyse utilisée pour la production de l'aluminium via le procédé Hall-Héroult. En somme, une cuve d'électrolyse est conçue afin de :

- contenir le bain d'électrolyse et l'aluminium liquide en assurant l'étanchéité de son revêtement;
- protéger le revêtement des attaques thermochimiques du bain d'électrolyse en maintenant une couche de bain gelé (le talus) par la dissipation de chaleur sur les côtés;
- maintenir l'équilibre thermique et la stabilité du talus.

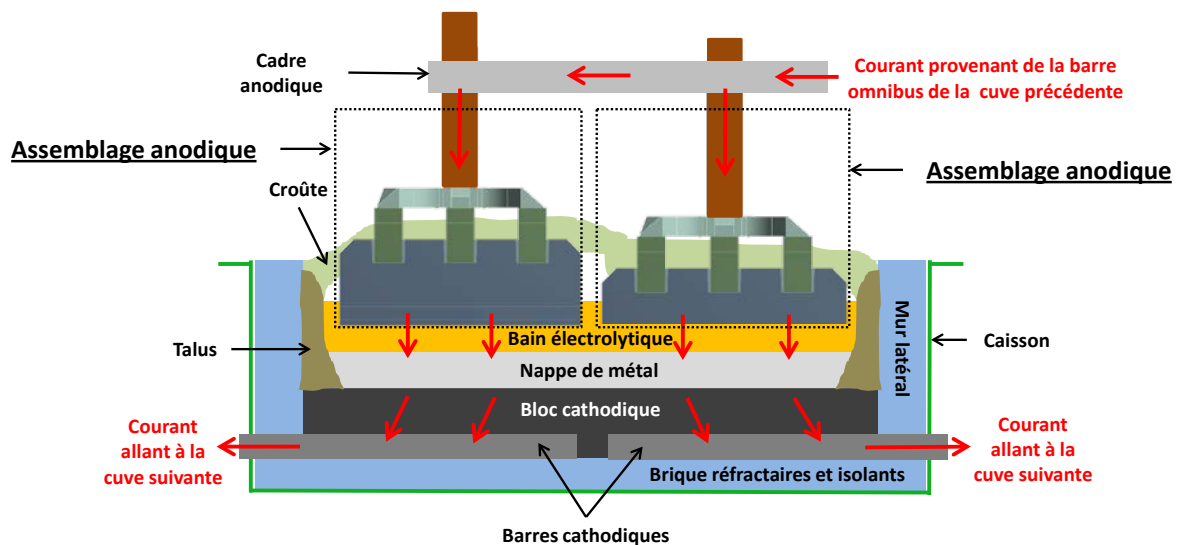


Figure 1-2: Schéma de la cuve d'électrolyse, coupe transversale

Les flèches rouges de la Figure 1-2 montrent le trajet parcouru par le courant circulant dans les différents composants de la cuve d'électrolyse, ceux-ci étant, dans l'ordre : la barre omnibus connectée à la cuve précédente, le cadre anodique, **l'assemblage anodique**, le bain

d'électrolyse, la nappe de métal, le bloc cathodique, la barre cathodique et la barre omnibus connectée à la cuve suivante. Le tout est entouré par des briques réfractaires soutenues par un caisson d'acier rectangulaire. Le talus provient de la solidification du bain sur le pourtour de la cuve et est essentiel à la protection des murs latéraux contre l'attaque causée par le contact avec le bain liquide. Finalement, en raison des températures d'opération élevées des anodes, un mélange de bain recyclé et d'alumine (produit de couverture) est ajouté au-dessus des anodes dans le but de les protéger de l'oxydation et de réduire les pertes de chaleur par le dessus de la cuve. Lors de l'opération, une partie du produit de couverture se transforme en une croûte formée par consolidation causée par la condensation de vapeurs émises par le bain d'électrolyse.

L'assemblage anodique est une composante cruciale de la cuve permettant de conduire le courant du cadre anodique jusqu'à la surface de l'anode immergée dans le bain afin de permettre la réaction de réduction (équation 1.1). Tel que montré à la Figure 1-3, les composants de l'assemblage anodique d'AAI comportent deux anodes de carbone précuites (1) dans laquelle viennent s'insérer trois rondins en acier par anode (2) réunis entre eux à l'aide d'une traverse (3) reliée en sa partie supérieure à une tige en aluminium (4) utilisant un joint intermétallique (5). Les rondins sont retenus à l'intérieur d'une cavité de carbone préformée nommé tourillon (6) à l'aide d'une fonte de scellement qui, une fois solidifiée, est appelée connecteur anodique (7). Le connecteur anodique, de géométrie soigneusement conçue, comporte généralement plusieurs ailettes inclinées (flûtes), permettant de soutenir l'anode une fois suspendue.

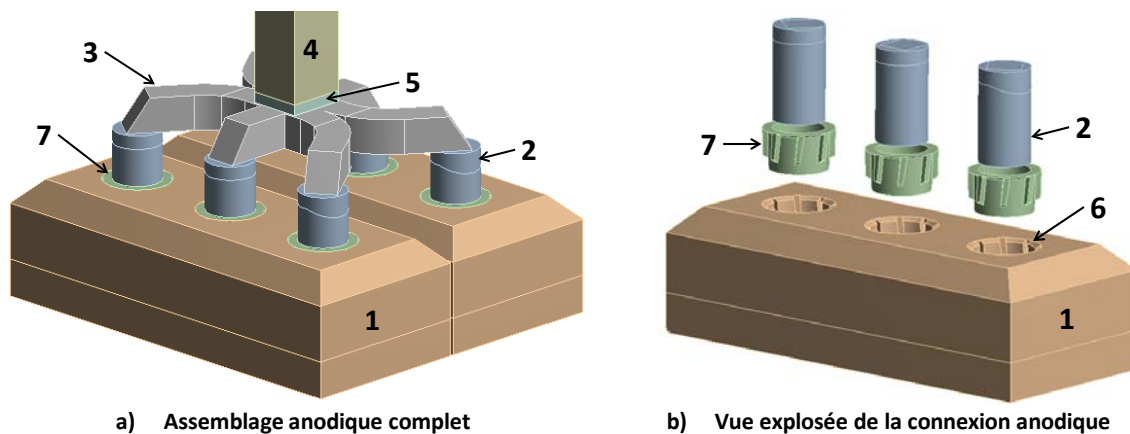


Figure 1-3: Composants de l'assemblage anodique d'AAI

La technologie utilisée par AAI contient 20 assemblages anodiques, donc 40 anodes. Chacune des tiges en aluminium est fixée au cadre anodique formant ainsi un circuit en parallèle. Le cadre anodique est rattaché à la superstructure de la cuve par un système de leviers et de bielles permettant de contrôler son élévation à l'aide d'un vérin. Ce contrôle est nécessaire au maintien d'une distance cible entre la base des anodes et la surface de la nappe d'aluminium (appelée distance anode-cathode, ACD) dans l'optique d'assurer une opération stable et efficace. En effet, la résistance électrique du bain étant élevée, l'ACD est le facteur dominant de la génération de chaleur dans le bain. La mesure du voltage de la cuve sert d'indicateur de l'ACD et permet ainsi de contrôler l'énergie dissipée en chaleur à l'intérieur de la cuve. Étant donné la consommation par la réaction d'électrolyse du carbone immergé dans le bain, le mouvement net du cadre anodique est vers le bas afin de maintenir l'ACD cible. Lorsque l'anode de carbone est à la fin de sa vie utile (désormais appelé mégot), l'assemblage anodique est retiré de la cuve pour être remplacé par un nouvel assemblage environ tous les 25 jours. Un pont-roulant spécialisé est utilisé pour réaliser les opérations liées au changement des anodes (Figure 1-4).

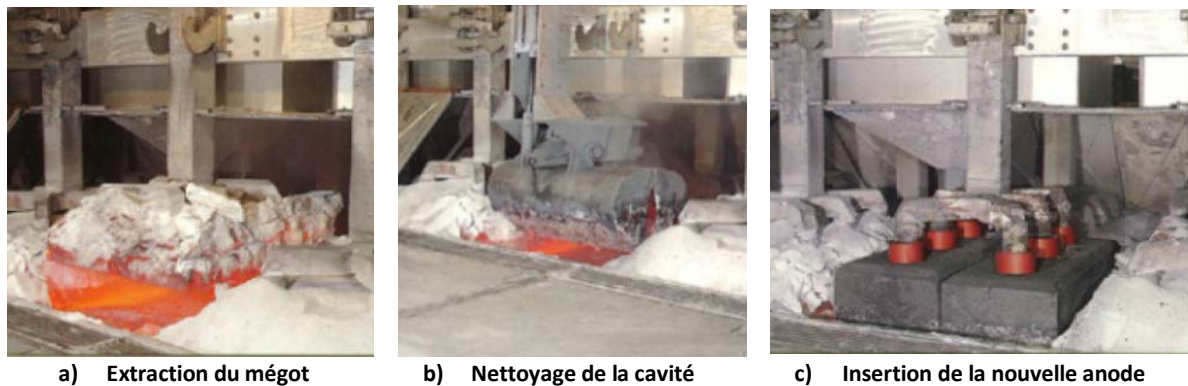


Figure 1-4: Étapes d'un changement d'anode [3]

Le rôle principal de l'assemblage anodique se résume donc à conduire le courant du cadre anodique jusqu'au bain d'électrolyse et à assurer l'alimentation en carbone afin de permettre la réduction de l'alumine.

1.3 CONSIDÉRATIONS ÉNERGÉTIQUES

Dans l'industrie de l'aluminium, le design de l'assemblage anodique influence divers aspects énergétiques du procédé. Lors de la production d'aluminium, la consommation énergétique (C) est exprimée en kWh/kg Al produit et est donnée par :

$$C \approx 2.98 \cdot \frac{\Delta V}{\text{Rendement Faraday}} \quad (1.2)$$

où ΔV représente la chute de voltage de la cuve. La consommation énergétique peut donc être réduite en minimisant la chute de voltage de la cuve et/ou en maximisant le rendement Faraday. La consommation énergétique spécifique moyenne des cuves modernes est d'environ 13.2 kWh/kg Al (supposant un rendement Faraday de 94%) alors que la valeur théorique est de 6.34

kWh/kg Al. Cette faible efficacité énergétique s'explique par le fait qu'une grande partie de l'énergie électrique s'échappe sous forme de chaleur. La Figure 1-5 montre la décomposition de la chute de voltage d'une cuve d'électrolyse de dernière génération. Pour connaître les détails sur la théorie de chacune des quantités de la Figure 1-5, il est possible de consulter les références [4,5,6]. La chute de voltage de 1.740 V associée à la force contre-électromotrice et aux surtensions aux électrodes étant d'origine chimique, la résistance électrique est responsable d'une chute de voltage de 2.41 V dont 0.335 V provient de l'assemblage anodique. Puisque les cuves d'électrolyses sont connectées en série, la chute de voltage provenant de l'assemblage anodique s'accumule le long de la série résultant en une importante perte énergétique.

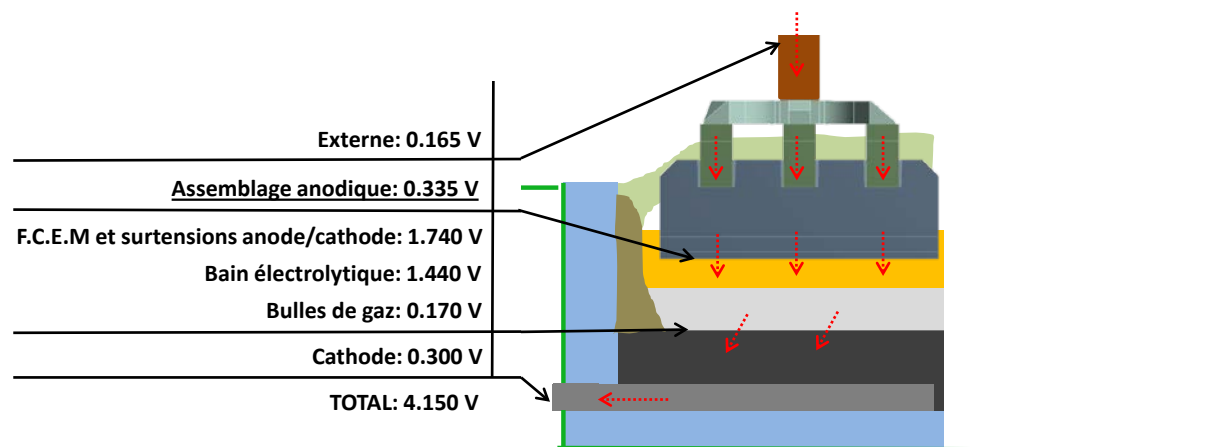


Figure 1-5: Décomposition de la chute de voltage selon les données de [3]

Au niveau thermique, la gestion de la perte de chaleur est capitale notamment à l'atteinte d'un équilibre thermique pour maintenir le bain à la température opérationnelle de 960°C [6]. Il est à noter qu'à des fins pratiques et énergétiques, la surchauffe du bain (au liquidus) à cette température est très faible alors que celle du métal est très élevée. De plus, l'équilibre thermique

doit permettre la formation d'un talus (bain solidifié) protégeant les murs latéraux de la cuve. En effet, la cuve est conçue afin que le flux thermique latéral permette la solidification du bain sur le pourtour de la cuve afin de la protéger contre l'érosion causée par le contact avec le bain liquide. La Figure 1-6 (a) montre la distribution des pertes de chaleur d'une cuve d'électrolyse selon [3] totalisant 782kW à 400 kA correspondant à 52.9% de l'énergie électrique fournie. Tel que montré à la Figure 1-6 (b), on constate que près de 40% de la chaleur s'échappe par le dessus de la cuve via l'assemblage anodique et la croûte, soit 313 kW. De ce fait, l'équilibre thermique est fortement influencé par la conception de l'assemblage anodique.

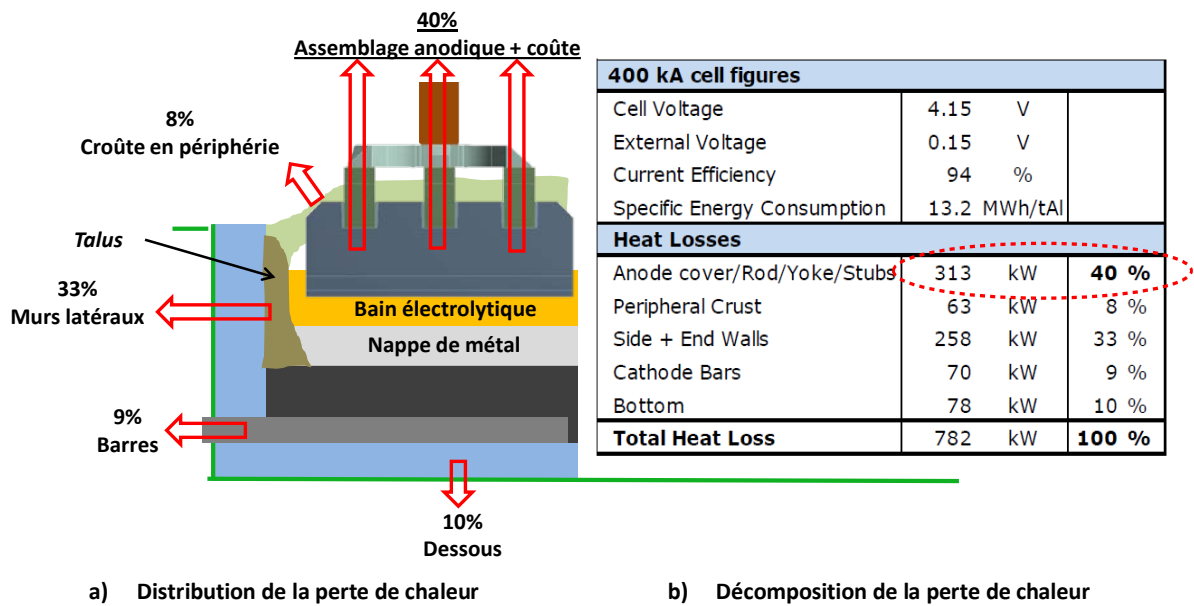


Figure 1-6: Pertes de chaleur du procédé selon les données de [3]

Tel que montré à l'équation 1.2, le rendement Faraday constitue également une source d'augmentation de la consommation énergétique. En parallèle à l'équation de base (eq. 1.1), une réaction secondaire de réoxydation de l'aluminium est causée par la diffusion du métal et du CO_2

dans le bain d'électrolyse. Or, le rendement Faraday peut être maximisée notamment en assurant une distribution uniforme du courant dans la cuve afin d'éviter les mouvements excessifs de la nappe de métal provenant des forces magnétohydrodynamiques (pour plus de détails, voir la section 5.2 de [6]). De ce fait, suite à l'insertion d'un nouvel assemblage anodique hautement résistif lors d'un changement d'anode, la redistribution du courant associée provoque des perturbations des forces magnétohydrodynamiques et de l'équilibre thermique qui conduisent généralement à une diminution du rendement Faraday (pour plus de détails, voir [7,8]). Dans ce contexte, la montée en courant de l'assemblage anodique en début de vie est susceptible d'affecter le rendement Faraday.

La consommation de carbone représente également une consommation énergétique. Tel que montré à la Figure 1-7, la réaction entre le carbone de l'anode et l'alumine, pour produire l'aluminium et le CO_2 , nécessite théoriquement 0.334 kg de carbone par kg d'aluminium. Cependant, 0.4-0.5 kg de carbone par kg d'aluminium est utilisé en pratique (consommation nette) en raison, entre autres, du manque d'efficacité de la couverture (combustion par le haut) et de la réaction de Boudouard (pour plus de détails, voir la section 4.7.3 de [6]). En incluant le carbone du mégot (consommation brute), seulement le 2/3 du carbone de l'anode est utilisé pour la réaction de base [6]. Puisque la quantité du carbone restant sur le mégot recyclé est notamment influencée par la géométrie de la cavité dans le carbone servant à réunir les composants métalliques à l'anode, la conception de l'assemblage anodique peut donc avoir un impact sur la consommation brute et par le fait même, sur l'efficacité de la consommation en carbone.

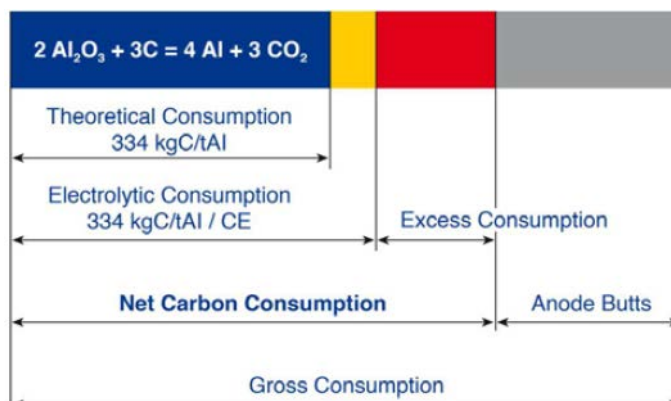


Figure 1-7: Décomposition de la consommation du carbone de l'anode [3]

1.4 FABRICATION ET MANUTENTION DE L'ASSEMBLAGE ANODIQUE

Le design de l'assemblage anodique a également un impact économique important et ce, en raison des processus de fabrication, de manutention et de récupération. Il est donc capital de bien connaître ces processus afin de proposer une solution économiquement viable sans trop perturber les installations de l'atelier de scellement et de nettoyage. Les principales étapes liées à la fabrication et la manutention de l'assemblage anodique se résument comme suit :

1. préparation de la pâte de carbone;
2. formage de l'anode crue par vibrocompaction de la pâte de carbone;
3. cuisson de l'anode crue;
4. opération de scellement permettant de joindre l'anode cuite aux composants métalliques;
5. insertion de l'assemblage anodique dans la cuve d'électrolyse (électrolyse);
6. nettoyage et récupération du mégot.

La première étape de la fabrication de l'assemblage anodique consiste donc à préparer un mélange de coke calciné, de brai servant de liant, d'anodes crues et cuites recyclées. Le tout est mélangé dans un malaxeur à une température d'environ 180°C afin d'assurer une bonne mouillabilité entre le brai les autres matériaux. La pâte d'anode ainsi obtenue est déposée dans un moule et formée à l'aide d'un vibrocompacteur (Figure 1-8) dont la forme est celle de l'anode. La plaque de moulage inclut une matrice (tourillon de moulage) permettant la formation de la cavité dans la pâte d'anode nommée tourillon.

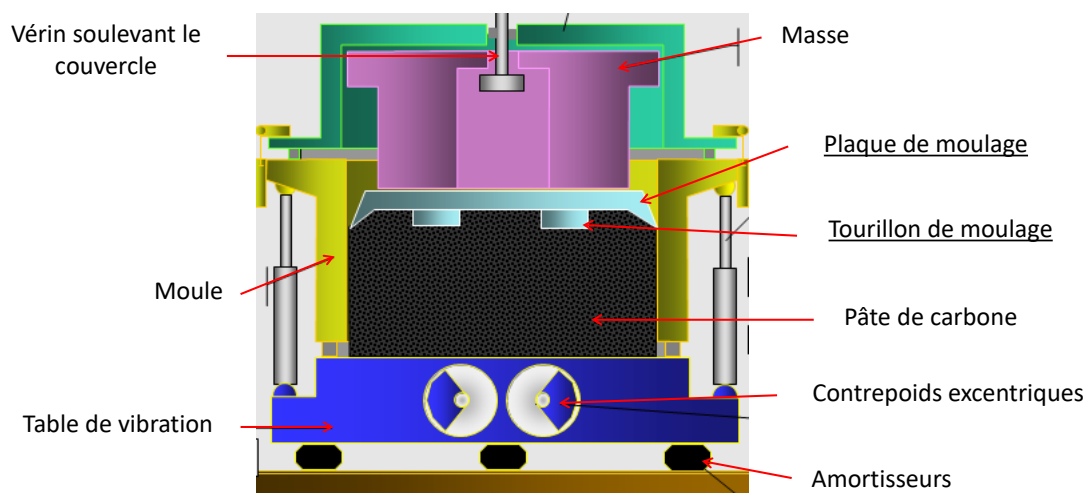


Figure 1-8: Représentation d'un vibrocompacteur [9]

Par la suite, les anodes crues sont refroidies puis introduites dans un four de cuisson. La cuisson est réalisée avec un taux de chauffe de l'ordre de 11°C/h jusqu'à environ 1100°C; température qui sera maintenue pendant près de huit heures. L'objectif principal de cette cuisson est de convertir le brai liant en une matrice cristalline rigide et bien structurée afin de s'assurer de l'intégrité mécanique, d'une conductivité thermique adéquate ainsi que d'une résistivité électrique et réactivité minimale. Une fois les anodes cuites, certaines industries usinent le

dessous de celles-ci afin de réaliser des rainures longitudinales (Figure 1-9) d'environ 1 cm de largeur et 350 mm de hauteur afin de réduire la résistance électrique provenant des bulles de gaz formées à la base de l'anode lors de l'électrolyse [10].



Figure 1-9: Usinage de rainures longitudinales dans une anode cuite [3]

L'anode est ensuite fixée à sa partie supérieure via l'opération de scellement qui consiste à insérer les rondins à l'intérieur des tourillons préformés. De la fonte liquide est ensuite versée entre les rondins et les tourillons afin d'assurer un lien mécanique et permettre le passage du courant et de la chaleur entre les rondins et l'anode (Figure 1-10).



Figure 1-10: Scellement à la fonte permettant la formation du connecteur anodique [11]

Une fois l'anode consommée, le mégot se doit être nettoyé et recyclé pour utilisation future. La première opération consiste à enlever le produit de couverture du dessus de l'anode à l'aide de divers équipements appliquant d'importantes forces sur l'assemblage anodique (Figure 1-11). Il est important de s'assurer que la totalité du produit de couverture soit enlevée du mégot afin de minimiser le taux de sodium dans le carbone recyclé et ainsi d'assurer une faible réactivité au CO_2 des nouvelles anodes. Inversement, le carbone des mégots ne doit pas se mélanger au produit de couverture récupéré afin d'éviter l'accumulation de charbonnaille dans le bain d'électrolyse et ce, conséquent de l'utilisation de produit de couverture contaminé. La présence de charbonnaille dans le bain d'électrolyse mène à l'augmentation de la résistivité électrique du bain initiant par le fait même un cercle vicieux qui provoque l'augmentation de la température du bain et la diminution du rendement Faraday en raison de la diminution de l'ACD (pour plus de détails, voir [12]). Le mégot est ensuite dégrafé de la partie métallique de l'assemblage puis transportée vers le concasseur primaire. Par la suite, diverses manipulations sont nécessaires pour séparer les connecteurs en fonte des rondins et pour enlever le carbone restant sur les matériaux métalliques. Ces manipulations sont nécessaires, entre autres, pour assurer le bon déroulement de l'opération de scellement. La partie restante (tige, traverse et rondins) subit différentes étapes de vérifications et de réparations afin notamment d'assurer la conformité lors de son utilisation future.

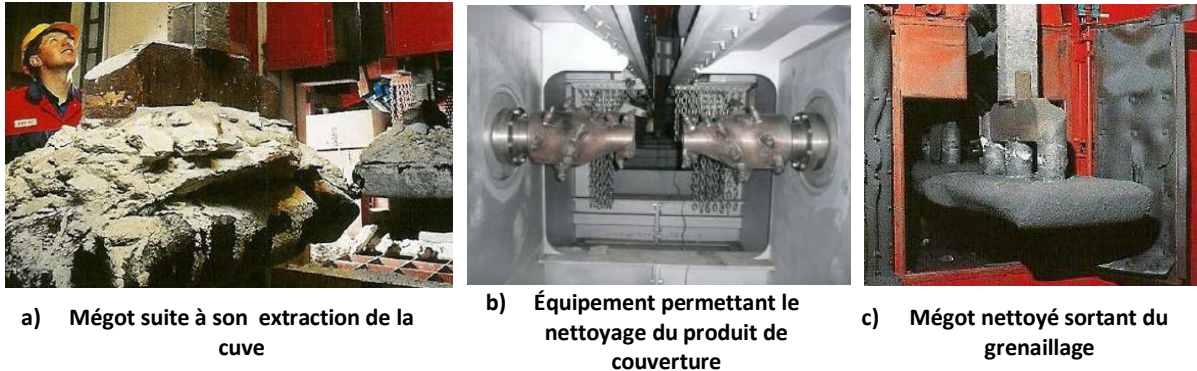


Figure 1-11: Étapes du nettoyage des mégots [3]

1.5 PROBLÉMATIQUE

Aujourd'hui, la réduction de la consommation énergétique du procédé via la diminution de la chute de voltage est limitée en raison de la nature du procédé. De ce fait, considérant la décomposition de la chute de voltage montrée à la Figure 1-5, certains composants possèdent un potentiel d'optimisation plus important. Comme le souligne [4], la chute de potentiel liée à la force contre-électromotrice est déterminée par le procédé lui-même et ne peut être réduite significativement sans en revisiter l'intégralité. Pour ce qui est de la surtension à la cathode, celle-ci pourrait être légèrement réduite en abaissant la densité de courant de la cathode, mais cela réduirait également le rendement Faraday (diminue avec l'augmentation de la surface effective). Ainsi, les possibilités de réductions majeures de la chute de voltage sont via : l'opération des cuves à plus basse densité de courant, la réduction de l'ACD et la réduction de la résistance électrique des composants. Le présent projet se concentre sur la réduction de la résistance électrique attribuable à l'assemblage anodique.

1.5.1 La résistance électrique de l'assemblage anodique

Considérant la résistance électrique de chacun des composants de l'assemblage anodique, la chute de voltage s'accumule lorsque le courant traverse chacun d'eux. La résistance, R [Ω], associée à la pièce de la Figure 1-12 est exprimée selon laquelle:

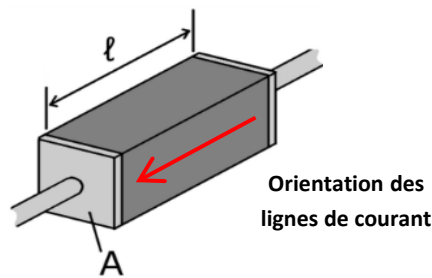


Figure 1-12: Pièce d'un matériau [13]

$$\Delta V = R \cdot I = \frac{\rho(T) \cdot \ell}{A} \cdot I \quad (1.3)$$

où, $\rho(T)$ est la résistivité du matériau [$\Omega \cdot m$] à la température T [$^{\circ}C$], ℓ est la longueur [m] (parallèle aux lignes de courant), A [m^2] est l'aire de section de l'élément (perpendiculaire aux lignes de courant) et I le courant circulant [A].

Toutefois, la résistance électrique des composants n'est pas le seul phénomène provoquant une chute de voltage. Les interfaces entre les différents composants de l'assemblage agissent en tant que barrière contre le passage du courant provoquant une importante chute de voltage additionnelle. L'interface entre la fonte et le carbone est le plus problématique et nécessite donc une attention particulière. Dans un design conventionnel (Figure 1-13 (a)), le rondin est inséré dans un trou de carbone (tourillon) de forme légèrement conique pour faciliter le démoulage lors de la mise en forme de l'anode. Lors de l'opération du scellement, la fonte liquide

se solidifie en raison du taux de transfert de chaleur important vers l'acier des rondins, le carbone et l'air ambiant. La contraction de la fonte lors de son refroidissement provoque un espace à l'interface fonte/carbone en raison, entre autres, de la faible mouillabilité de la fonte liquide sur le carbone (Figure 1-13 (b)). Cet espace d'air est fonction de la température de versement de la fonte, de la vitesse de refroidissement, de la composition de la fonte, de la température du rondin lors de la solidification de la fonte et de l'épaisseur de fonte (entre la surface circonférentielle du rondin et du tourillon) conséquent du diamètre du rondin et de la géométrie spécifique du tourillon. Tel que montré à la Figure 1-13 (b), ces dépendances font en sorte que l'espace d'air après solidification est plus grand au niveau supérieur du tourillon. Ensuite, lorsque l'assemblage est soulevé mécaniquement par la tige afin d'être introduit à l'intérieure d'une cuve, un espace est créé au fond des tourillons en raison de l'espace d'air initial au niveau des ailettes inclinées (responsable du soutien mécanique de l'anode). Cet espace d'air empêche donc la circulation du courant via le chemin le plus court soit, via le dessous du rondin.

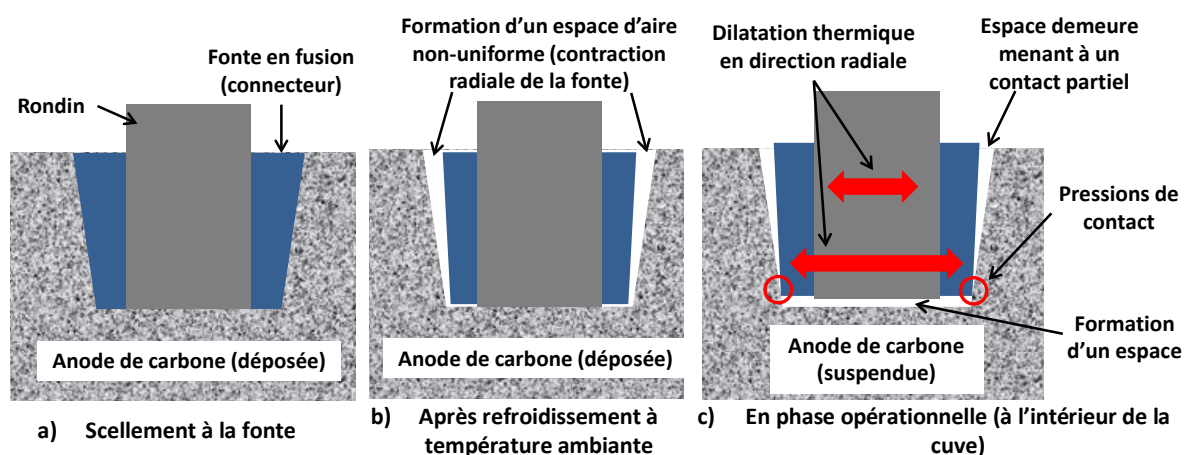


Figure 1-13: Représentation de la problématique associée à l'opération de scellement selon [14]

Lors de son insertion dans la cuve, l'assemblage anodique est fixé au cadre anodique et la base de l'anode est immergée dans le bain d'électrolyse. Conséquent de la température environnante ainsi que de l'effet Joule produit par le passage du courant, l'assemblage anodique subit une montée en température qui occasionnera l'apparition de déformations notamment d'origine thermique (ε_{th}) selon laquelle :

$$\varepsilon_{th} = \frac{\Delta L_{th}}{L} = \alpha \cdot \Delta T \quad (1.4)$$

où ΔL_{th} est la dilatation thermique [m], L est la longueur du domaine considéré [m], α est le coefficient de dilation thermique du matériau [$^{\circ}\text{C}^{-1}$] et ΔT la différence de température [$^{\circ}\text{C}$]. Ainsi, puisque le coefficient de dilatation thermique des composants métalliques est environ 3 fois plus élevé que celui du carbone, cette augmentation de température permet de combler l'espace d'air et d'établir le contact à l'interface fonte/carbone (Figure 1-13 (c)). Les pressions de contact résultantes s'initient au niveau inférieur de l'interface fonte/carbone en raison de l'espace d'air initialement plus petit et de la température plus élevée. En somme, la non-uniformité de l'espace d'air le long de l'interface ainsi que le gradient de température vertical font en sorte que le contact a lieu principalement au niveau inférieur du tourillon, provoquant ainsi un contact plus ou moins bien établi et donc une résistance électrique additionnelle.

Dans l'optique de rétablir un contact sur la totalité de l'interface en opération, il serait logique d'ajuster la distribution de l'espace d'air initial afin de compenser la variation de la dilatation thermique provenant du gradient de température vertical. Toutefois, cela demeure difficilement réalisable pour les raisons suivantes :

- la géométrie des rondins évolue au cours des cycles d'opération des assemblages anodiques (déformations irréversibles) provoquant une variation de l'épaisseur de fonte donc une modification de l'espace d'air initial;
- la contraction de la fonte dépend de sa microstructure alors que celle-ci varie selon sa vitesse de refroidissement rendant l'espace d'air résultant difficile à contrôler.

Au niveau de la zone en contact entre la fonte et le carbone (cercle rouge de la Figure 1-13 (c)), les deux surfaces en contact présentent des aspérités visibles au microscope. Ces aspérités proviennent de la mise en forme de l'objet et ont rarement une profondeur inférieure à 50 micromètres, même dans le cas de surfaces polies [15]. De ce fait, et tel que montré à la Figure 1-14, les surfaces sont en contact seulement au niveau de certaines desdites aspérités. La somme des points de contact au niveau des aspérités représente donc la surface de contact réelle (Sc_{REEL}) alors que la zone de contact associée à la taille de la surface candidate au contact représente la surface de contact nominal (Sc_{NOM}).

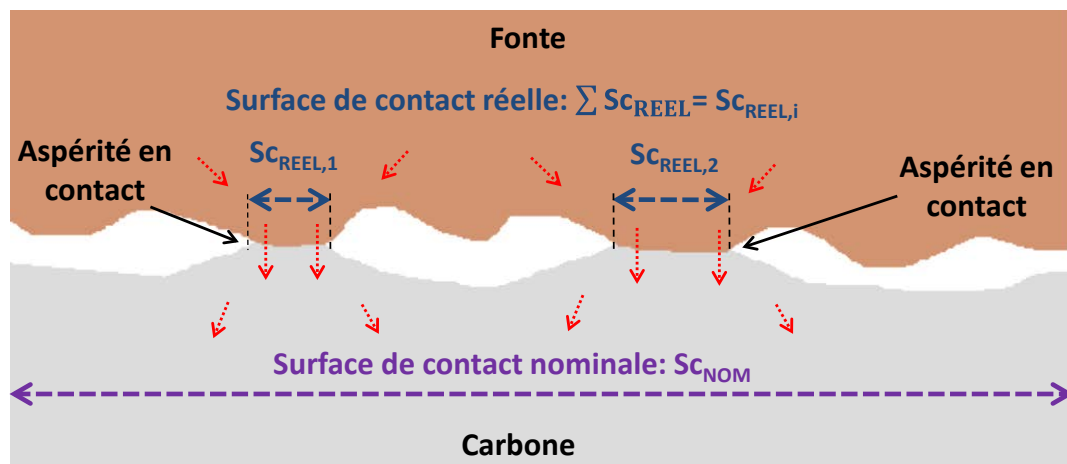


Figure 1-14: Représentation de la surface de contact réelle et nominale

Ainsi, le courant perd une partie de son potentiel électrique lorsqu'il traverse l'interface. La chute de voltage à l'interface (ΔV_{Int}) est quantifiée par la résistance de contact électrique (RCE) selon :

$$\Delta V_{\text{Int}} = \text{RCE} \cdot \left(\frac{I}{S_{\text{CNOM}}} \right) \quad (1.5)$$

où I est le courant traversant l'interface [A]. La RCE [$\Omega \cdot \text{mm}^2$] est donc l'inverse de la conductance de contact électrique [S/mm^2] celle-ci quantifiant la conductance électrique par unité de surface de contact nominale.

La conduction par les aspérités en contact est le seul mécanisme de transport du courant pour traverser l'interface. La RCE, indirectement associée au ratio $S_{\text{CREEL}}/S_{\text{CNOM}}$, est liée au profil des surfaces en contact et donc, potentiellement influencée par leur déformation sous une pression mécanique. Selon Yovanovich [16], ces deux éléments dépendent de:

- la microtopographie des surfaces (rugosité et aspérité des surfaces);
- la macrotopographie des surfaces (ondulation et anisotropie des surfaces);
- la dureté des surfaces;
- les conductivités électriques des solides en contact;
- la propreté des surfaces (présence d'oxyde, de revêtement, etc.);
- la pression de contact;
- la température à l'interface.

De ce fait, pour une température à l'interface et des profils spécifiques associés aux surfaces de fonte et de carbone candidates au contact, la RCE à l'interface est donc réduite en

maximisant la pression de contact afin de déformer les aspérités (majoritairement celle provenant du carbone). Cette déformation permet d'augmenter la surface des aspérités en contact ainsi que leurs nombres pour finalement augmenter la surface de contact réelle (Sc_{REEL}). Cependant, considérant que l'assemblage anodique subit une augmentation de température au fur et à mesure que l'anode se consomme, la dilatation thermique des matériaux métalliques peut mener à la génération de pressions de contact excessives à la fin de la vie utile de l'anode au niveau de l'interface fonte/carbone. Les contraintes ainsi générées peuvent engendrer la fissuration du bloc de carbone provoquant la diminution de la rigidité de l'anode et une augmentation de sa RCE (relâchement des pressions de contact).

Il est à noter qu'une augmentation de la RCE provoque nécessairement une augmentation de la température par effet Joule au voisinage de l'interface de contact conséquent des densités de courant. Ainsi, en raison des différents phénomènes influençant la qualité du contact, le comportement de la connexion anodique est strictement thermo-électro-mécanique (TEM). Tel que démontré par Richard *et al.* [17], la Figure 1-15 illustre les différentes relations entre les phénomènes thermiques, électriques et mécaniques prenant place au niveau du connecteur anodique (R_c représente la résistance électrique de contact et h_c la résistance thermique de contact). Sa conception doit donc composer avec ces interactions TEM dans l'optique de maximiser la surface de contact réelle.

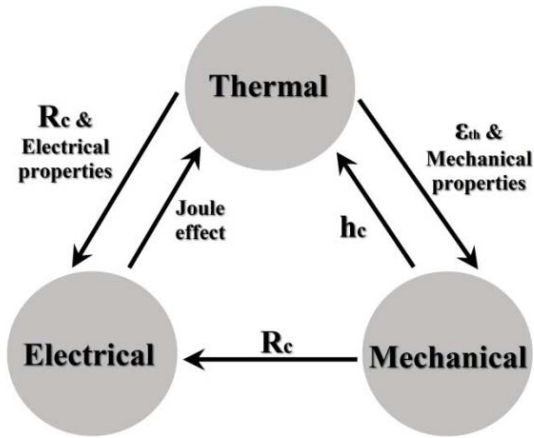


Figure 1-15: Interrelations entre les phénomènes physiques [17]

1.5.2 Dégradation des assemblages anodiques

L'utilisation répétitive des rondins d'acier dans les cuves d'Hall-Héroult se solde par une évolution de leur dimension géométrique. Wilkening et Côté [18] mentionnent qu'en raison d'une exposition soutenue à des températures élevées, les rondins peuvent subir du fluage menant à des déformations progressives des composants. Tel que représenté à la Figure 1-16, deux éléments spécifiques sont observés en usine: la réduction du diamètre des rondins en leurs extrémités suivant une forme conique (déformation B de la Figure 1-16) et l'augmentation de la longueur des rondins (déformation A de la Figure 1-16). Chacune des déformations de la portion du rondin dans le tourillon mène à l'injection d'une plus grande quantité de fonte. De ce fait, la distribution de l'espace d'air initial après la solidification se voit modifiée menant à une variation de la qualité du contact lors de l'opération.

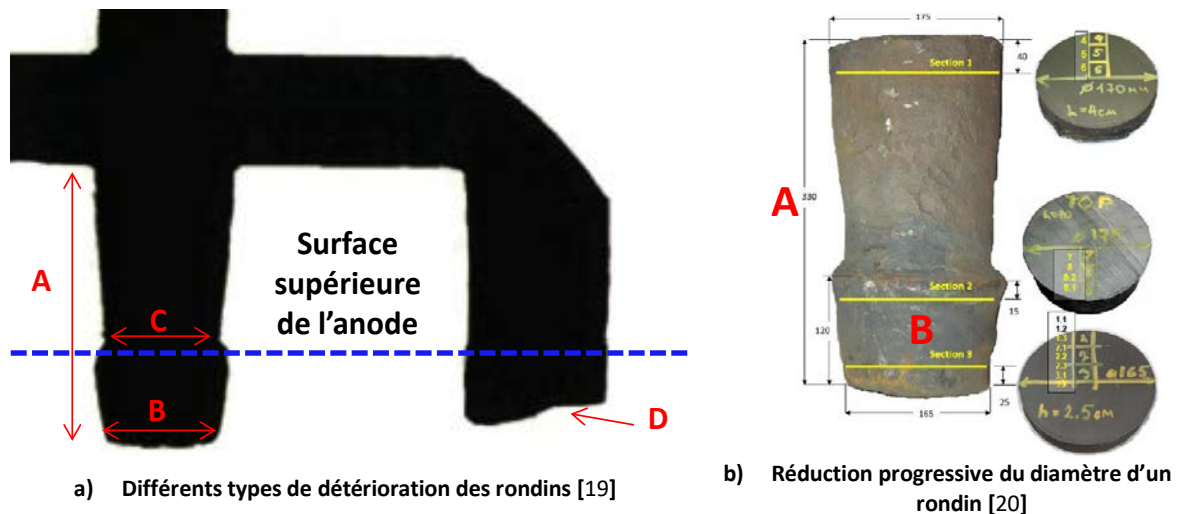


Figure 1-16: Détérioration des assemblages anodiques

Il est également fréquent d'observer en usine des rondins endommagés dus à une exposition directe avec le bain liquide. La Figure 1-17 (a) montre une réduction locale du diamètre du rondin à l'extérieur du tourillon occasionnée par son exposition au bain en fin de vie. Or, la Figure 1-17 (b) montre une connexion exposée en raison d'une fissuration majeure du bloc de carbone et/ou d'une oxydation importante de l'extrémité de l'anode, provoquant ainsi une dégradation en biseau des rondins externes (déformation D de la Figure 1-16 (a)). En plus d'augmenter la résistance électrique de l'assemblage, ces phénomènes provoquent la contamination en fer de la nappe d'aluminium d'où l'importance de maintenir une protection au voisinage des composants d'acier. En raison de la nature du procédé, les rondins sont donc réparés et remplacés bien avant la traverse. Il est donc économiquement préférable de séparer le composant de la traverse de celui du rondin et de les fixer à l'aide de soudures. Selon Gunasegaram *et al.* [21], une pénalité nette de 50 mV et plus est possible pour une flotte d'assemblages anodiques détériorée. Une dégradation rapide de l'assemblage anodique se solde

donc par une augmentation des coûts de production via un entretien/remplacement prématuré ou une augmentation de la résistance électrique. La conception d'un assemblage anodique doit donc considérer la maximisation de sa durée de vie tout en minimisant, notamment, la dégradation de sa performance électrique.

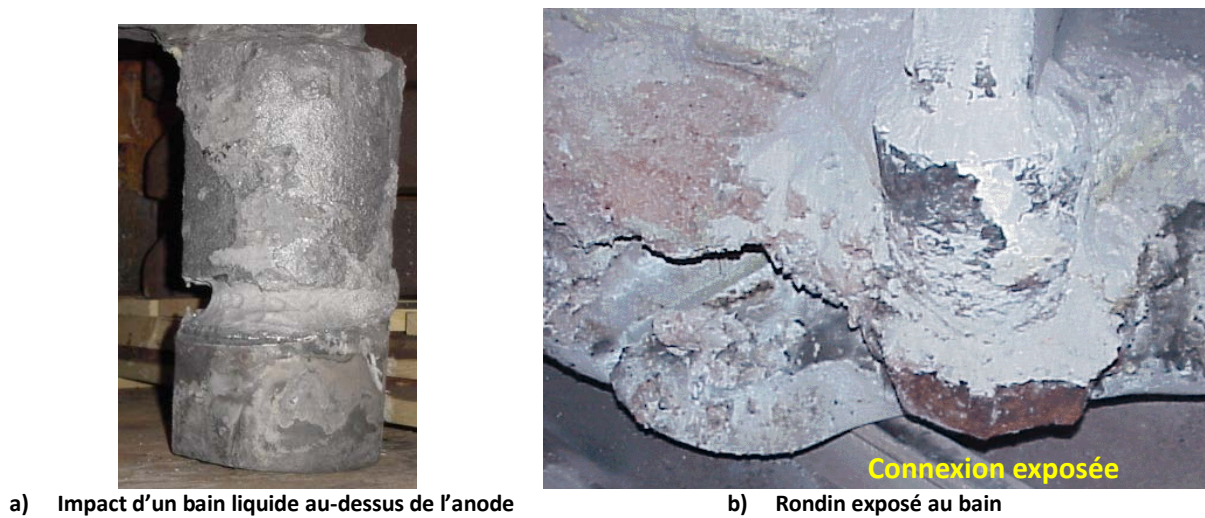


Figure 1-17: Détérioration des rondins provoqués par l'exposition au bain liquide [22]

Pour AAI, tel que montré à l'équation 1.6, une diminution de la chute de voltage de l'assemblage anodique de l'ordre de 20 mV (2.1 $\mu\Omega$ /anode à 9.5 kA/anode) représente une économie annuelle de 1.6 M\$ pour AAI considérant le tarif L en vigueur de 4,30¢/kWh. Ainsi, la minimisation de la chute de voltage via la réduction de la résistance électrique de l'assemblage anodique représente un potentiel prometteur du point de vue économique.

$$0.02 \text{ V} \cdot 380 \text{ kA} \cdot \frac{24 \text{ heures}}{\text{jour}} \cdot 365 \frac{\text{jours}}{\text{an}} \cdot 594 \text{ cuves} \cdot 0.043 \frac{\$ \text{ CDN}}{\text{kWh}} = 1.7 \text{ M\$} \quad (1.6)$$

1.5.3 Problématiques opérationnelles

Lors de l'insertion d'un nouvel assemblage anodique froid à l'intérieur de la cuve, la résistance électrique de la connexion anodique est très importante en raison de la faible pression de contact aux interfaces fonte/carbone menant à une RCE élevée. De plus, le bain se solidifie rapidement sur la surface immergée de la nouvelle anode. Ces deux éléments augmentent significativement la résistance électrique de l'assemblage anodique froid et y limitent temporairement le passage du courant. Cette redistribution provoque des perturbations des forces magnétohydrodynamiques et de l'équilibre thermique. De ce fait, la résistance électrique de l'assemblage anodique se doit d'être minimisée le plus rapidement possible suivant son insertion dans la cuve d'électrolyse.

Finalement, lorsque l'anode arrive en fin de vie, l'augmentation de la température de la traverse fait en sorte que sa dilatation thermique est supérieure à celle de l'anode. Cela peut provoquer la fissuration de l'anode (Figure 1-18 (a)) menant notamment à des complications importantes au niveau opérationnel advenant le détachement de morceaux de carbone. Également, et tel que montré à la Figure 1-18 (b), un mégot fissuré peut engendrer des complications lors de son nettoyage. En effet, des morceaux de carbone peuvent se détacher de l'anode et se mélanger au bain récupéré qui servira à préparer le produit de couverture. Dans ce contexte, le carbone dans le produit de couverture contaminera le bain liquide lors de l'électrolyse engendrant ainsi la formation de charbonnaille (initiation d'un cercle vicieux dommageable opérationnellement, voir [12] pour plus de détails). Il importe donc, dans le cadre d'une nouvelle conception, d'assurer le maintien de l'intégrité structurale du bloc de carbone car cet aspect présente une influence notable sur le comportement TM de l'assemblage anodique.

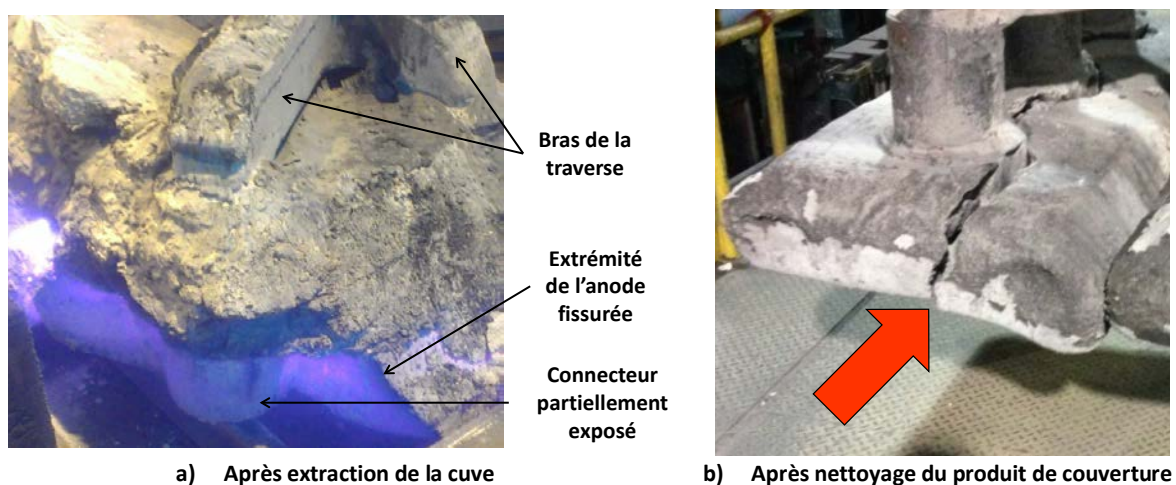


Figure 1-18: Conséquence potentielle de la dilatation thermique de la traverse sur l'anode [23]

En somme, depuis plusieurs décennies, de nombreux travaux ont été réalisés afin de proposer des versions améliorées de la géométrie du tourillon. Toutefois, considérant que l'utilisation de la fonte de scellement est à l'origine d'une résistance électrique significative, il est possible que ce type d'assemblage anodique soit aujourd'hui près de son optimal. Une amélioration significative des performances de la connexion anodique exige donc de repenser le concept en revenant aux principes de base de la résistance électrique et des contraintes industrielles associées.

1.6 OBJECTIFS

L'objectif principal de ce projet de recherche est développer un nouvel assemblage anodique permettant une réduction significative de la résistance électrique et ce, en substituant le rôle électrique de la fonte par l'insertion d'éléments de connexion dans la pâte d'anode lors de la vibrocompaction.

À plus long terme, on entend permettre son implantation en industrie afin de permettre une réduction de coût de production de l'aluminium primaire. Outre la réduction de la résistance électrique, l'implantation du nouveau concept implique de:

- maximiser la durée de vie/minimiser la dégradation de la performance électrique;
- permettre le maintien de l'équilibre thermique du procédé;
- minimiser les coûts associés à la fabrication, l'implantation, l'utilisation, le nettoyage ainsi que l'entretien du nouveau système;
- ne pas dégrader la stabilité de l'opération.

1.7 MÉTHODOLOGIE

Le développement d'un nouveau concept doit répondre à certaines exigences spécifiques qui passent nécessairement par l'identification des différentes problématiques associées à l'assemblage anodique actuel mais également par une meilleure compréhension des différents phénomènes physiques définissant son comportement. De ce fait, et afin de répondre aux objectifs à court et à long terme du projet, une étude conceptuelle exhaustive de l'assemblage anodique actuellement utilisé en industrie est d'abord réalisée. Par la suite, ayant acquis les connaissances nécessaires relatives aux comportements de l'assemblage anodique actuel, la deuxième partie porte sur l'élaboration, l'analyse et le développement d'un nouveau concept.

1.7.1 Première partie : Étude conceptuelle de l'assemblage anodique actuel

Une recherche exhaustive des travaux antérieurs est d'abord réalisée quant au comportement de l'assemblage anodique et des propositions de différents designs afin d'extraire les paramètres conduisant à une amélioration de la performance électrique de l'assemblage anodique et permettant la faisabilité industrielle. Par la suite, les paramètres clés nécessitant une investigation supplémentaire, requise à l'élaboration d'une nouvelle proposition, ont été identifiés, soit: l'impact électrique de la fissuration du carbone et de la distribution du contact, l'influence de la résistance électrique de contact de la connexion sur la montée du courant dans l'anode, la résistance électrique de la connexion d'AAI, l'impact électrique et mécanique relié à la dégradation des rondins ainsi que la perte de chaleur provenant de la technologie d'AAI.

Une évaluation expérimentale est ensuite réalisée considérant que l'évaluation de l'impact électrique de la fissuration du carbone et de la distribution du contact à l'interface nécessite un environnement contrôlé. Cette évaluation permettra donc de préciser le comportement recherché et donc d'orienter la géométrie du connecteur à l'intérieure de l'anode (comportement TEM). Par la suite, une campagne de mesure *in situ* est réalisée afin d'extraire des données en situation opérationnelle et propre à la technologie d'AAI dans le but d'évaluer l'influence de la résistance électrique de contact de la connexion sur la montée du courant dans l'anode et également de quantifier la résistance électrique de la connexion d'AAI. Cette analyse permettra de préciser la plage de température opérationnelle à prioriser pour le développement du nouveau concept (comportement TEM). Il est à noter que la campagne de mesure *in situ* permet également de fournir les données nécessaires à la calibration des conditions limites et des chargements d'un modèle numérique TEM, essentiel à la suite de l'étude.

Parallèlement, calibré sur les résultats de cette campagne de mesure *in situ*, un modèle TEM de l'assemblage anodique actuel est ensuite construit. L'utilisation de ce modèle permettra de quantifier les deux derniers paramètres clés nécessaires à l'orientation du nouveau concept, soit: l'impact électrique et mécanique relié à la dégradation des rondins ainsi que la perte de chaleur provenant de la technologie d'AAI. Cette analyse numérique permettra, sous base comparative, de vérifier que le nouveau concept ne mène pas à la fissuration du carbone et/ou à un coût d'entretien excessif de ses composants et également de déterminer si le nouveau concept permet le maintien de l'équilibre thermique du procédé (la cible étant la perte de chaleur de la technologie d'AAI simulée).

1.7.2 Deuxième partie : Développement d'un nouveau concept

Sur la base des résultats obtenus en première partie, la deuxième partie consiste tout d'abord à définir la nouvelle approche tout en soulignant les hypothèses à valider relatives au bon fonctionnement du nouveau concept.

Par la suite, compte tenu des hypothèses à valider nécessitant un environnement contrôlé, une évaluation expérimentale du nouveau concept à échelle réduite est réalisée afin d'identifier le comportement de l'assemblage expérimental lors du procédé de cuisson de sorte à préciser le potentiel de l'approche et les choix relatifs à la géométrie des éléments de connexion.

Dans l'optique de fournir une meilleure compréhension de ces résultats expérimentaux, un second montage expérimental est ensuite réalisé. Ce montage permettra de quantifier la RCE afin d'analyser les différents mécanismes d'interface acier/carbone lors du procédé de cuisson et en opération.

Au final, le nouveau concept à échelle réelle est représenté à l'intérieur du modèle numérique (précédemment calibré) afin d'estimer la réduction de la résistance électrique du nouveau concept (en comparaison à l'assemblage anodique d'AAI). De plus, l'analyse numérique du nouveau concept permettra d'analyser son comportement thermomécanique et sa perte de chaleur de sorte à évaluer sa faisabilité industrielle.

1.8 ORIGINALITÉ DU PROJET

Le travail réalisé dans le cadre de cette thèse propose une nouvelle stratégie qui consiste à remplacer le rôle électrique de la fonte par l'insertion d'éléments de connexions dans la pâte d'anode lors de l'étape de vibrocompaction. Les travaux réalisés auront mené aux avancées scientifiques suivantes :

- développement d'indicateurs permettant l'évaluation du comportement d'une connexion anodique incluant la fissuration du carbone et la distribution du contact réelle à l'interface fonte/carbone;
- développement d'une méthode de mesure permettant d'estimer la distribution de la densité de courant dans une anode en opération;
- évaluation *in situ* de l'influence et de la résistance électrique de la connexion sur l'évolution du courant;
- analyse expérimentale et numérique d'une nouvelle approche permettant d'améliorer la performance électrique des assemblages anodiques;

- identification des mécanismes à l'interface acier/carbone expliquant l'amélioration de la performance électrique au terme du procédé de cuisson.

1.9 CONTENU DE LA THÈSE

La présente thèse est composée de six chapitres. Bien entendue, il est à considérer que la logistique à l'égard de la chronologie de la présentation du contenu de la thèse est intimement liée à la méthodologie décrite à la section 1.7.

Le Chapitre 2 présente tout d'abord les études expérimentales et numériques antérieures du comportement de l'assemblage anodique. Les paramètres à prioriser relatifs à la réduction de la résistance électrique d'un assemblage sont ensuite regroupés afin de permettre une vue d'ensemble et d'identifier les paramètres clés nécessitant une investigation supplémentaire.

Pour ce qui est du Chapitre 3, celui-ci a comme principal objectif d'investiguer les paramètres clés identifiés au Chapitre 2 et ce, afin d'en extraire leur influence sur la performance électrique dans l'optique d'orienter la conception des éléments de connexion du nouveau concept.

Le Chapitre 4 présente le modèle numérique TEM incluant la représentation géométrique, le type d'analyse utilisé ainsi que la validation du modèle. Les résultats à l'égard de la résistance électrique, la perte de chaleur et les contraintes générées au niveau de l'assemblage anodique actuellement utilisé par AAI sont ensuite présentés.

Le Chapitre 5 présente tout d'abord la géométrie des éléments de connexion d'acier choisie conséquent des conclusions du Chapitre 3. Les hypothèses relatives aux comportements de l'interface entre l'élément de connexion et le carbone lors de la cuisson d'anode et de l'opération

sont ensuite posées. Les résultats expérimentaux servant à valider ces hypothèses sont ensuite présentés puis interprétés. Finalement, le gain électrique potentiel ainsi que la faisabilité industrielle (via l'évaluation de la perte de chaleur et des contraintes générées) du nouveau concept à échelle réelle sont présentés à l'aide du modèle numérique calibré au Chapitre 4.

Les conclusions et recommandations ainsi que les perspectives de recherche sont finalement présentées au Chapitre 6.

À ces chapitres s'ajoutent trois annexes permettant d'assurer la bonne compréhension des différents concepts présentés dans la thèse.

CHAPITRE 2

ÉTAT DES CONNAISSANCES

2.1 GÉNÉRALITÉS

Compte tenu de la problématique préalablement établie à la section 1.5, on en conclut que la principale difficulté associée au développement d'un assemblage anodique avantageux économiquement réside dans l'identification et la caractérisation des phénomènes à l'origine de la perte énergétique de la connexion anodique auxquels s'ajoute l'impact des caractéristiques de son design sur les différents aspects du procédé. De ce fait, la réalisation de ce projet de recherche exige la réalisation d'une revue exhaustive de l'état actuel des connaissances en regard des études, expérimentales et numériques, réalisées au niveau de la connexion anodique ainsi que des divers designs de connecteurs anodiques existants à ce jour.

2.2 ÉTUDES EXPÉRIMENTALES

Depuis plusieurs décennies, divers auteurs ont étudié la perte énergétique de l'assemblage anodique expérimentalement et *in situ*. Les efforts initiaux se sont concentrés essentiellement sur la quantification de la résistance électrique de la connexion ainsi que le comportement des interfaces en actions.

2.2.1 Le comportement de l'assemblage anodique

En 1976, Peterson [23] a instrumenté une anode en service à l'intérieur d'une cuve (*in situ*) avec 30 sondes de voltage et 50 thermocouples. Les chutes de voltage ont été prises entre le rondin et l'anode (à différents endroits entourant le tourillon) sur une durée de 24 h. Il a été estimé que 7% de la chute de voltage totale de la cuve est attribuable à l'assemblage anodique dont 25% provenait des interfaces acier/fonte et fonte/carbone. En 1978, Peterson [24] conclut en laboratoire que la résistance électrique au niveau de la connexion diminue exponentiellement avec la température et atteint une tendance asymptotique aux environs de 600°C (Figure 2-1). Il explique cette tendance par la réduction de l'espace d'air à l'interface fonte/carbone provoquée par la dilatation thermique des matériaux lors de la montée en température. Ainsi, selon cette logique, la température à laquelle la tendance asymptotique a lieu augmente avec un espace d'air initial plus grand et un diamètre de rondin plus faible.

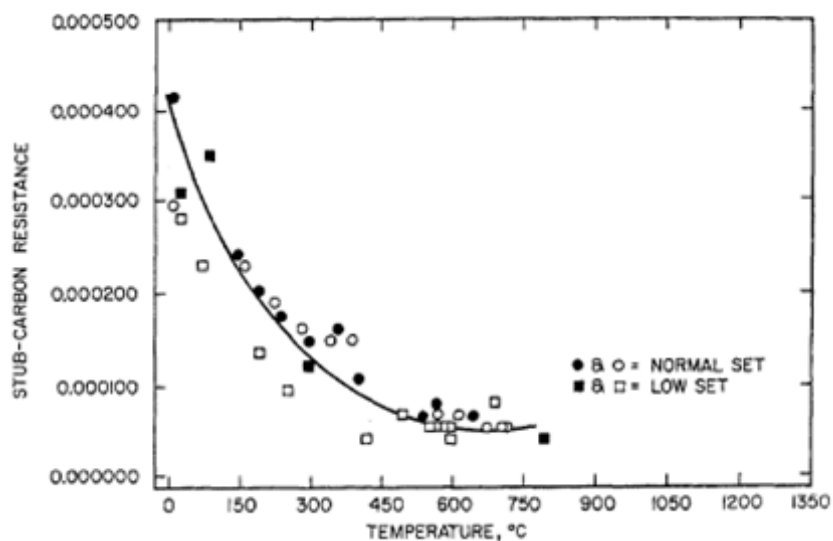
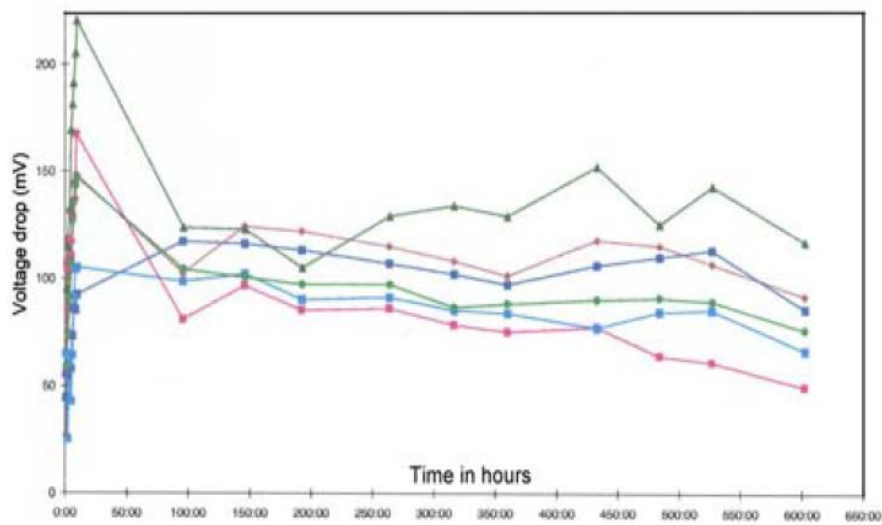


Figure 2-1: Résultats des travaux de Peterson [23]

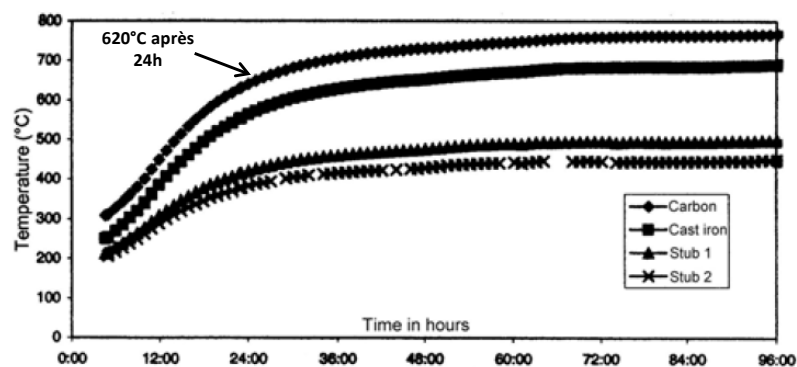
En 1989, Peterson *et al.* [25] expérimentent diverses configurations d'épaisseur de fonte et de diamètre de rondin afin de déterminer celles permettant de minimiser la résistance électrique de la connexion sans toutefois fissurer le bloc de carbone. Il conclut qu'une section de fonte de 6'' (152.4 mm) de diamètre et de 0.5'' (12.7 mm) d'épaisseur permet l'obtention d'une résistance électrique minimale aux températures opérationnelles. Il a été souligné que l'écart entre les mesures de voltage aura cependant rendu difficile l'optimisation des designs des tourillons.

En 2007, Wilkening et Côté [18] présentent plusieurs données largement utilisées pour l'analyse du comportement des assemblages anodiques dont les propriétés thermiques et électriques en fonction de la température des matériaux de la connexion. Dans la même étude, une campagne de mesure *in situ* est réalisée à AAI afin de quantifier la chute de voltage provenant de la connexion anodique pour une technologie opérant à 300 kA et utilisant un hexapode (une tige, 6 rondins/traverse, 3 rondins/anode). L'instrumentation utilisée consiste en une sonde fixée sur chacun des rondins, située à 100 mm en-dessous de sa surface supérieure et trois sondes dans le carbone, situées à 200 mm de la surface supérieure de l'anode. Les résultats montrés à la Figure 2-2 (a) indiquent une chute de voltage d'environ 110 mV entre le rondin et l'anode. La résistance électrique interprétée à partir de la chute de voltage entre le rondin et l'anode est d'environ 29.2 $\mu\Omega$ /anode avec un courant moyen de 7500 A/anode. On note cependant une grande variation des chutes de voltage mesurées au niveau des 6 rondins. Cette variation peut s'expliquer par le fait que les pressions de contact à l'interface fonte/carbone ne sont pas générées uniformément sur le pourtour du tourillon en raison du comportement TM de la traverse. De plus, tout dépendant du positionnement des sondes de voltage dans le carbone et du courant passant dans chacun des

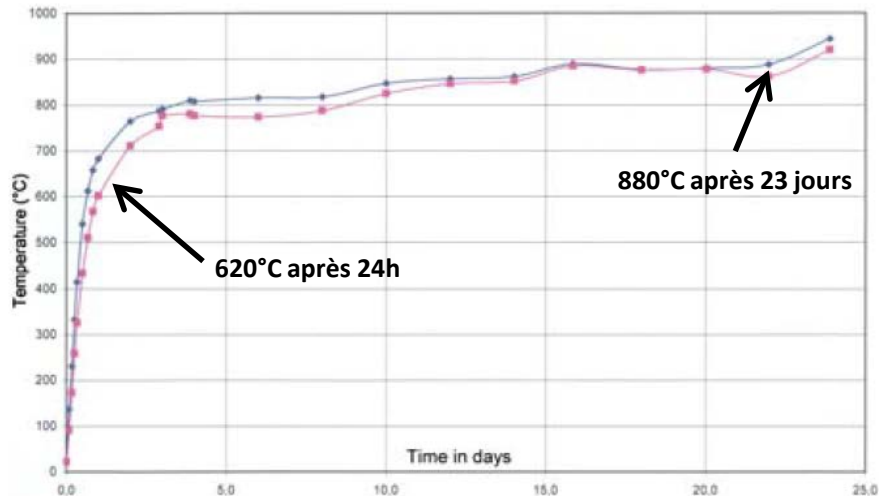
rondins, ceux-ci peuvent être situés dans une zone de densité de courant plus ou moins élevée menant à d'importantes variations entre les mesures de voltage. Considérant les variations continues de la densité de courant dans l'assemblage, quantifier la résistance électrique de la connexion est un défi en soi. On note également que, selon la Figure 2-2 (b) et (c), la température de la connexion anodique varie de façon pratiquement linéaire de 620°C à 880°C (augmentation de 230°C) après 24 h d'opération.



a) Chute de voltage entre le rondin et le carbone



b) Température de la connexion durant les quatre premiers jours



c) Évolution de la température au niveau du bas des rondins

Figure 2-2: Résultats *in situ* de Wilkening et Côté [18]

Wilkening et Côté [18] ont également utilisé un banc d'essai à petite échelle afin de mesurer la résistance électrique de l'interface fonte/carbone dans des conditions isothermes en utilisant un courant de 40 A (Figure 2-3 (a)). Tout comme Peterson [24], les résultats de la Figure 2-3 (b) montrent une tendance asymptotique à environ 650°C pour la configuration utilisée. Tel que montré à la Figure 2-3 (b), la contraction de l'acier à sa transition de phase α - γ provoque une augmentation significative de la chute de voltage pour la plage de températures correspondantes, soit de 750-800°C pour un acier non recuit [18]. Cette diminution de pression de contact a donc lieu lors de l'opération selon la Figure 2-2 (c). Il est à noter que le changement de phase de la fonte, ce situant entre 825-850°C, ne provoque pas d'augmentation visible de la chute de voltage aux températures correspondantes. En effet, puisque les pressions de contact sont générées via la dilatation thermique en direction radiale des deux matériaux, la contribution provenant de la fonte est de loin inférieure à celle du rondin d'acier en raison d'une épaisseur de fonte (12 mm)

près de 7 fois plus petite que le rayon du rondin (90 mm) et ce, considérant un coefficient de dilatation thermique semblable.

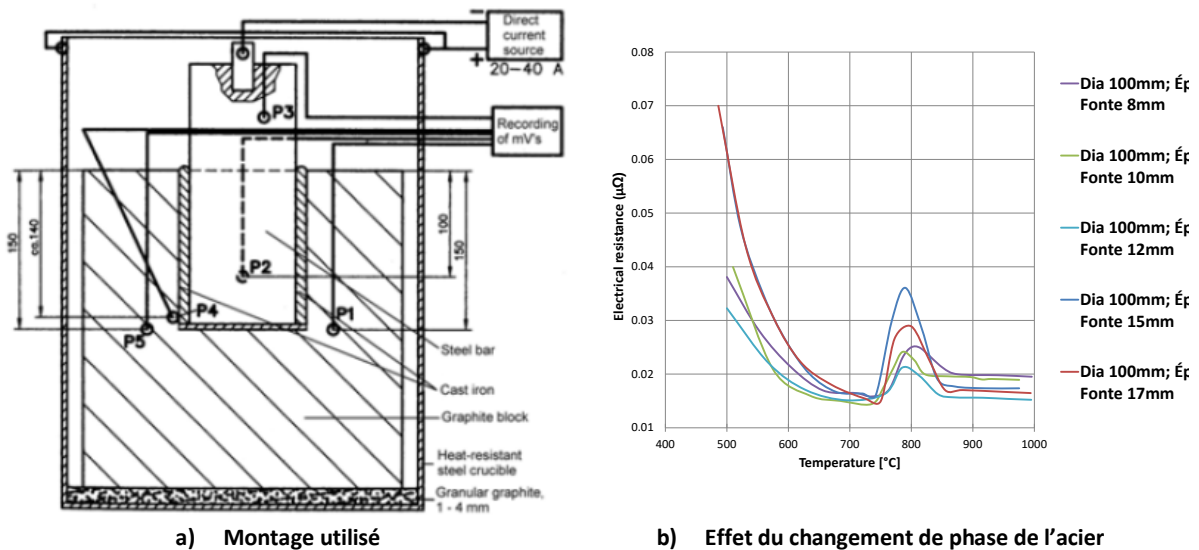


Figure 2-3: Expérimentation de Wilkening et Côté [18]

Il a été mentionné dans la problématique que les déformations irréversibles des composants métalliques de l'assemblage suite à leur utilisation répétée mènent à une dégradation de la performance électrique des assemblages anodiques. Outre la dégradation provoquée par l'attaque du bain, les changements géométriques des rondins sont principalement d'origine mécanique et ce, en raison du fluage de l'acier provoqué par le maintien d'efforts soutenus à haute température. En 2008, Gagné [26] expose trois types de déformations irréversibles typiques d'origine mécanique (Figure 2-4), soit : la déviation des rondins externes vers l'intérieur (effet «toe-in»), la réduction du diamètre et l'allongement du rondin (central dans ce cas).

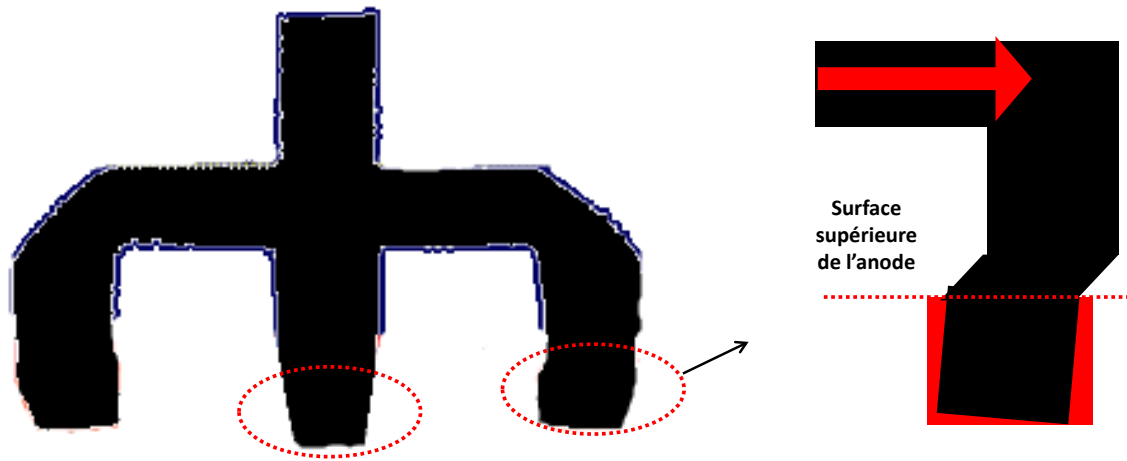


Figure 2-4: Déformations typiques observées en industrie d'origine mécanique, à partir de [26]

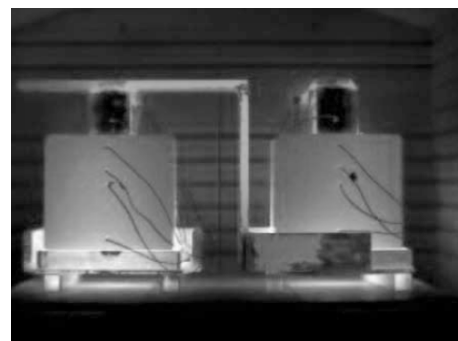
En 2013, Molenaar *et al.* [27] utilisent un banc d'essai (Figure 2-5 (a)) qui consiste spécifiquement à étudier l'impact de certains paramètres sur la détérioration de l'assemblage anodique. On pense ici à la réduction du diamètre des rondins, l'excentricité des rondins à l'intérieur des tourillons occasionnée par l'effet «toe-in» et l'insertion de fonte en-dessous des rondins provoquée par la différence de la longueur entre rondins. Le montage utilisé permet de reproduire une densité de courant représentative de la situation opérationnelle en plus d'une différence de température de 120°C au niveau de la connexion. Les résultats des Figures 2-5 (c) et (d) montrent l'influence de deux paramètres de détérioration sur la résistance électrique en fonction de la température (température mesurée à 120 mm en-dessous de la surface supérieure de l'anode). Au niveau de la réduction du diamètre du rondin (et donc l'augmentation de l'épaisseur de fonte), les résultats de la Figure 2-5 (c) montrent, tout comme les expériences antérieures, que la température asymptotique augmente avec l'épaisseur de fonte en raison d'un espace d'air initial à l'interface fonte/carbone plus important à combler. Il est malheureusement impossible de quantifier précisément la résistance électrique aux températures opérationnelles en

raison de l'échelle utilisée. Ensuite, les auteurs mentionnent que l'excentricité des rondins à l'intérieur du tourillon provoque une très faible variation de la résistance électrique sur la plage de température entière. Toutefois, il n'est pas mentionné ni observé aux Figures 2-5 (a) et (b) si le rondin est libre ou non de se déplacer horizontalement. Dans le cas où le rondin soit libre de se déplacer, en augmentant la température, le rondin se repositionnerait dans le tourillon menant à un contact uniforme sur le pourtour de l'interface, négligeant ainsi l'impact de l'excentricité.

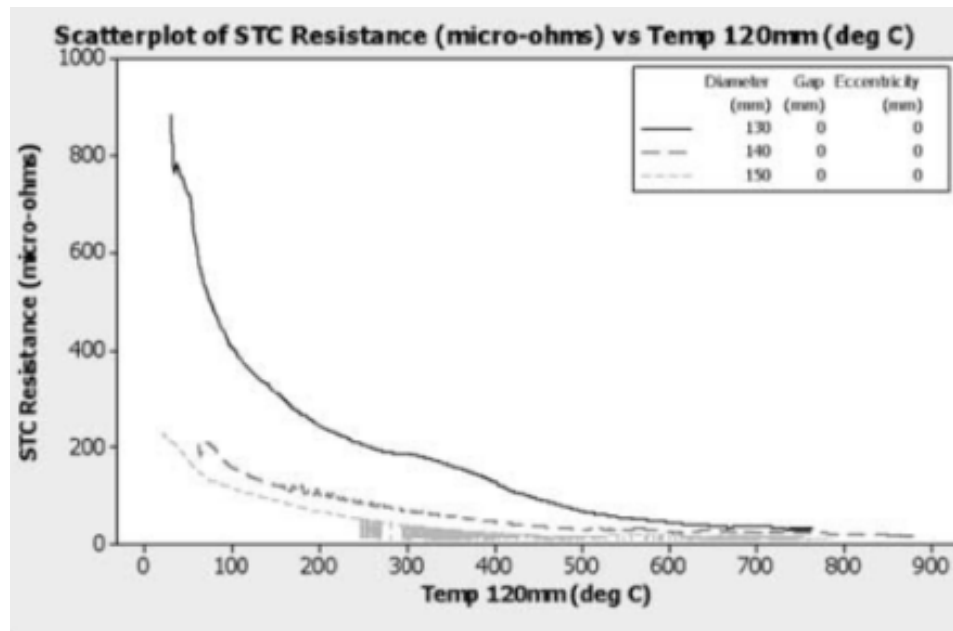
Finalement, la Figure 2-5 (d) montre une dégradation significative de la résistance électrique lorsque 20 mm de fonte est introduit en-dessous du rondin. Logiquement, la contraction radiale de la fonte en-dessous du rondin lors de la solidification (1500°C à 22°C) ne pourra être comblée en opération (22°C à 750°C). Ainsi, la perte du contact au niveau inférieur de l'interface fait en sorte que le courant circule sur une distance plus grande dans le carbone, expliquant ainsi l'augmentation de la résistance électrique. Toutefois, et sans fournir d'explication, les auteurs ont remarqué que l'effet de l'épaisseur de la fonte en-dessous du rondin sur la résistance électrique n'est pas linéaire. Plus spécifiquement, l'impact du premier 10 mm (de 0 à 10 mm) sur la résistance électrique est inférieur au second 10 mm (de 10 à 20 mm). Ce phénomène est expliqué à la section 4.3.3.



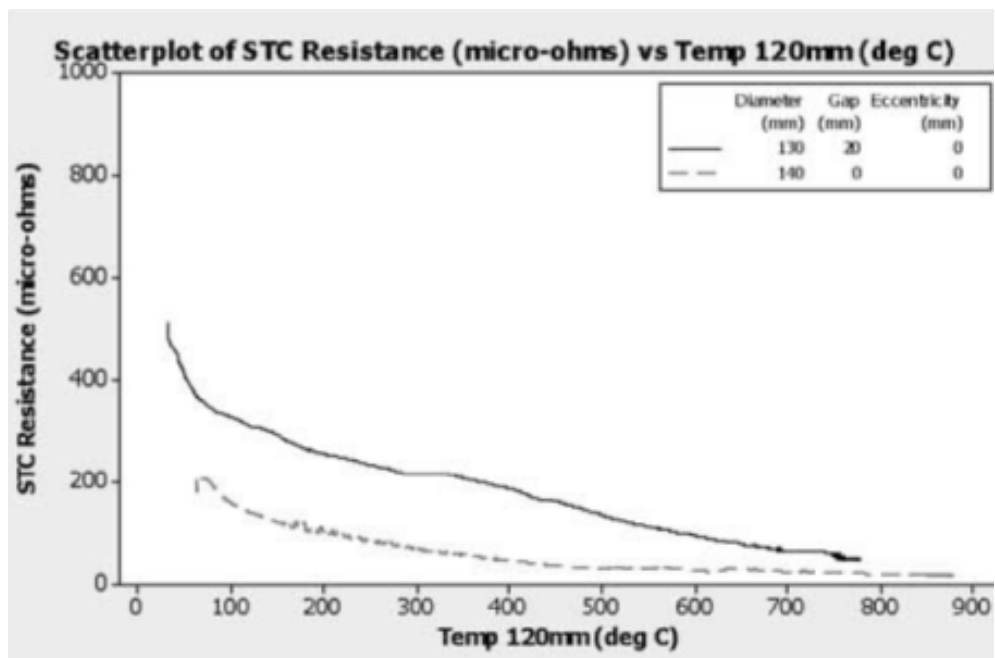
a) Banc d'essai



b) Banc d'essai en fonction



c) Effet de la réduction du diamètre du rondin



d) Effet de l'introduction de fonte en-dessous du rondin

Figure 2-5: Expériences de Molenaar *et al* [27]

En 2015, Kolås *et al.* [28] étudient l'évolution du courant dans l'assemblage anodique. Il est à noter que, considérant que les assemblages anodiques d'une cuve sont connectés en parallèle, le courant circulant dans un assemblage anodique spécifique dépend principalement de la résistance électrique entre le point de fixation de la tige de l'assemblage anodique et de la nappe de métal. De ce fait, le courant est redistribué selon la résistance électrique de chacune des branches. Cette résistance électrique varie lors de l'opération principalement en raison de l'effet du bain gelé sur la surface immergée de l'anode, de la température des matériaux, de la hauteur et de l'air de section de l'anode, de la résistance électrique du connecteur anodique et des bulles de gaz, de la surtension à l'anode et surtout de l'ACD. En considérant que la vitesse du cadre descend à vitesse constante et que le voltage entre la tige anodique et la nappe de métal est constant, les auteurs réalisent un modèle de tableur qui permet de calculer l'évolution de l'ACD conséquent des hypothèses relatives à la variation de la résistance électrique (voir [28] pour plus de détails sur les caractéristiques principales du calcul). Le taux de consommation de carbone des anodes s'ajustera donc lors de l'opération de lui-même pour établir une distance uniforme entre chacune des anodes et la position moyenne de la surface de la nappe de métal. La Figure 2-6 montre les résultats obtenus. Il est mentionné que l'élévation du courant observée entre 0 et 24 h (phase 1 de la Figure 2-6) d'opération s'explique par trois éléments : la fonte progressive du bain gelé sur la surface immergée de l'anode, la diminution de l'ACD¹ et la réduction de la résistance électrique de la connexion anodique. Toutefois, la contribution de la résistance électrique de la

¹Il est à noter que les nouvelles anodes sont jaugées plus hautes que le plan anodique pour que leur surface inférieure soient à peu près alignées avec celle du plan anodique une fois le bain recouvrant la surface immergée fondu.

connexion anodique sur la montée en courant n'est pas connue. L'ouvrage de Kolås *et al.* [28] donne les détails sur les causes reliées aux variations des phases 2 à 4 de la Figure 2-6.

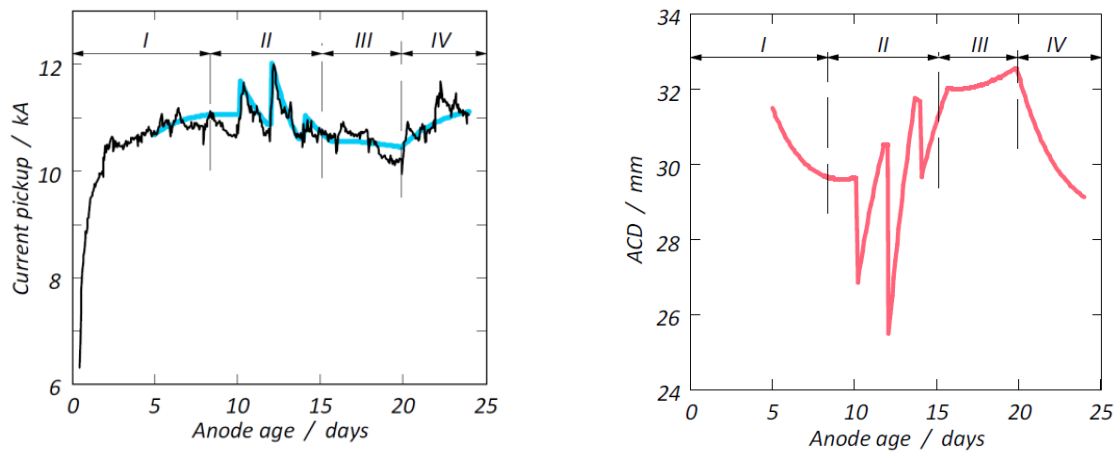


Figure 2-6: Évolution du profil du courant et de l'ACD d'une anode lors d'un cycle complet [28]

2.2.2 La résistance électrique de contact

En 1984, Brooks et Bullough [29] analysent l'impact de la pression de contact et de la température sur la RCE des différentes interfaces de la connexion anodique. Ils concluent que la température et les pressions de contact à l'interface fonte/carbone influencent significativement la résistance électrique de la connexion. À environ 680°C, les résultats montrés à la Figure 2-7 (a) montrent une RCE à l'interface fonte/carbone de 0.41 $\Omega \cdot \text{mm}^2$ à une pression de contact de 0.34 MPa (50 psi) et de 0.28 $\Omega \cdot \text{mm}^2$ à 1 MPa (150 psi) démontrant l'importante sensibilité de la RCE à la pression de contact. Toutefois, pour une pression de 0.64 MPa (93.5 psi) et plus, on note que la RCE varie seulement d'environ 0.07 $\Omega \cdot \text{mm}^2$ pour une différence de température équivalente à la plage de températures opérationnelles, soit de 230°C (620°C à 850°C selon [18]). À l'interface

acier/fonte (Figure 2-7 (b)), une RCE de $0.008 \Omega \cdot \text{mm}^2$ est obtenue à une pression de contact de 1 MPa (50 psi) menant à un rapport $\text{RCE}_{\text{acier/fonte}}/\text{RCE}_{\text{fonte/carbone}}$ de l'ordre de 3% seulement démontrant la faible contribution de l'interface acier/fonte sur la résistance électrique de la connexion anodique.

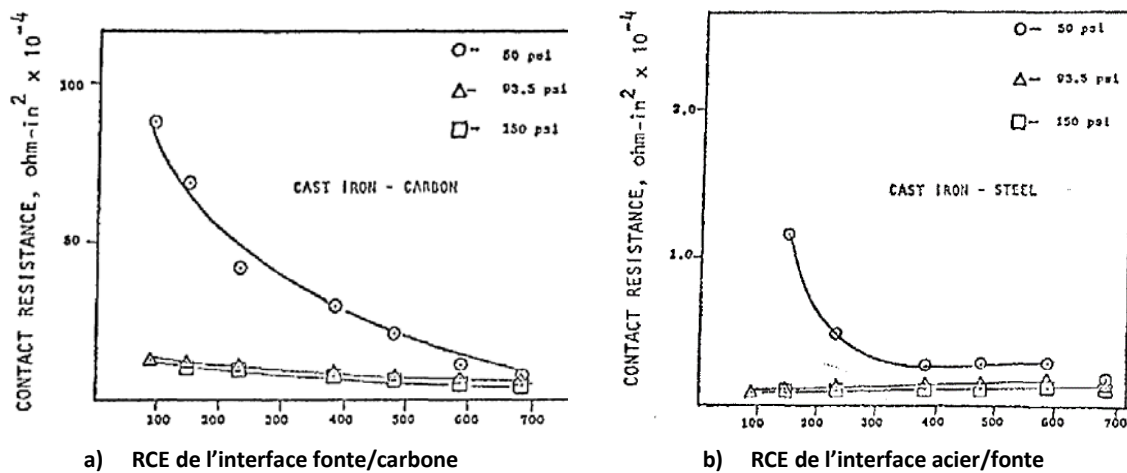


Figure 2-7: Expérimentation de Brooks et Bullough, l'abscisse est la température en $^{\circ}\text{C}$ [29]

En 1985, Rhedey et Castonguay [30] quantifient également la RCE entre l'acier et le carbone en fonction de la température et de la pression de contact. Il est à noter que la surface des échantillons de carbone de ces expérimentations a été usinée. La Figure 2-8 présente le montage qui consiste en deux échantillons cylindriques installés dans un four à l'intérieur d'une presse hydraulique afin de réaliser un chargement uniaxial.

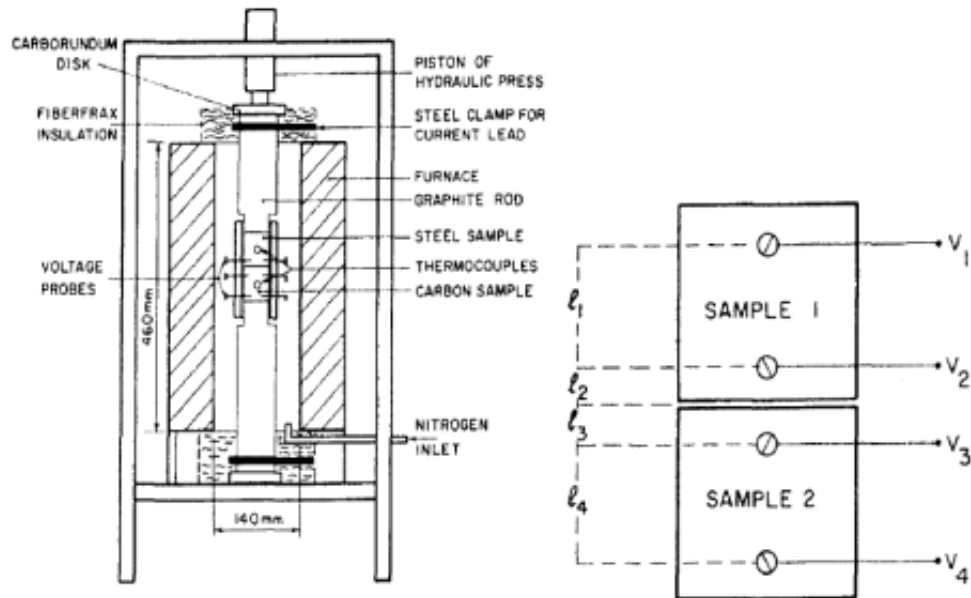


Figure 2-8: Montage expérimental de Rhedey et Castonguay pour une interface acier/carbone [30]

Ce type de montage permet de minimiser la variation de la pression de contact de la surface de contact nominale ce qui implique une distribution de courant plus uniforme à l'intérieur des échantillons cylindriques. L'instrumentation du montage permet de déterminer la RCE à l'aide de l'équation 1.5 en extrapolant la différence de potentiel à l'interface à partir des deux côtés selon l'équation 2.1. La Figure 2-9 montre les résultats obtenus de la RCE en fonction de la température et de la pression de contact à l'interface acier/carbone. Tout comme Brooks et Bullough [29], on constate que la RCE en fonction de la température (Figure 2-9 (a)) varie peu, soit d'environ $0.09 \Omega \cdot \text{mm}^2$ à l'intérieur de la plage de température opérationnelle (pour une pression de contact de 9.8 MPa (100 kg/cm²)). La Figure 2-9 (b) montre que la sensibilité de la pression de contact sur la RCE diminue significativement à partir de 2.45 MPa (25 kg/cm²) pour finalement atteindre un minimum de $0.2 \Omega \cdot \text{mm}^2$ pour une pression de 9.8 MPa à une température de 800°C.

$$\Delta V_{\text{interface}} = \frac{\left(V_3 - \frac{(V_4 - V_3)}{\ell_4} \cdot \ell_3 \right) - \left(V_2 - \frac{(V_2 - V_1)}{\ell_1} \cdot \ell_2 \right)}{2} \quad (2.1)$$

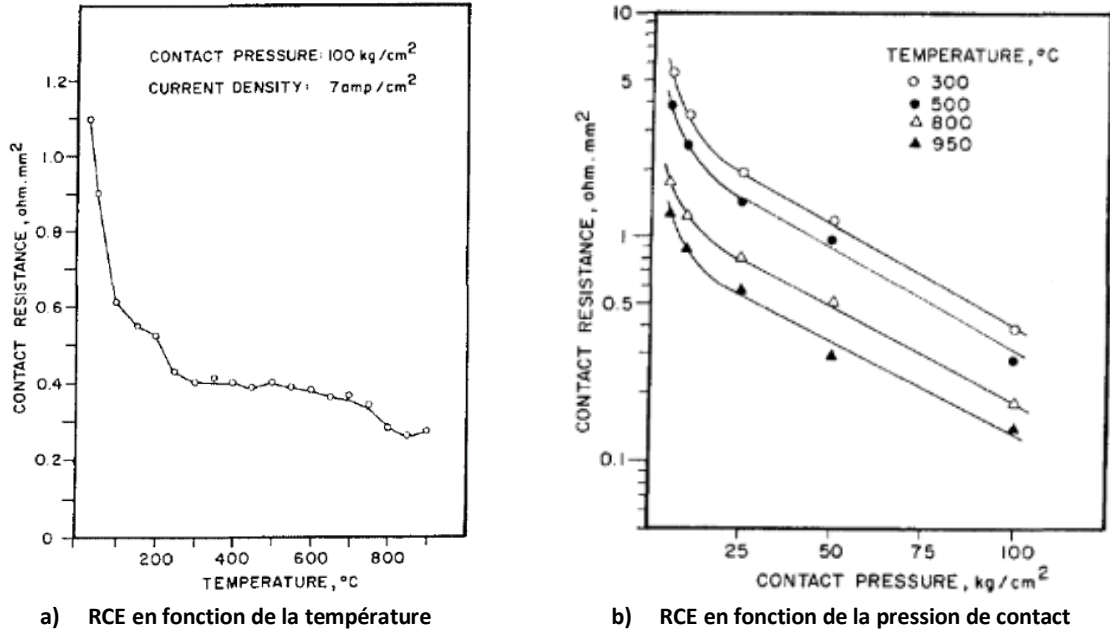


Figure 2-9: Résistance électrique pour une interface acier/carbone [30]

En 1992, Sørli et Gran [31] ont publié des résultats sur la RCE cette fois entre l'acier et le carbone graphitique dont la surface de carbone en contact a été usinée. Tout comme Rhedey et Castonguay [30], la Figure 2-10 montre que la RCE devient moins sensible aux pressions de contact à partir d'environ 2.5 MPa pour une température de 750°C. La faible valeur minimale d'environ 0.04 Ω.mm² peut s'expliquer par le fini de surface plus lisse produit par l'usinage. En effet, l'usinage des surfaces en contact peut mener à une meilleure correspondance entre les surfaces en contact se traduisant par une augmentation de la surface de contact réelle. En d'autres mots, une meilleure correspondance entre les surfaces engendre un plus grand nombre d'aspérités en

contact pour une même pression (moyennée sur la surface de contact nominale). La Figure 2-10 montre également que la tendance asymptotique de la RCE (à 750°C) suggère qu'une pression de contact plus grande que 3 MPa ne permet plus de déformations significatives des aspérités et par le fait même, une augmentation de la surface de contact réelle.

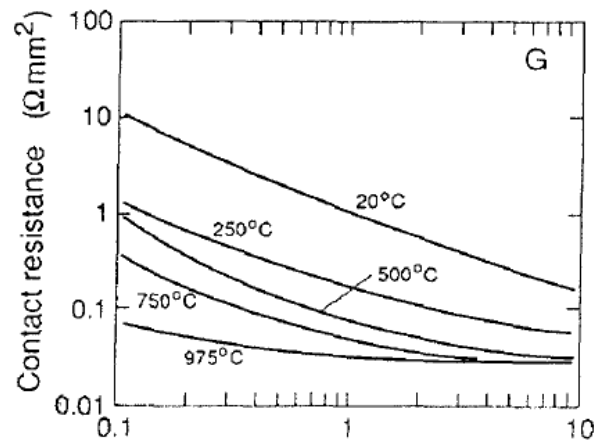


Figure 2-10: RCE entre l'acier et le carbone graphitique, l'abscisse est la pression en MPa [31]

En 2000, Richard *et al.* [17] proposent une loi de comportement phénoménologique écrite sous la forme de l'équation de Weibull et calibrée avec les résultats publiés par Brooks et Bullough [29]. En raison de la faible variation de la RCE au niveau de la plage de température opérationnelle, et pour fins de simplification, la RCE est considérée comme variant seulement en fonction de la pression de contact et est donnée par :

$$\text{RCE} = A - B e^{-(P/C)^D} \quad (2.2)$$

avec $A = 35.08954380$, $B = 34.79538085$, $C = 0.01532769$ et $D = -1.62109211$. La Figure 2-11 montre la RCE résultante en fonction de la pression de contact.

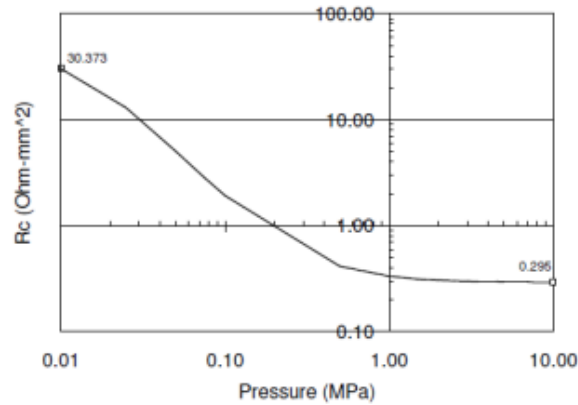


Figure 2-11: RCE (R_c sur la figure) entre la fonte et le carbone selon [32]

En 2011, St-Georges *et al.* [33] caractérisent également la RCE entre la fonte et le carbone en fonction de la température et de la pression de contact mais cette fois-ci, en portant une attention particulière aux surfaces des échantillons de carbone afin qu'elles conservent leurs caractéristiques originales. Tout comme les travaux de [29,30], la Figure 2-12 montre une légère variation de la RCE entre 1.5 à 2 MPa à 650°C. Cependant, un minimum d'environ $0,5 \Omega \cdot \text{mm}^2$ est atteint avec une pression de contact de 2 MPa soit une RCE significativement plus élevée que [29,30,31] potentiellement en raison du fini de surface préservée des échantillons de carbone.

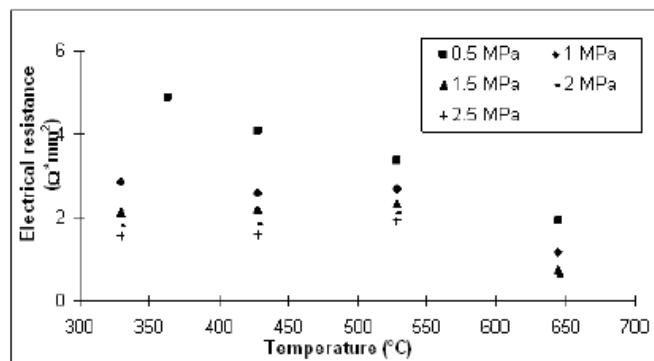


Figure 2-12: RCE à l'interface fonte/carbone par St-Georges *et al.* [33]

En somme, selon les travaux antérieurs, une RCE très faible est obtenue à partir d'environ 1 MPa, ce qui suggère qu'en raison des propriétés mécaniques du carbone, les aspérités se déforment de façon moins importante à partir de cette pression de contact. Ces travaux démontrent également que le fini de surface a une influence majeure sur la RCE. Cela démontre qu'il est ainsi possible de réduire significativement la RCE en améliorant la correspondance entre les profils de surface en contact.

2.2.3 Le comportement de la pâte d'anode lors de la cuisson

L'objectif de la thèse étant de développer un nouveau concept en substituant le rôle électrique de la fonte par l'insertion d'éléments de connexion dans la pâte d'anode lors de la vibrocompaction, le comportement de l'anode crue lors de la cuisson est donc susceptible d'affecter la performance du nouveau concept.

Lors de la cuisson d'une anode crue, plusieurs phénomènes d'origines thermiques, chimiques et mécaniques interagissent entre eux. Le processus de cuisson consiste à chauffer lentement les anodes dans un four sur un cycle de deux à trois semaines, de la température ambiante jusqu'à environ 1100°C et ce, suivi d'une période de refroidissement. Tel que montré à la Figure 2-13 par [34], à environ 100°C, la viscosité du brai commence à diminuer considérablement pour finalement atteindre un minimum aux environs de 350-400°C. À ce stade, la fluidité du brai lui permet de s'insérer dans les pores à travers les particules. La pâte d'anode a alors une texture pâteuse avec un comportement viscoplastique la rendant ainsi vulnérable à la déformation. Les travaux de Kallel *et al.* [35] (Figure 2-14) montrent en effet que le module de Young ainsi que la résistance ultime diminue drastiquement avec la viscosité du matériau. Entre

400°C et 500°C, le brai entre dans un processus de cokéfaction menant ainsi à la solidification de l'anode via un phénomène de polymérisation et de polycondensation du liant pour former un semi-coke solide. Pour des températures supérieures à 500°C, le brai poursuit sa carbonisation, ce qui transforme la microstructure de l'anode vers sa forme finale [35]. À ce stade, l'anode est totalement cuite et est prête pour le procédé d'électrolyse.

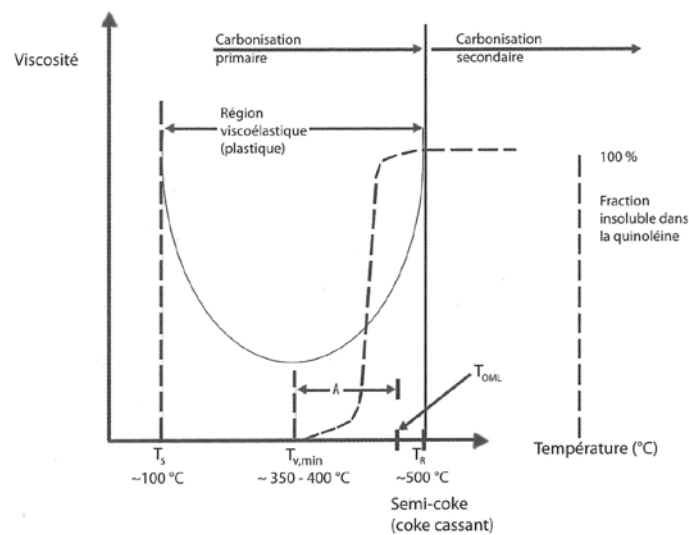


Figure 2-13: Évolution de la viscosité de l'anode crue [34]

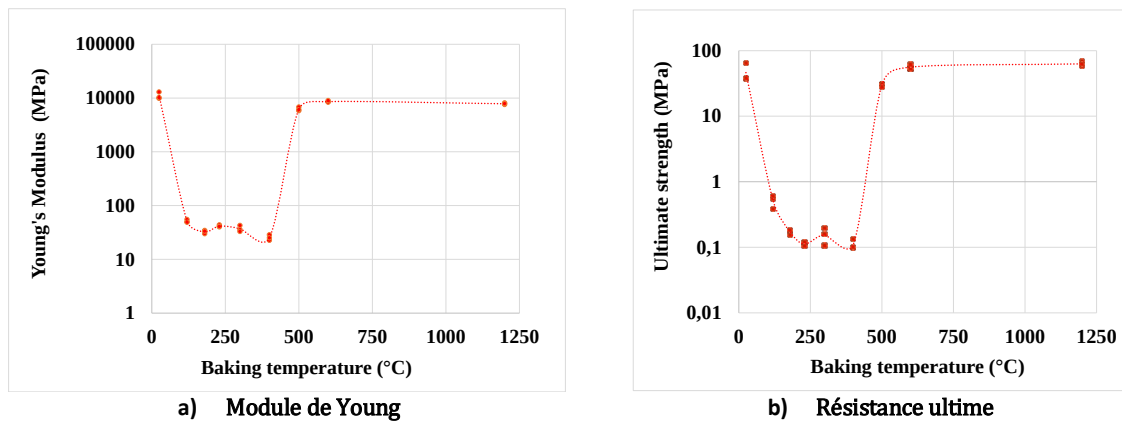


Figure 2-14: Évolution des propriétés mécaniques du carbone lors de la cuisson [35]

En 2004, D'Amours [36] réalisent des essais de compression triaxiale sur des échantillons de pâte monolithique crue. Les résultats obtenus montrent que la résistance ultime à la compression augmente avec le niveau de confinement du matériau. En 2016, tel que montré à la Figure 2-15, Kallel *et al.* [35] réalisent des tests triaxiaux sur des échantillons d'anodes de carbone crues et démontrent que la résistance ultime en compression est fonction de la pression hydrostatique de l'échantillon.

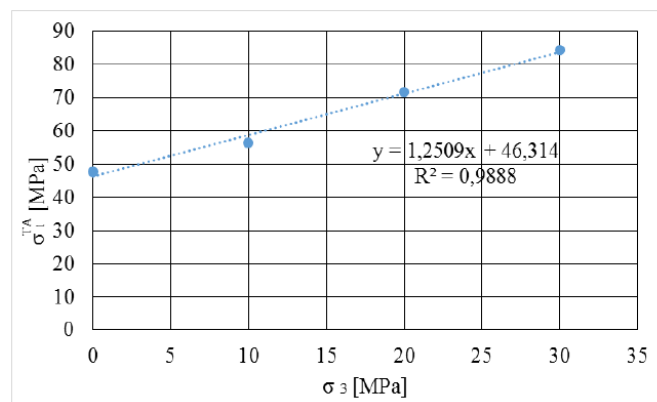
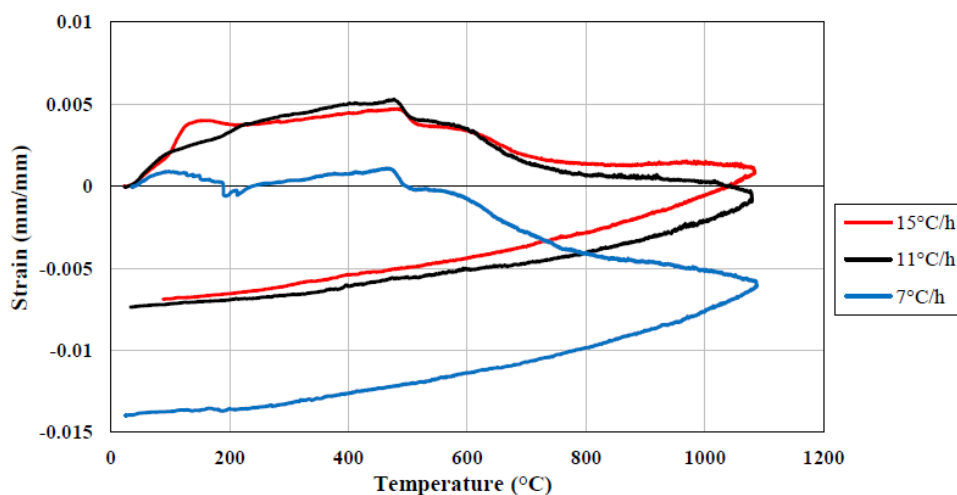


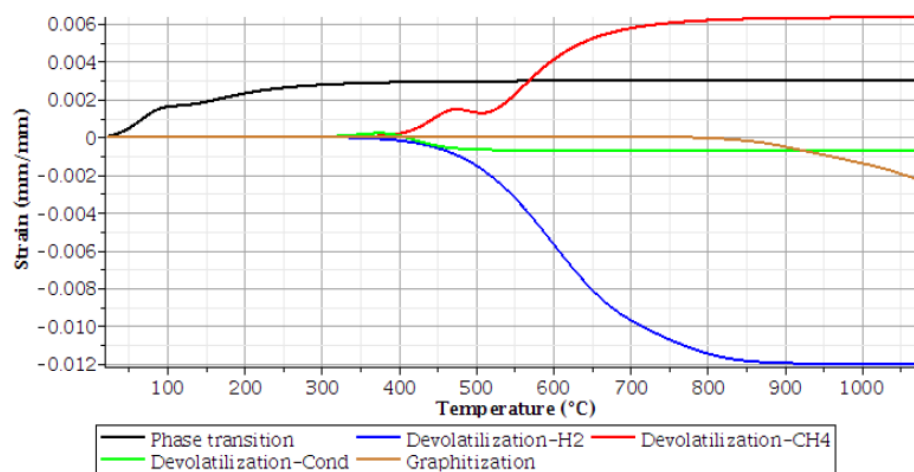
Figure 2-15: Évolution de la résistance ultime à la compression triaxiale en fonction de la contrainte de confinement [35]

En 2016, Girard *et al.* [37] réalisent une investigation expérimentale et numérique de l'évolution de la déformation libre (sans chargement) de l'anode crue. Les résultats de la Figure 2-16 (a) montrent la déformation totale de l'anode (déformation thermique réversible et chimique irréversible) lors de la cuisson suivie de son refroidissement. On note en premier lieu que l'anode subit un retrait irréversible (déformation totale irréversible) d'environ -0.7% avec un taux de chauffe de 11°C/h. Également, on constate que la diminution du taux de chauffe mène à un retrait irréversible plus important après refroidissement. Quant à la Figure 2-16 (b), celle-ci présente les résultats du modèle soit la contribution de chacun des sous-mécanismes responsables de la

déformation chimique irréversible. Ces résultats suggèrent que le relâchement des contraintes lors de la transition de phase provoque une expansion du matériau entre la température ambiante et 100°C alors que la dévolatilisation et la graphitisation provoquent une contraction entre environ 400°C et 1100°C.



a) Déformation totale pour différents taux de chauffe



b) Sous-mécanismes de la déformation libre

Figure 2-16: Déformation totale et sous-mécanismes de la déformation libre de l'anode lors de la cuisson [37]

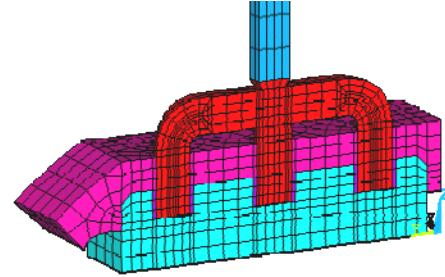
2.3 ÉTUDES PAR SIMULATIONS NUMÉRIQUES

Les modèles numériques peuvent s'avérer un outil déterminant pour l'identification du comportement des assemblages anodiques, ce qui est essentiel à leur optimisation. C'est en 1984 que Dupuis [38] construit le premier modèle thermoélectrique (TE) 3D représentant un assemblage anodique et ce, à l'aide de la plateforme de simulation ANSYS®. Depuis, les réalisations numériques ont pu démontrer un potentiel d'optimisation prometteur en s'attardant notamment à la minimisation de la résistance électrique.

En 1998, Dupuis [38] a proposé plusieurs modèles TE d'une anode et d'une cuve complète. Dans le but de valider les modèles, plusieurs mesures de flux de chaleur ont été réalisées sur une technologie de 300 kA chez Luralco (maintenant l'Aluminerie Alcoa Deschambault). L'auteur mentionne que le défi de produire un modèle d'assemblage anodique représentatif est la quantification de la conductivité thermique de la croûte et la RCE de l'interface fonte/carbone. La conductivité thermique de la croûte est difficile à estimer notamment parce que, lors de l'opération, le dégagement de vapeurs émises par le bain d'électrolyse transforme une partie du matériau initialement granulaire (produit de couverture) en une croûte solide et dense. La Figure 2-17 montre les pertes de chaleur mesurées servant de validation ainsi que le modèle thermoélectrique utilisé représentant une anode à mi-vie avec une traverse de type tripode (3 rondins/traverse). Le modèle prédit une perte de chaleur de 248.3 kW provenant de l'assemblage anodique et de la croûte représentant ainsi 40.05% de la perte de chaleur totale, soit une proportion semblable à une technologie à 400 kA [3]. Également, la chute de voltage de l'assemblage anodique est estimée à 302 mV soit 32 $\mu\Omega$ /anode considérant un courant de 9375 A.

Anode Heat Losses	[kW]	[%]
Crust in side channels	21.48	3.46
Crust above anodes	81.91	13.21
Crust in center channel	3.60	0.58
Studs	27.14	4.38
Yoke	83.87	13.53
Aluminum rod	30.31	4.89
Total for the anode part	248.3	40.05
Total for the cell	620.1	100.00

a) Perte de chaleur provenant de l'assemblage anodique



b) Modèle TE représentant une moitié d'assemblage anodique

Figure 2-17: Perte de chaleur et modèle numérique réalisé par Dupuis [38]

En 2001, utilisant un sous-modèle en pointe de tarte, Richard *et al.* [39] ont développé un modèle thermo-électro-mécanique (TEM) faiblement couplé pour optimiser la géométrie du tourillon (Figure 2-18). On notera que la résistance électrique de la connexion est très sensible à l'amplitude de l'espace d'air à l'interface fonte/carbone et ce, en raison du comportement de la fonte lors de sa solidification. De ce fait, Richard *et al.* [39] proposent d'estimer l'espace d'air initial à l'interface fonte-carbone après scellement (r_{Gap}) via l'expression :

$$\gamma = r_{Rondin} \cdot \alpha_{Acier} \cdot (T_{S_{Acier}} - T_0) \quad (2.3)$$

$$r_{Gap} = \gamma + (1 - \gamma) \cdot \alpha_{Fonte} \cdot (T_{S_{Fonte}} - T_0)$$

où r_{Rondin} représente le rayon du rondin d'acier, l l'épaisseur moyenne de fonte dans le tourillon, α_{Acier} et α_{Fonte} les coefficients de dilatation thermique de l'acier et de la fonte, $T_{S_{Acier}}$ la température d'acier lors de la solidification de la fonte, $T_{S_{Fonte}}$ la température de solidification de la fonte, T_0 la température ambiante et γ la contraction thermique du rondin lors de la

solidification de la fonte. Il est à noter que la contribution de la contraction thermique du rondin, γ (lors de la solidification de la fonte), est très importante sur r_{Gap} . Plus spécifiquement, lors du scellement, l'augmentation significative de la température du rondin provoque une importante dilation thermique radiale lorsque la fonte est encore liquide. Les résultats numériques démontrent qu'une réduction de la chute de voltage est possible en modifiant le design du tourillon sans augmenter la masse de fonte utilisée. De plus, les auteurs indiquent que des gains encore plus importants sont possibles en augmentant la masse de fonte occasionnant toutefois une réduction significative de la productivité de l'atelier de scellement. Il conclut qu'une meilleure compréhension du comportement du carbone, de la fissuration ainsi qu'une représentation plus détaillée de la géométrie de tourillon amélioreraient la fiabilité du modèle.

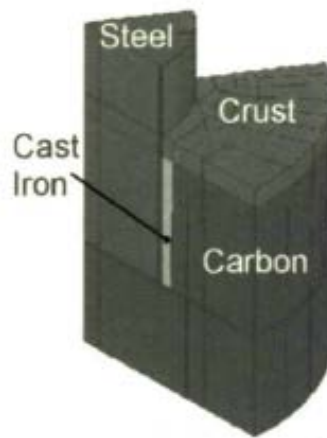


Figure 2-18: Modèle en pointe de tarte développé par Richard *et al* [39]

En 2009, Fortin *et al.* [40] réalisent un modèle TEM faiblement couplé afin de déterminer l'effet du changement de diamètre des rondins avec une géométrie de tourillon plus détaillée que Richard *et al.* [39] et ce, en considérant une technologie opérant à 330 kA. Cette étude avait

comme objectif d'orienter les choix économiques relatifs au remplacement des rondins. Les auteurs ont également utilisé la relation 2.3 de Richard *et al.* [39] pour estimer l'espace d'air initial à l'interface fonte/carbone. Le modèle prédit une augmentation de 10 mV ($1.2 \mu\Omega/\text{anode}$ à 8250 A/anode) pour une réduction de diamètre du rondin de 20 mm ce qui équivaut à 0.89 M\$ selon l'équation 1.6 pour AAI. Tel que prévu, les résultats prédisent qu'une épaisseur de fonte plus importante mène à un espace d'air initial à combler plus important provoquant des pressions de contact inférieures aux températures opérationnelles et donc une résistance électrique plus grande. Il est intéressant de noter que les résultats de la Figure 2-19 (a) sont en accord avec le comportement décrit en lien avec la Figure 1-13. Plus spécifiquement, on note que les pressions de contact à l'interface problématique sont générées principalement au niveau inférieur de l'interface et ce, en raison de l'espace initiale plus faible ainsi que la température opérationnelle plus importante à cet endroit, menant ainsi à une densité de courant concentrée au niveau du bas de l'interface (Figure 2-19 (b)).

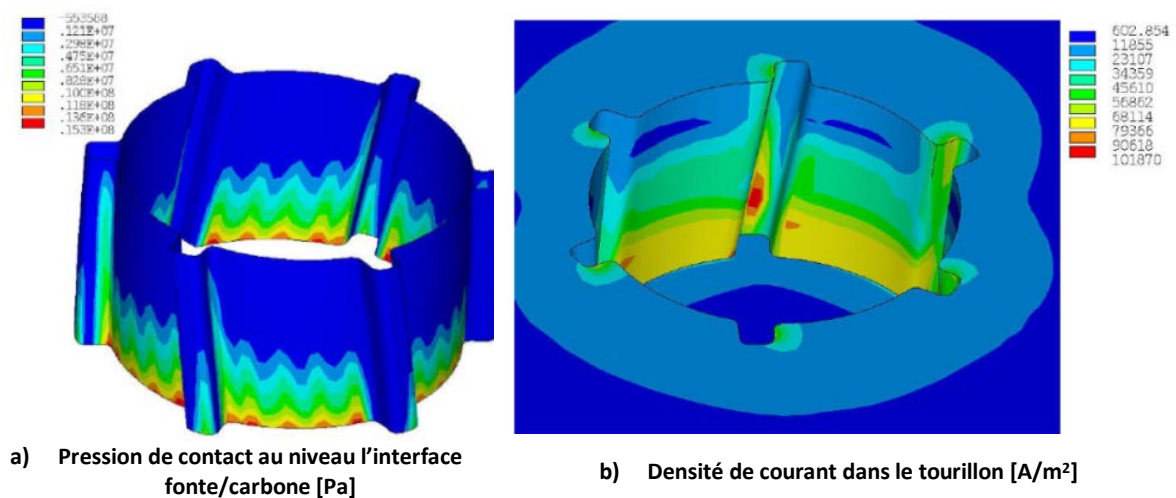


Figure 2-19: Résultats numériques au niveau du tourillon selon le modèle de Fortin *et al.* [40]

Le modèle démontre également que la dilatation thermique de la traverse en direction longitudinale de l'anode est supérieure à celle de l'anode. Ce phénomène, tel qu'illustré à la Figure 2-20 (a), est appelé l'effet «toe-in» et induit d'importantes contraintes dans les tourillons externes de l'anode. La Figure 2-20 (b) prédit que cet effet provoque des contraintes principales maximales de l'ordre de 32 MPa aux tourillons externes, contraintes toutefois localisées et qui s'estompent rapidement. Il est aussi mentionné que la distribution de contrainte obtenue est acceptable considérant la limite en traction du carbone de l'anode cuite estimée à 8 MPa [41]. Toutefois, l'analyse mécanique considère seulement la contrainte principale en traction alors que la composante en compression contribue également au potentiel de fissuration du carbone. Ainsi, l'utilisation d'un critère plus représentatif du comportement quasi-fragile du carbone devient nécessaire dans l'optique de fiabiliser l'évaluation du potentiel de fissuration de l'anode.

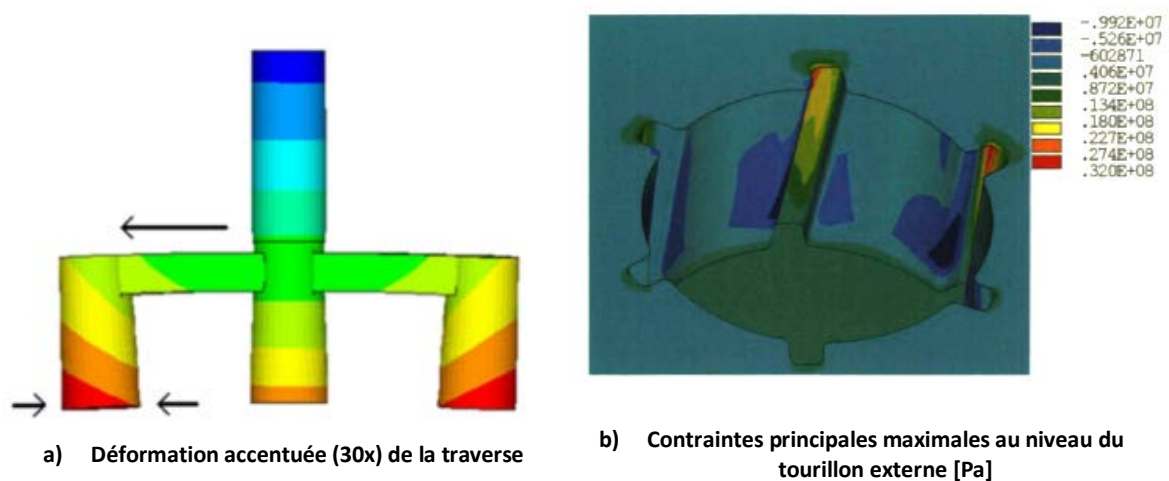


Figure 2-20: Influence de l'effet «toe-in» selon le modèle de Fortin *et al.* [40]

En 2009, basé sur le modèle Kandev *et al.* [42], Richard [32] construit un modèle TEM fortement couplé cette fois, afin de quantifier la performance électrique de deux designs de connecteurs comprenant 6 et 16 flûtes (Figure 2-21). Les résultats obtenus montrent une

résistance électrique moindre avec le design à 6 flûtes (305 vs 307 mV) et ce, même si celui-ci possède une surface de contact nominale plus petite. Les éléments à considérer pour l'optimisation de la résistance électrique de l'interface fonte/carbone sont donc la surface de contact réelle (via les pressions de contact) et leur localisation dans le tourillon. En effet, puisque le chemin le moins résistif du courant (chemin préférentiel) passe par le bas de l'interface fonte/carbone, la localisation du contact sur la présente configuration du connecteur peut avoir une influence significative sur la résistance électrique. Ce paramètre sera abordé à la section 3.3.2 du document.

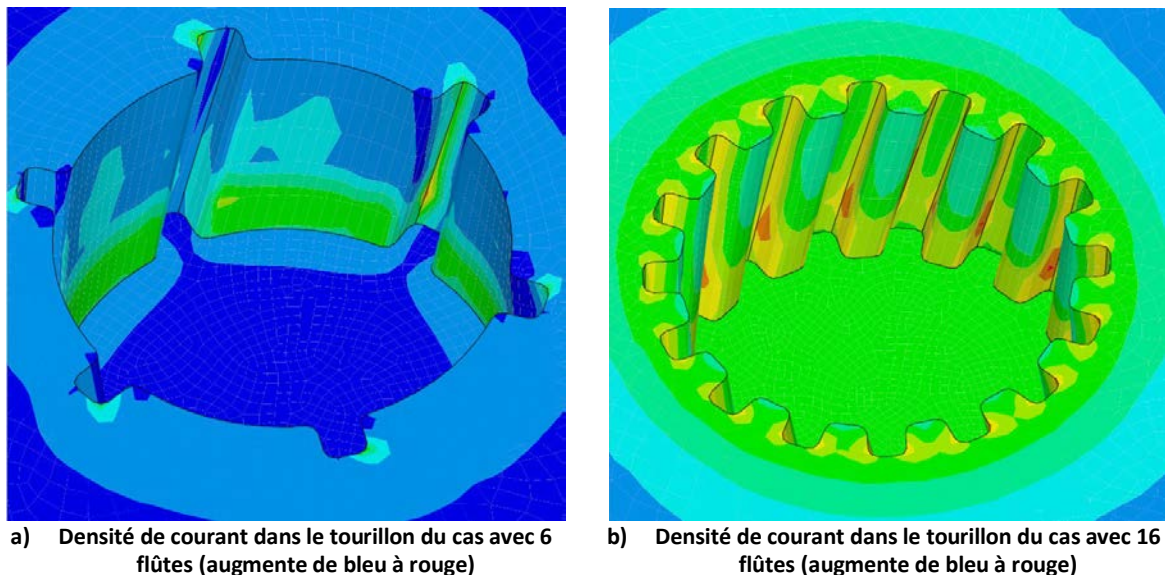
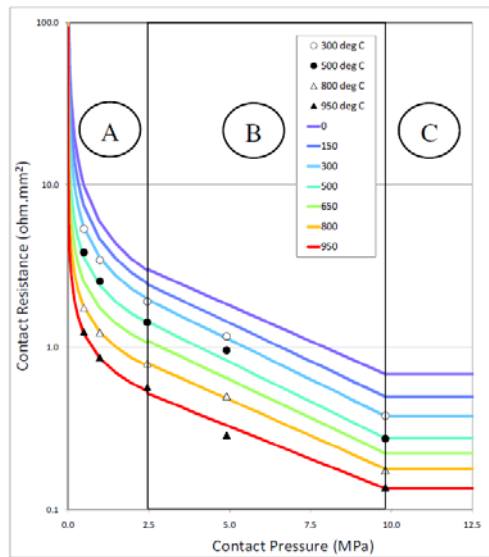


Figure 2-21: Impact du nombre de flûtes sur la densité de courant selon le modèle de Richard [32]

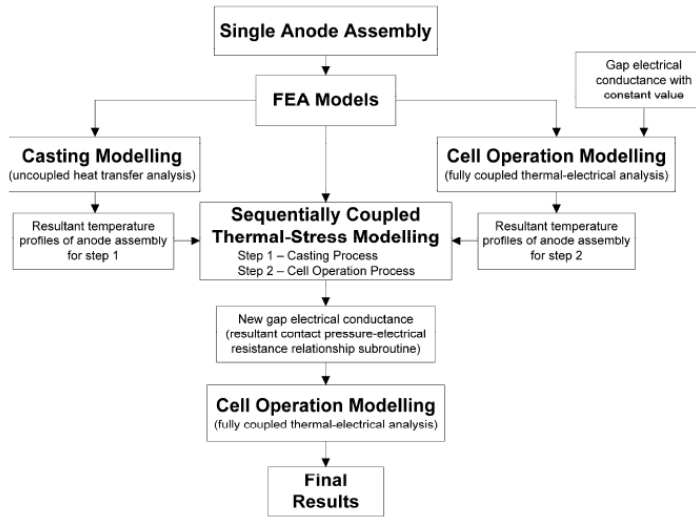
En 2009, Li *et al.* [43] ont utilisé un modèle TE pour étudier l'impact du nombre de rondins et de leur diamètre sur la performance de l'assemblage anodique en supposant une RCE constante sur tout le contact nominal. Ils concluent que ces deux éléments influencent significativement la chute de voltage via l'augmentation de la surface de contact nominale, l'aire de section des

rondins et l'uniformisation du courant dans l'anode. Cependant, il est à souligner qu'un nombre plus grand de rondins ainsi qu'une traverse plus longue augmentent les contraintes générées dans le bloc de carbone lors de l'opération. Cela peut entraîner la fissuration de l'anode lors de l'opération de l'assemblage anodique tel qu'observé à la Figure 1-18. Également, ces modifications engendrent des coûts de fabrication, d'entretien et de nettoyage supplémentaire ainsi qu'une perte de chaleur additionnelle par le dessus de la cuve. Considérant l'importante contribution de l'assemblage anodique au niveau de l'équilibre thermique, une augmentation de l'aire de section de la partie métallique ainsi que de la surface exposée à l'air ambiant peut occasionner des problèmes de stabilité opérationnelle en raison d'une perte de chaleur excessive par le dessus menant à la formation de dépôt dur sur la cathode et/ou un talus trop épais.

En 2011, Ding *et al.* [44] réalisent une importante avancée avec un modèle TEM fortement couplé en simulant également l'opération du scellement. L'assemblage anodique représenté contient 4 rondins/anode avec un courant de 7500 A/anode. La relation de la RCE utilisée est basée sur les mesures de Rhedey et Castonguay [30] en considérant une RCE optimale à partir d'une pression de contact de 9.8 MPa (Figure 2-22 (a)). La Figure 2-22 (b) montre la séquence d'analyse utilisée afin d'obtenir une analyse TEM à partir de simulations indépendantes du scellement et de l'opération. Les auteurs ont utilisé une analyse thermique transitoire (TT) pour prédire l'historique de la distribution de la température dans les matériaux lors du refroidissement. Tel que montré à la Figure 2-22 (b), ces résultats thermiques sont ensuite exportés dans une analyse thermomécanique pour prédire l'espace initial à l'interface fonte/carbone. Cette façon de faire permet de prendre en compte l'évolution des contraintes menant potentiellement à des déformations irréversibles de la fonte lors du refroidissement.



a) Relation RCE selon Rhedey et Castonguay repris par Ding *et al.* [44]



b) Séquence d'analyse permettant le couplage TEM [44]

Figure 2-22: Relation de la RCE et séquence d'analyse utilisée avec le modèle de Ding *et al.* [44]

Par l'analyse TE simulant l'opération, les auteurs démontrent qu'avec une épaisseur de croûte d'environ 100 mm, les conditions limites utilisées permettent d'obtenir une distribution de température représentative à l'intérieur de l'assemblage anodique soient : conductivité thermique de la croûte de 0.41 W/m·K (déterminée selon [45]), coefficient de convection de 20 W/m·K et température ambiante de 150°C. Le modèle TM prédit des contraintes principales en traction de l'ordre de 5 MPa au niveau du tourillon avec une valeur maximale ponctuelle de 73.7 MPa. Il est mentionné que ces contraintes sont raisonnables considérant l'utilisation d'un comportement élastique du carbone. Cependant, tout comme Fortin *et al.* [40], l'analyse mécanique ne considère pas la contribution de la contrainte principale en compression.

Ding *et al.* [44] étudient également l'effet de la réduction du diamètre des rondins sur la chute de voltage ainsi que sur la température du rondin considérant le comportement TEM de la

connexion. La Figure 2-23 (a) montre qu’une diminution du diamètre des rondins de 20 mm augmente la résistance électrique de $10\ \mu\Omega$ (moyenne des 4 rondins). La Figure 2-23 (b) montre que cette diminution majeure de la résistance électrique provoque seulement une augmentation de 26.5°C au niveau des rondins (moyenne des 4 rondins). Il est à noter que le modèle de Fortin *et al.* [40] prédit une augmentation de $1.2\ \mu\Omega$ en comparaison à $10\ \mu\Omega$ pour la même diminution de diamètre démontrant la grande variabilité au niveau des modèles numériques de dernières générations.

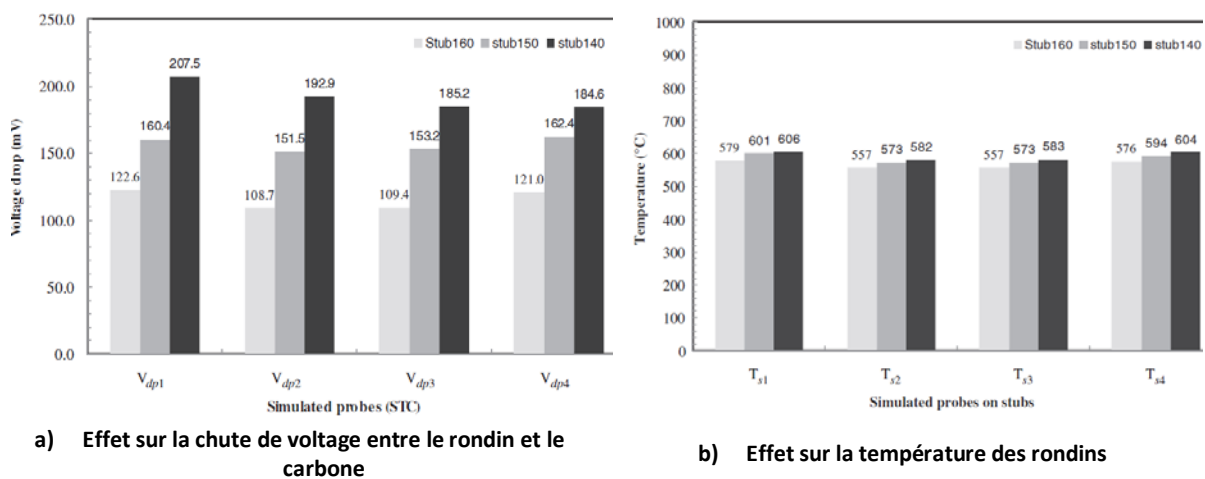


Figure 2-23: Influence du diamètre des rondins [mm] considérant un courant de 7500 A selon Ding *et al.* [44]

En 2013, Jeddi *et al.* [46] présentent un modèle TEM d’une moitié d’anode calibré sur des résultats expérimentaux et en utilisant la relation de Richard *et al.* [39] (éq. 2.3) afin d’estimer l’espace d’air initial. Tel que montré à la Figure 2-24, les résultats montrent encore une fois que le contact s’établit d’abord au niveau inférieur du tourillon pour finalement atteindre un contact réel sur seulement 42% de la surface de contact nominale à 700°C (Figure 2-25). Une augmentation de température permet de générer un contact additionnel en direction de la portion supérieure de

l'interface. Tel que montré à la Figure 2-25, on constate qu'une augmentation significative de la surface de contact réelle (après 600°C) affecte peu la résistance de la connexion. Ils concluent que le ratio du contact réel/contact nominal n'est pas le seul paramètre à considérer pour évaluer la qualité du contact. En effet, tel que mentionné antérieurement, la localisation des pressions de contact a un impact significatif sur la résistance électrique de la connexion en raison du chemin préférentiel du courant.

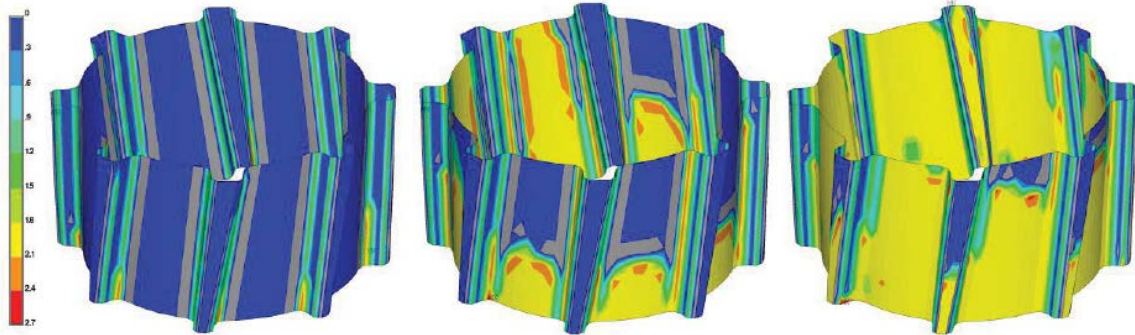


Figure 2-24: Évolution de la distribution des pressions de contact du connecteur à 400°C (gauche), 700°C (centre) et 950°C (droit) [46]

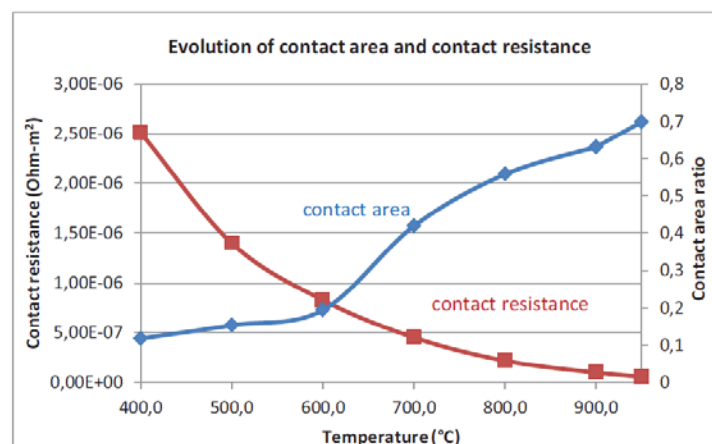


Figure 2-25: Évolution de la distribution des pressions de contact du connecteur [47]

Les résultats mécaniques du modèle montrent des contraintes principales en traction de l'ordre de 4 à 15 MPa à 700°C. Il est mentionné que le carbone de l'anode cuite peut potentiellement tolérer d'importantes contraintes localisées provoquant un endommagement local du matériau. Ainsi, ces contraintes ne résultent pas nécessairement en une propagation d'une fissure. Toutefois, l'impact d'une fissuration locale sur la résistance électrique de la connexion n'est pas connu.

En 2014, Gunasegaram *et al.* [48] réalisent un modèle TM transitoire simulant l'opération de scellement dans le but de prédire les transitions de phase de la fonte et d'identifier les endroits les plus susceptibles d'initier une fissure du connecteur. Tel que montré à la Figure 2-26, la distribution de la déformation plastique équivalente montre une corrélation avec la fissure observée en industrie. La déformation plastique est occasionnée par l'importante contraction de la fonte en contact avec l'acier occasionnant un état de contrainte très important à l'interface acier/fonte. La prédiction du plan de fissuration d'un connecteur peut être une information pertinente dans l'optique de s'assurer que ce plan ne soit pas perpendiculaire aux lignes de courant. Selon la Figure 2-26 (b), le plan de fissuration du connecteur («thimble») semble vertical et donc parallèle aux lignes de courant. Une analyse impliquant l'orientation des vecteurs principaux lors de la solidification permettrait de fournir une meilleure compréhension à l'égard de l'orientation potentielle du plan de fissuration.

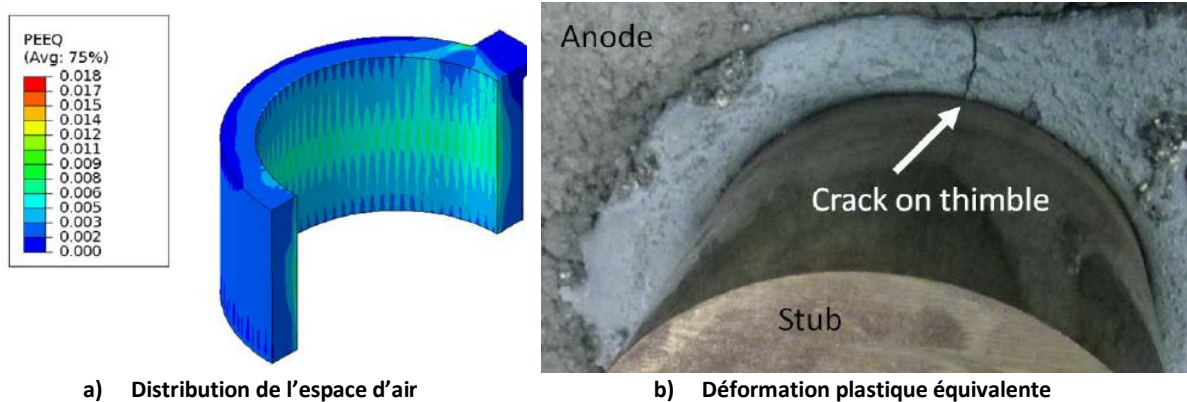


Figure 2-26: Résultats numériques selon le modèle de Gunasegaram *et al.* [48]

Durant la même année, Gunasegaram et Molenaar [14] incluent leurs travaux de [48] dans un modèle TEM en incluant le comportement plastique des matériaux de l'assemblage à l'exception du carbone. Tout d'abord, lors de l'opération de scellement, il est mentionné que l'espace d'air sur la surface circonférentielle du tourillon est d'environ 0.5 mm (à mi-hauteur du tourillon) et de 0.8 à 1 mm au niveau des flûtes selon la simulation TM transitoire.

En situation opérationnelle, et telle que montré à la Figure 2-27 (a), la déformation plastique du rondin s'explique par le maintien de l'état de contrainte provenant de l'opération de scellement (Figure 2-26 (a)). Toutefois, puisque la déformation plastique semble concentrée uniquement à l'interface acier/fonte, cette distribution de la déformation plastique ne semble pas corrélérer avec le profil conique des rondins observé en usine après plusieurs cycles d'utilisation (selon les observations chez AAI et [19,20,26] (Figure 1-16)). Au niveau de la traverse, tel que montré à la Figure 2-27 (b), les auteurs attribuent la déformation équivalente importante au niveau des soudures de la traverse à l'effet «toe-in». Cependant, encore une fois, la distribution des déformations plastiques ne corrèle pas avec la déviation des rondins externes ceux-ci ayant

lieu à la mi-longueur des rondins (selon les observations chez AAI et les travaux de différents chercheurs [19,20,26]). De ce fait, une analyse mécanique plus exhaustive est nécessaire afin d'identifier le comportement à la source de ces déformations menant à la dégradation de la performance électrique de l'assemblage anodique.

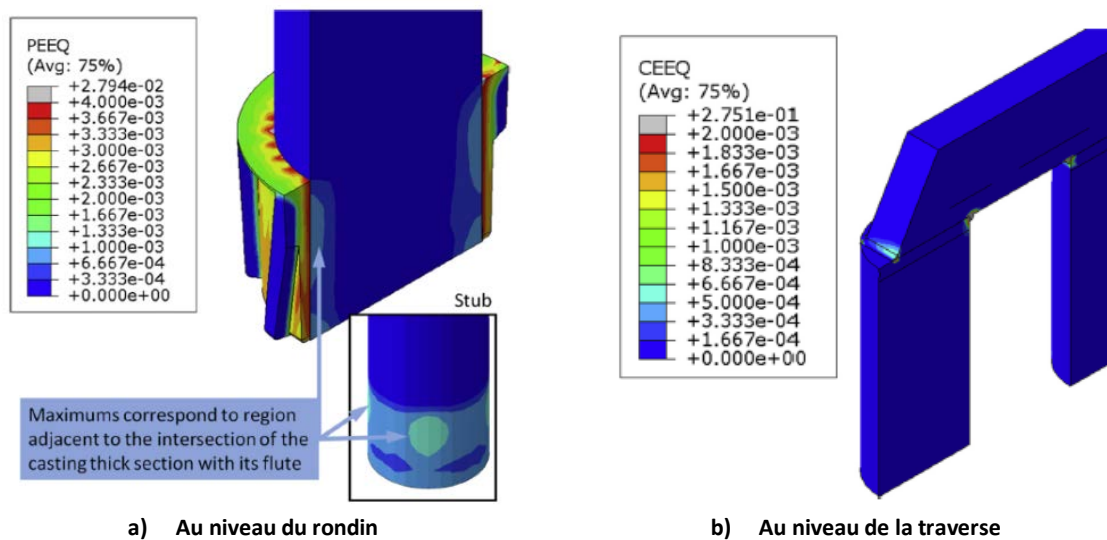


Figure 2-27: Déformation plastique équivalente (-) lors de l'opération selon le modèle de Gunasegaram *et al.* [14]

2.4 PROPOSITIONS DE DESIGNS D'ASSEMBLAGE ANODIQUE

Considérant le potentiel d'optimisation de l'assemblage anodique soulignée dans les années 80, plusieurs brevets ont été déposés depuis cette période. Quelques brevets spécifiques sont abordés dans cette section dans l'optique de souligner diverses pistes de solutions potentielles ainsi que les différentes contraintes découlant des concepts.

En 1986, Friedli *et al.* [49] proposent de fixer le bloc de carbone précuit à des tiges d'acier en utilisant une masse adhésive (pâte d'anode par exemple) comme médium qui serait mécaniquement assez résistante pour soutenir l'anode et un bon conducteur électrique (voir Figure 2-28). Les tiges d'acier seraient insérées de force dans la pâte d'anode. Cette approche permettrait la connexion au bloc de carbone en l'absence de fonte. Par conséquent, une meilleure correspondance à l'interface acier/pâte d'anode serait obtenue menant éventuellement à un meilleur contact électrique lors de l'opération. L'espace d'air initial à l'interface étant pratiquement indépendant de la dégradation de la tige d'acier, cette approche aurait l'avantage de réduire l'augmentation de la résistance électrique au fil des cycles d'utilisation de l'assemblage anodique. Toutefois, considérant l'absence d'un espace d'air à l'interface du connecteur et du carbone, l'aire de section des tiges se voit limitée afin de ne pas fissurer l'anode aux températures opérationnelles via leur dilatation thermique radiale. Ceci peut nécessiter l'utilisation d'un plus grand nombre de tiges dans l'optique d'obtenir une aire de section suffisante et une surface de contact nominale avantageuses. Cependant, une telle configuration augmente la complexité de la géométrie et donc, les coûts associés à la fabrication, à l'entretien et à la manutention.

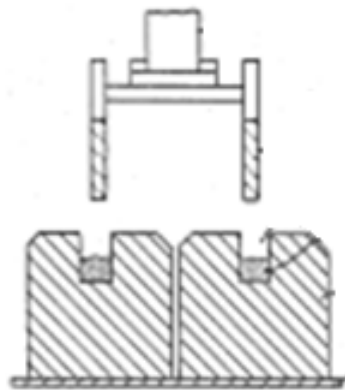


Figure 2-28: Assemblage anodique proposé par Friedli *et al.* [49]

En 2002, Tsomaev [50] a proposé de glisser une grande plaque d'acier rectangulaire dans une rainure préformée dans le bloc de carbone (voir Figure 2-29). Toujours en éliminant la problématique associée à la solidification de la fonte, cette approche permettrait une bonne correspondance initiale à l'interface acier/carbone, une augmentation significative de la surface de contact et une distribution du courant plus uniforme dans l'anode. De plus, la rainure continue permet à la plaque rectangulaire de se dilater librement dans sa direction longitudinale sans générer de contraintes critiques dans le bloc de carbone. Cependant, il est connu que l'environnement agressif au voisinage de la connexion anodique engendre des déformations irréversibles du connecteur au fil des cycles d'utilisation des assemblages anodiques (essentiellement par le fluage et les attaques du bain d'électrolyse). Cela pourrait mener rapidement à une mauvaise correspondance entre la plaque rectangulaire et la rainure préformée provoquant une augmentation prématurée de la RCE.

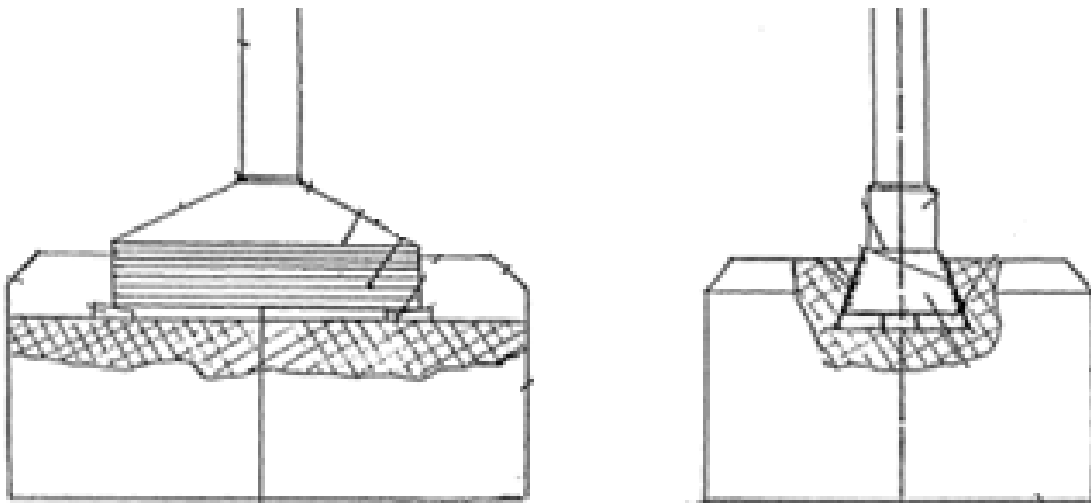


Figure 2-29: Assemblage anodique proposé par Tsomaev [50]

En 2012, Fafard *et al.* [51] proposent de fixer une barre longitudinale en acier au bloc de carbone précuit en utilisant de la fonte (voir Figure 2-30). Tout comme la proposition de Tsomaev [50], cette approche permettrait une augmentation significative de la surface de contact et une distribution du courant plus uniforme dans l'anode. Toutefois, la problématique reliée à la solidification de la fonte demeure.

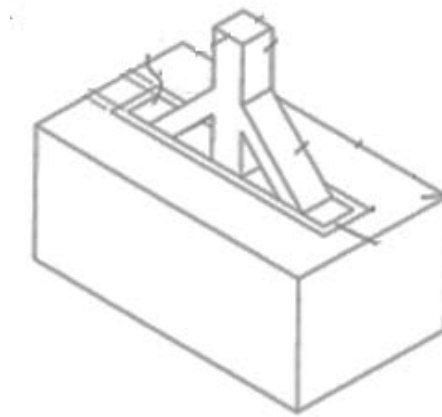


Figure 2-30: Assemblage anodique proposé par Fafard *et al.* [51]

En 2014, Berends [52] propose d'insérer des clous en acier dans le trou du bloc de carbone précuit de sorte à diminuer la résistance électrique (voir Figure 2-31). De la fonte serait ensuite versée entre les composants suivant la procédure actuelle. Cela permettrait l'obtention d'une faible RCE dès l'insertion de l'anode dans la cuve. La réduction de la résistance de l'anode en début de vie pourrait engendrer la circulation du courant dès les premiers instants suivant son insertion menant à la diminution de la perturbation associée aux changements d'anode. Cependant, les travaux antérieurs suggèrent que le bain solidifié, localisé à la base de l'anode en début de vie, est responsable en grande partie de la résistance électrique de l'assemblage et que celui-ci prend plusieurs heures à fondre. La contribution de la connexion anodique en comparaison

à la contribution du bain solidifié sur la circulation du courant est étudiée à la section 3.4.2. Également, suivant cette proposition, l'augmentation limitée de la surface de contact réelle aux clous inférieurs (le courant priorisant le chemin le plus court pour se rendre à la base de l'anode) risque d'être négligeable lorsque le contact au niveau inférieur de l'interface fonte/carbone sera initié en raison de sa plus grande contribution électrique.

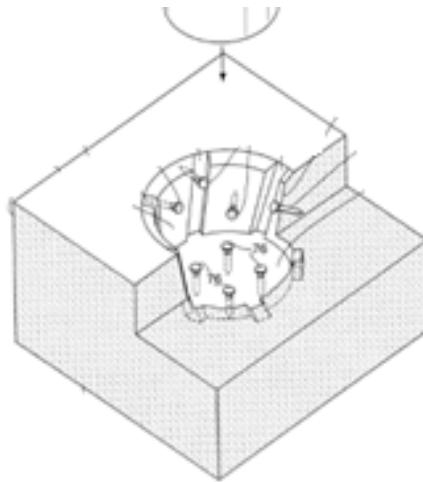


Figure 2-31: Assemblage anodique proposé par Berends [52]

En 2016, Richard et Dupuis [53] proposent l'utilisation d'une géométrie de tourillon de forme conique inversée (Figure 2-32). Considérant le gradient thermique verticale en opération et qu'une épaisseur de fonte résulte en un espace d'air plus important à l'interface fonte/carbone, cette géométrie permettrait d'obtenir une pression de contact beaucoup plus uniforme menant à une surface de contact réelle plus grande et donc une réduction de la résistance électrique. Cependant, au fil des cycles d'utilisation, la déformation irréversible radiale du rondin au niveau inférieur (température plus élevée en comparaison à la portion supérieure du rondin) pourrait nuire à l'uniformité des pressions de contact.

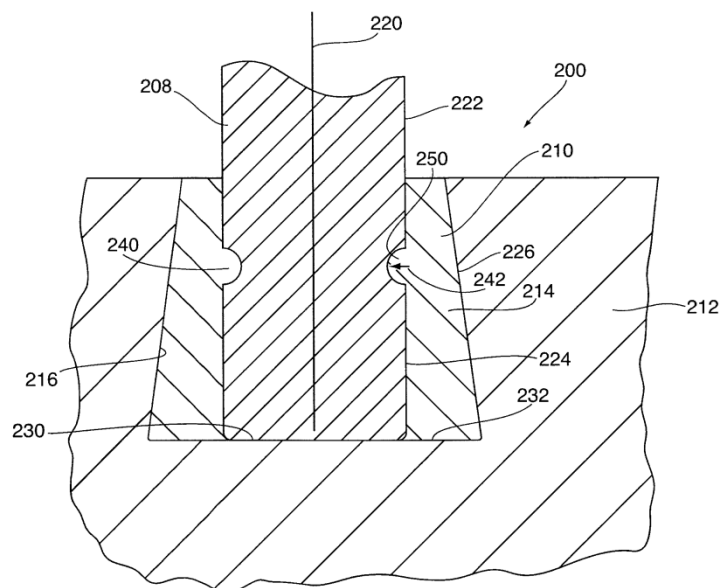


Figure 2-32: Géométrie de tourillon proposée par Richard et Dupuis [53]

En somme, on constate qu'il est difficile de déterminer une configuration pouvant notamment demeurer avec une bonne performance électrique au fil des cycles d'utilisation des assemblages anodiques considérant que des pressions contact à l'interface du carbone implique un état de contrainte à haute température au niveau de l'acier.

CHAPITRE 3

CARACTÉRISATION DU COMPORTEMENT DE LA CONNEXION ANODIQUE

3.1 GÉNÉRALITÉS

Les réalisations antérieures montrent que l'optimisation de l'assemblage anodique est un défi de taille considérant les multiples paramètres à considérer. Dans l'optique de fournir une vision globale du comportement de la connexion anodique, la Figure 3-1 résume les paramètres clés qui permettraient de conduire à une amélioration significative de la performance électrique, leurs facteurs dépendants ainsi que les éléments modifiables permettant leur optimisation. Les cases vertes indiquent les paramètres clés qui dépendent essentiellement du comportement thermique et électrique (paramètres clés TE) alors que les cases rouges indiquent les paramètres qui dépendent des comportements thermique, électrique et mécanique (paramètres clés TEM).

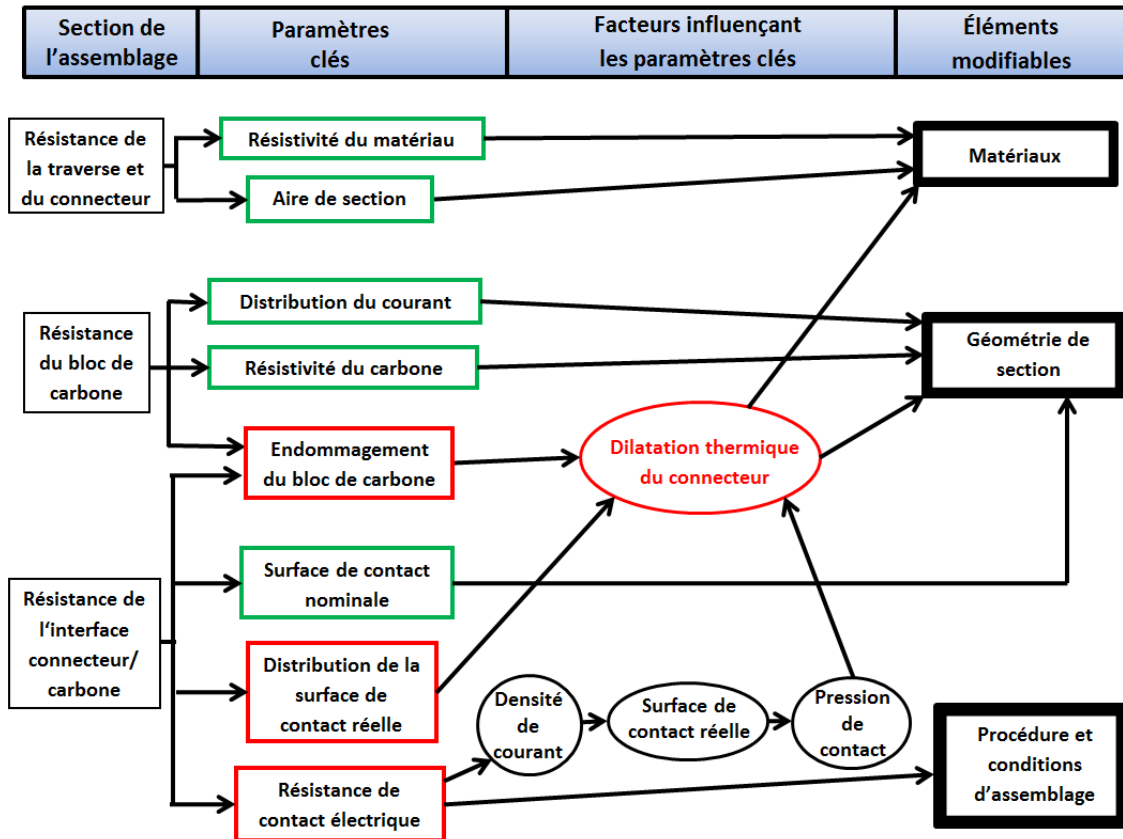


Figure 3-1: Interrelations des paramètres clés

Tout d’abord, le comportement lié aux paramètres TE (cases vertes) est bien sûr connu ceux-ci dépendant directement des variables de la résistance électrique (éq. 1.3). Quant aux paramètres TEM (cases rouges), ceux-ci sont tous influencés par un facteur commun : la dilatation thermique du connecteur. De ce fait, il est essentiel de considérer l’évolution de la température opérationnelle du connecteur (éq. 1.4). La Figure 3-2 montre l’augmentation linéaire de la température entre le moment où la majeure partie du courant commence à circuler dans l’anode (après 24h, 620°C) et sa fin de vie (après 25 jours, 850°C) en parallèle à l’expansion thermique du rondin. Afin de minimiser la RCE sur la totalité de la plage de température opérationnelle, la

dilatation thermique se doit d'être suffisante pour atteindre des pressions de contact optimales après 24h mais ne doit pas mener à l'endommagement du bloc de carbone par la suite. Ainsi, considérant la variation de la dilatation thermique de l'acier en fonction de la température, la fissuration du bloc de carbone représente la limite supérieure de la dilatation thermique du connecteur qui elle, est maximale à 750 °C (avant le changement de phase) soit après environ 63% de la durée de vie de l'anode selon [18]. L'impact de la fissuration du carbone sur la résistance électrique de l'assemblage peut donc représenter une perte énergétique considérable lors de l'opération.

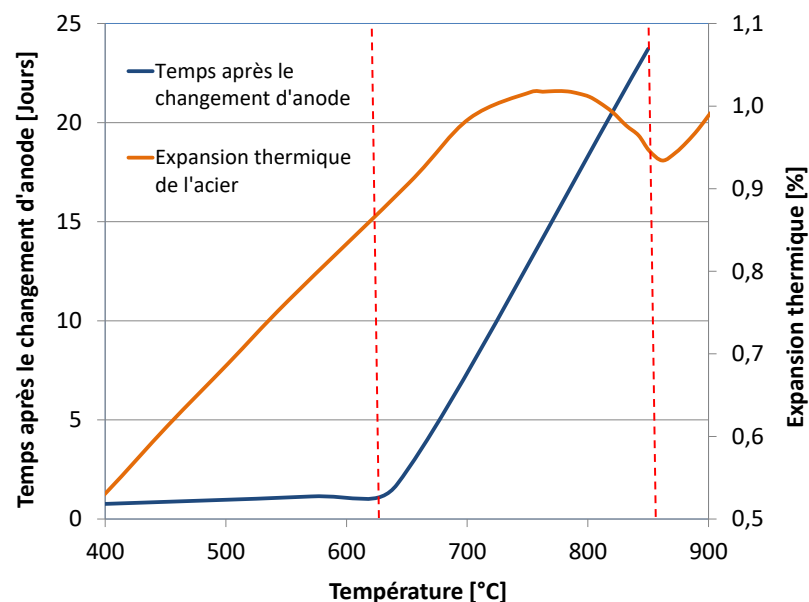


Figure 3-2: Température de la région du connecteur anodique durant l'opération

De plus, outre l'amplitude des pressions de contact, la géométrie du connecteur influence la distribution des pressions de contact à l'interface du connecteur et de l'anode, qui elle, a un impact sur la résistance électrique de l'assemblage anodique.

Finalement, lors d'un changement d'anode, l'importante RCE de la connexion anodique est en partie responsable de la perturbation reliée à une redistribution du courant dans la cuve. De ce fait, il est nécessaire de quantifier l'influence de cette RCE sur l'évolution du courant en début de vie circulant dans l'assemblage anodique afin d'identifier la plage de température à prioriser. Une fois cette plage identifiée, la conception de l'assemblage peut alors être orientée afin d'obtenir le comportement TEM adéquat au bon moment.

En somme, l'interrelation des paramètres clés de la Figure 3-1 a permis d'identifier trois paramètres TEM nécessitant une investigation supplémentaire requise à l'orientation du développement d'un nouveau concept d'assemblage anodique, soit :

1. l'impact de la fissuration du carbone sur le comportement de la connexion anodique;
2. l'influence de la distribution des pressions de contact sur la résistance électrique de la connexion;
3. l'influence de la RCE de la connexion sur l'évolution du courant à l'intérieur d'un assemblage anodique en opération menant à l'identification de la plage de température à prioriser pour le nouveau concept.

Le présent chapitre a donc comme objectif principal de caractériser le comportement de la connexion anodique et ce, via l'étude de ces trois paramètres TEM. Pour ce faire, on présente tout d'abord l'approche retenue afin d'identifier la stratégie et les outils nécessaires pour caractériser le comportement d'une connexion anodique (section 3.2).

Une étude expérimentale est ensuite réalisée sur des connexions anodiques simplifiées à échelle réduite dans l'optique de faire ressortir l'impact des deux premiers paramètres TEM à

évaluer, soit : l'impact de la fissuration du carbone sur le comportement de la connexion anodique et l'influence de la distribution des pressions de contact sur la résistance électrique de la connexion (section 3.3).

Finalement, la quantification *in situ* de l'évolution de la résistance électrique de la connexion anodique parallèlement à l'évolution du courant passant dans l'assemblage anodique permettra d'évaluer le troisième paramètre TEM préalablement identifié soit : l'influence de la RCE de la connexion sur l'évolution du courant à l'intérieur d'un assemblage anodique en opération (section 3.4). Cela permettra d'ailleurs de préciser la plage de température à prioriser pour l'identification d'un comportement TEM adéquat nécessaire à l'orientation du nouveau concept. Il est à noter que la campagne de mesure *in situ* permet également de fournir les données nécessaires à la calibration des conditions limites et des chargements d'un modèle numérique TEM, essentiel à la suite de l'étude.

3.2 APPROCHE RETENUE POUR LA CARACTÉRISATION DE LA CONNEXION

Il est tout d'abord nécessaire de déterminer une approche permettant d'évaluer les éléments pertinents à l'égard du comportement d'une connexion anodique, plus spécifiquement:

- l'impact des paramètres TEM sur la résistance électrique (section 3.2.1);
- le comportement de l'interface acier/carbone (section 3.2.2);
- le comportement mécanique de l'assemblage (section 3.2.3).

3.2.1 Approche reliée à l'évaluation des paramètres TEM sur la résistance électrique

La chute de voltage mesurée entre la connexion et le carbone d'un assemblage expérimental est bien sûr fonction de l'ensemble des paramètres de la Figure 3-1, soit ceux d'origine TE et TEM. Toutefois, l'objectif premier est de comparer, entre différentes connexions anodiques, l'impact des paramètres TEM uniquement (fissuration du carbone, distribution du contact réel et RCE). Une approche spécifique est donc nécessaire afin d'isoler l'impact des paramètres TEM sur la résistance électrique d'une connexion. Globalement, la stratégie est d'extraire l'influence des paramètres TE (indésirables) de la chute de voltage mesurée de sorte à isoler l'influence des paramètres restant, soit ceux d'origines TEM.

La Figure 3-3 montre un exemple de l'approche dont l'objectif est de comparer l'impact des paramètres TEM sur la résistance électrique entre le connecteur cylindrique et le connecteur rectangulaire.

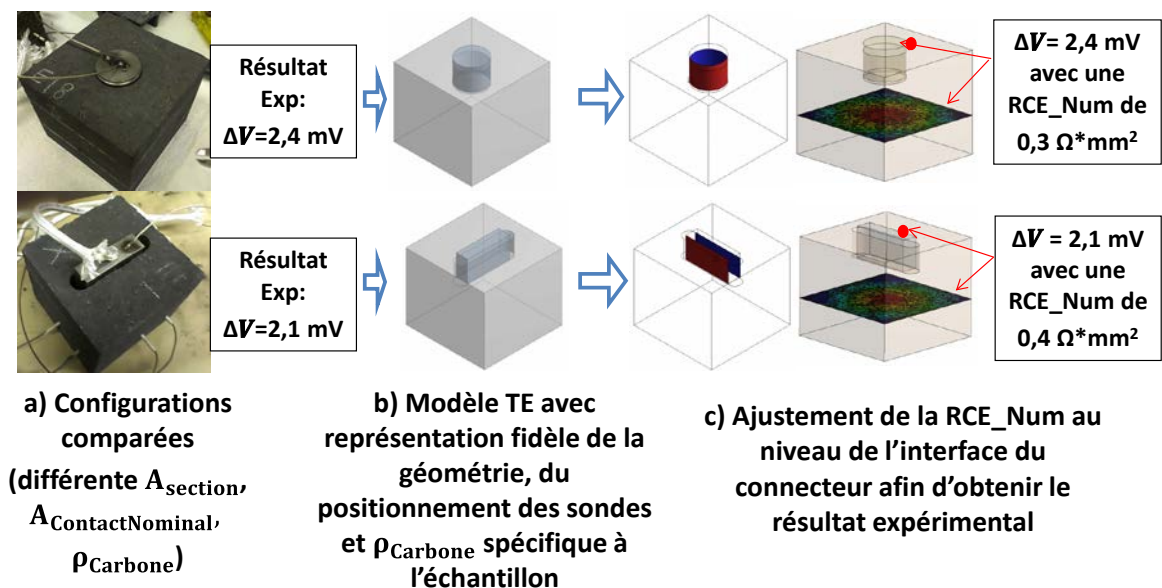


Figure 3-3: Méthode d'évaluation de l'impact électrique des paramètres TEM sur la résistance

Tel que montré à la Figure 3-3 (a), on constate une résistance électrique mesurée plus faible avec le connecteur rectangulaire (2.1 mV vs. 2.4 mV pour un même ampérage). Toutefois, la différence de 0.3 mV mesurée ($2.4 \text{ mV} - 2.1 \text{ mV}$) peut provenir en partie des différences au niveau des paramètres TE entre les assemblages testés, soit les différentes aires de section et surface de contact nominale entre connecteurs ainsi que les différentes résistivités du carbone. Il est donc nécessaire de déterminer une façon de quantifier l'impact électrique des paramètres TE entre assemblages testés pour extraire l'impact électrique des paramètres TEM uniquement.

Pour ce faire, tel que montré à la Figure 3-3 (b), chacun des tests réalisés en laboratoire est modélisé dans un modèle TE (sous la plateforme ANSYS Workbench®) qui représente fidèlement les paramètres TE, soit l'aire de section et la surface de contact nominale du connecteur ainsi que la résistivité du carbone. La résistivité électrique du carbone a été mesurée à température ambiante pour chacun des blocs de carbone testés puis utilisée dans chacune des simulations correspondantes². De cette façon, les différences au niveau des paramètres TE entre deux assemblages expérimentaux comparés sont considérés en totalité par les deux simulations TE. Ainsi, la seule quantité restante ayant une influence sur la chute de voltage simulée est la RCE imposée à l'interface du connecteur et du bloc de carbone (surfaces rouges de la Figure 3-3 (c)).

La RCE appliquée sur la totalité du contact nominal est donc ajustée afin d'obtenir la chute de voltage mesurée expérimentalement. Il est à noter que cette RCE imposée par le modèle TE, nommée RCE_Num, est une constante qui est appliquée sur la totalité de l'interface et représente ainsi la RCE moyenne du contact nominale. La RCE_Num représente donc une quantité

²La variation de la résistivité électrique du carbone en fonction de la température de [15] a été utilisée dans le modèle afin de considérer l'effet de la température (l'origine à température ambiante étant la résistivité électrique mesurée).

permettant d'évaluer l'impact combiné des paramètres TEM sur la résistance électrique pour une connexion donnée (fissuration au voisinage de la connexion, distribution du contact et RCE). Suivant l'exemple de la Figure 3-3 (c), une RCE_Num de $0.3 \Omega \cdot \text{mm}^2$ à l'interface du connecteur cylindrique permet d'obtenir la chute de voltage mesurée expérimentalement en comparaison à $0.4 \Omega \cdot \text{mm}^2$ pour le connecteur rectangulaire. De ce fait, suivant cet exemple, la RCE_Num signifie que l'impact des paramètres TEM mène à une RCE moyenne (sur le contact nominal) plus faible pour le connecteur cylindrique en comparaison au connecteur rectangulaire.

Il est à souligner que, puisque les pressions de contact à l'interface sont non-uniformes en réalité et que la distribution de ces pressions de contact a un impact sur la résistance de la connexion, le critère RCE_Num (RCE moyenne du contact nominale) est lié à la géométrie. De ce fait, la RCE_Num ne peut pas être utilisée pour comparer numériquement la résistance électrique de divers concept de connecteur sans résultats expérimentaux. Toutefois, suivant l'approche de la Figure 3-3 (RCE imposée sur la base de résultats expérimentaux), la RCE_Num peut servir d'indicateur de la RCE moyenne d'un contact nominal. La RCE_Num est donc utilisée comme outil lors des tests expérimentaux pour comparer l'impact des paramètres TEM sur la RCE moyenne entre différentes connexions testées et ce, dans l'optique de faire abstraction de l'impact électrique provenant des variations entre échantillons au niveau des paramètres TE (l'aire de section du connecteur et du bloc de carbone, la surface de contact nominale, la résistivité du carbone et l'emplacement des sondes de voltage).

Le modèle TE utilisé pour déterminer la RCE à imposer (pour obtenir le résultat expérimental) possède les particularités suivantes:

- les propriétés thermique et électrique de [18] (à l'exception de la résistivité électrique du carbone);
- un environnement isotherme dont la température est celle obtenue lors de l'expérimentation associée³;
- une conductance de contact thermique de $1000 \text{ W/m}^2\cdot\text{K}$ [44];
- l'ampérage mesuré lors de l'expérimentation associé;
- une chute de voltage nulle à la base du support soutenant le bloc de carbone;
- RCE très élevée ($1000000 \text{ }\Omega\cdot\text{mm}^2$) à l'interface de la base du bloc de carbone et du support.

3.2.2 Approche reliée à l'évaluation du comportement à l'interface acier/carbone

Tel que démontré par les travaux antérieurs, lorsque l'assemblage anodique monte en température, la distribution des pressions de contact à l'interface fonte/carbone évolue. Ainsi, dans l'optique de fournir une meilleure compréhension de l'influence de la distribution du contact sur la résistance électrique de la connexion, un modèle TEM représentant l'expérimentation devient nécessaire. Le modèle TEM sert donc d'outil afin de valider et d'enrichir l'interprétation des mesures expérimentales obtenues.

La construction du modèle numérique TEM faiblement couplé est réalisée à l'aide de la plateforme ANSYS Workbench®, celle-ci permettant facilement le couplage entre les différents

³Température moyennée à partir des trois thermocouples utilisés au niveau du montage (instrumentation à la section 3.3.1).

types d'analyse. Dans l'optique d'enrichir l'interprétation des mesures expérimentales obtenues, on utilise une analyse mécanique (M) permettant l'extraction de la distribution des pressions de contact (tel que réalisé par Ding *et al.* [44], Figure 2-22 (b)) qui permettra une évaluation de la RCE qui sera utilisée dans une analyse TE subséquente (Figure 3-4). Considérant que l'expérimentation utilise un faible ampérage (4 A) et donc mène à de très faibles densités de courant, on considère l'effet Joule négligeable⁴. Le modèle TEM représentant l'expérimentation ne résout donc pas par alternance la simulation TE et M.

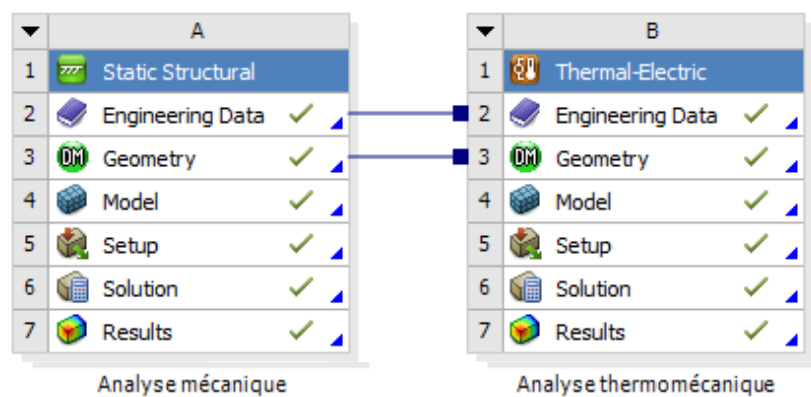


Figure 3-4: Séquence d'analyse utilisée dans ANSYS Workbench® (selon [44])

Afin d'utiliser une RCE variable au niveau de l'interface acier/carbone et tel que mentionné par Dupuis [54], ANSYS® donne la possibilité d'assigner un tableau via %TABLE% au lieu d'une variable dans une commande. Cela permet de définir diverses caractéristiques d'un contact, incluant la RCE, en fonction de plusieurs variables dont la pression de contact et la température. Ainsi, ayant définie la RCE selon la relation de Rhedey et Castonguay (Figure 2-22 (a)), une procédure disponible sur les sites web de Simutech Group® [55] et de PADT Inc. [56] a été utilisée

⁴Puisque qu'il n'y a aucun calcul de champ de température, il aurait été possible d'utiliser un modèle électrique plutôt que TE et mécanique plutôt que TM.

dans l'optique d'imposer la RCE calculée (à partir des pressions de contact obtenues dans l'analyse M) à l'intérieur de l'analyse TE. La Figure 3-5 illustre l'environnement du simulateur incluant les différentes modifications à apporter afin d'imposer la RCE variable selon [55] alors que la Figure 3-6 montre les différentes caractéristiques modifiables d'un contact dont le décalage initial (commande CNOF) et la RCE (commande ECC) en fonction de plusieurs variables. Il est à noter qu'en présence d'un espace d'air à l'interface, une RCE très élevée de $1 \cdot 10^{12} \Omega \cdot \text{mm}^2$ est utilisée alors que la conductance thermique de contact demeure à $1000 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$.

Définition des contacts du modèle

Commande APDL directement associée au contact «ID» concerné

How to Create a Spatially Varying Contact Gap in ANSYS Workbench Mechanical

! Commands inserted into this file will be executed just a
! The type number for the contact type is equal to the par
! The type number for the target type is equal to the para
! The real and mat number for the asymmetric contact pair
! The real and mat number for the symmetric contact pair(i

! Active UNIT system in Workbench when this object was cre
! NOTE: Any data that requires units (such as mass) is as
! See Solving Units in the help system for mo

! For illustration--Use at your own risk.
! Be careful to solve with the correct UNITS!
! See "My Coordinate System" which is set to MyCSYS as used

*DIM,my_gap,TABLE,2,,,Y,,,MyCSYS ! Primary variable on row
my_gap(1,0)=0 ! When Y=0 in coordinate s
my_gap(2,0)=2.0716 ! Y spacing between vertic
my_gap(1,1)=0.0 ! CNOF when Y distance is
my_gap(2,1)=-0.1 ! CNOF negative means GAP.
! CNOF as a function of Y

*RMODIF,cid,10,%my_gap%

Modification du contact en imposant %my_gap%:
Pour ECC (1/RCE), le «real constant» est le #19
(voir Figure 3.3)

Création du tableau à l'aide de %TABLE%
incluant les variables à considérer

Figure 3-5: Procédure permettant la variation spatiale d'une caractéristique spécifique d'un contact selon [55]

Table 3.2: Real Constants and Corresponding Primary Variables for CONTA171-CONTA177

Real Constants		TIME	Location (X,Y,Z) [1]	TEMP	PRESSURE [2]	GAP [3]	%_CNPROP% [6]
Number	Name						
3	FKN	x	x	x	x [4]	x	x
9	TAUMAX	x	x	x	x	x	x
10	CNOF	x	x				x
11	FKOP	x	x	x		x	x
12	FKT	x	x	x	x	x	x
14	TCC	x	x	x	x [5]	x	x
17	RDVF	x	x	x		x	x
19	ECC	x	x	x	x [5]	x	x
26	MCC	x	x	x		x	x
27	PRCM	x	x	x	x	x	x

Figure 3-6: Caractéristiques modifiables d'un contact

Il est à noter que l'analyse TE utilise les mêmes conditions limites que celles du modèle de la section 3.2.1 (à l'exception de la RCE qui est variable dans ce cas). Quant à l'analyse M, celle-ci possède les particularités suivantes :

- utilisation d'une double symétrie (quart de la géométrie représentée);
- base du bloc de carbone fixée dans sa direction normale et libre de se déplacer horizontalement;
- contact à l'interface acier/fonte sans friction et permet le décollement des surfaces en contact (sans résistance mécanique);
- environnement isotherme dont la température est celle obtenue lors de l'expérimentation associée (tout comme dans l'analyse TE).

3.2.3 Approche reliée à l'évaluation du comportement mécanique

L'évaluation du comportement mécanique de l'assemblage à l'aide d'un modèle numérique doit permettre d'identifier la nature du comportement de la structure en lien avec l'état de contrainte obtenu. Dans les travaux antérieurs relatifs à l'étude mécanique des assemblages anodiques, la contrainte équivalente de von Mises est généralement utilisée pour identifier les zones critiques des éléments métalliques (rondins et traverse) susceptibles de subir une plastification. Cependant, cette contrainte équivalente ne permet pas d'identifier l'orientation de la déformation qui elle, permet de préciser clairement la sollicitation mécanique à l'origine des efforts dans la structure. De ce fait, et dans l'optique de permettre une meilleure compréhension du comportement mécanique de l'assemblage, l'évaluation mécanique se doit aussi d'analyser l'intensité, la distribution ainsi que l'orientation desdites contraintes principales.

Les travaux antérieurs utilisent la contrainte principale en traction afin d'évaluer le potentiel d'endommagement du bloc de carbone. Cependant, la contrainte principale en compression contribue également à ce potentiel d'endommagement. Considérant la nature spécifique du carbone de l'anode cuite, un critère de défaillance caractéristique des matériaux quasi fragiles est nécessaire pour quantifier le potentiel de fissuration. Dans le cadre de notre étude, le critère de Mohr-Coulomb (σ^*) a été choisi puisqu'il permet la prise en compte du caractère distinct en traction et en compression du matériau via l'expression :

$$\sigma^* = \frac{\sigma_1}{S_{ut}} + \frac{\sigma_3}{S_{uc}} < 1 \quad (3.1)$$

où, σ_1 et σ_3 représentent respectivement la contrainte principale maximale et minimale dans le matériau. S_{ut} et S_{uc} représentent respectivement la résistance en traction et en compression de l'anode cuite. On constate donc que le ratio Mohr-Coulomb (M-C) considère la plus grande sensibilité du matériau en traction en comparaison à la compression sans toutefois négliger la contribution de ce dernier. Il est important de considérer que ce ratio est utilisé à titre indicatif pour comparer différents scénarios à l'égard du potentiel de l'initiation de fissuration dans l'anode cuite à l'aide d'un modèle élastique.

La Figure 3-7 (a) montre la convention des vecteurs des contraintes principales. Tel qu'illustré à la Figure 3-7 (b), il est à noter que l'orientation d'un plan de fissuration dans un matériau fragile est potentiellement perpendiculaire au vecteur en traction (σ_1) et parallèle au vecteur en compression (σ_3). Le vecteur en compression σ_3 (Figure 3-7 (b), flèches bleues) possède des flèches inversées en raison de sa valeur négative.

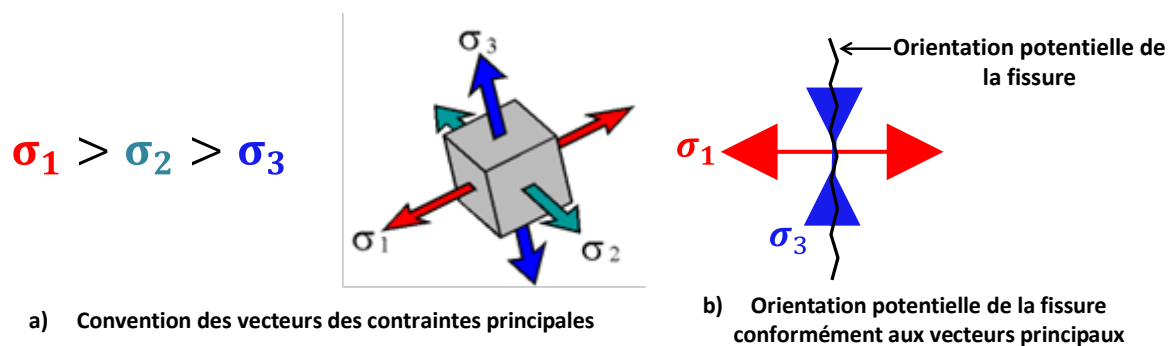


Figure 3-7: Convention des vecteurs des contraintes principales et orientation potentielle de la fissuration

3.3 ÉTUDE EXPÉRIMENTALE DE LA CONNEXION

Une étude expérimentale est nécessaire dans l'optique de faire ressortir l'impact de la fissuration du carbone et de la distribution des pressions de contact sur le comportement de la connexion anodique aux températures opérationnelles. L'approche de la section 3.2 est donc utilisée dans le cadre de cette expérimentation impliquant des connexions anodiques simplifiées à échelle réduite.

3.3.1 Montage expérimental représentant l'opération et étude de cas

La Figure 3-8 (a) montre le banc d'essai utilisé pour mesurer la résistance électrique entre un connecteur d'acier et un bloc de carbone cuit et ce, aux températures opérationnelles. Dans l'optique de minimiser les inconnues indésirables, les essais sont réalisés à plusieurs températures dans un environnement isotherme avec un courant continu d'environ 4 A⁵. Bien entendu, le courant de 4 A ne permet pas d'atteindre une densité de courant comparable à celle en opération et donc ne considère pas la contribution de l'effet Joule. L'objectif ici est de déterminer l'influence du comportement TM sur la résistance électrique de l'assemblage d'où la nécessité de minimiser les inconnues conséquent du montage utilisé soit, la contribution de l'effet Joule et les importants gradients de température.

La Figure 3-8 (b) montre l'assemblage expérimental qui consiste en un connecteur cylindrique en acier d'une longueur de 50 mm inséré à l'intérieur d'un trou cylindrique (tourillon) d'une profondeur de 40 mm et usiné dans un bloc de carbone cuit avec une section d'environ

⁵Un ampèremètre a été utilisé afin de fournir une lecture plus précise du courant circulant dans le circuit (± 0.005 A).

130X130 mm de 120 mm de hauteur. Afin de fiabiliser l'étude de cas, chacun des échantillons de carbone provient de la même anode industrielle dont la fabrication et la cuisson furent réalisées chez AAI. Il est à noter que les échantillons de carbone ont été prélevés en respectant l'orientation des grains retrouvée sur l'anode industrielle, cet élément n'étant pas négligeable considérant les propriétés orthotropes de ce matériau. Outre l'orientation, les échantillons ont été prélevés à des positions aléatoires à l'intérieure de l'anode industrielle. Par conséquent, considérant qu'une anode industrielle possède une distribution spatiale de sa densité particulière (notamment plus dense en-dessous des tourillons), il est possible que les échantillons possèdent des propriétés différentes. Concernant le tourillon, celui-ci a été usiné à l'aide d'un tour afin d'assurer la précision exigée au niveau du diamètre du trou sur toute la profondeur et faire en sorte que les parois du tourillon soit le plus possible concentriques avec celles du cylindre d'acier. Une feuille d'alumine a été déposée au fond du tourillon de sorte à éviter le passage du courant par le bas du connecteur cylindrique et, par le fait même, fiabiliser l'interprétation des résultats (isoler l'analyse au niveau du contact circonférentiel). Finalement, l'acier utilisé pour l'ensemble des tests est un acier ANSI 1018 laminé à froid assurant une précision de ± 0.0508 mm pour un diamètre de 44.45 mm (valeur donnée par le fournisseur de la pièce d'acier).

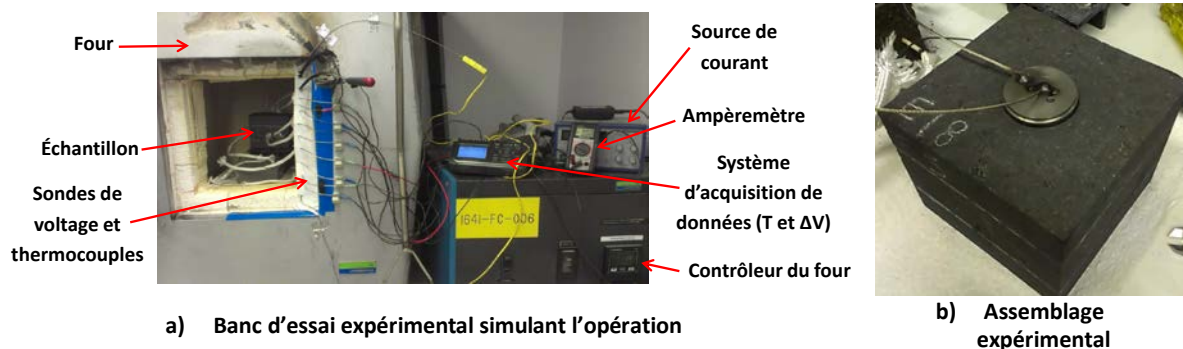


Figure 3-8: Montage et échantillon utilisés

La Figure 3-9 montre l'emplacement des sondes de voltage et des thermocouples (en plus du contrôleur du four) utilisés afin de mesurer la résistance électrique entre le connecteur (plan A) et le bloc de carbone (plan B) en fonction de la température (environnement isotherme).

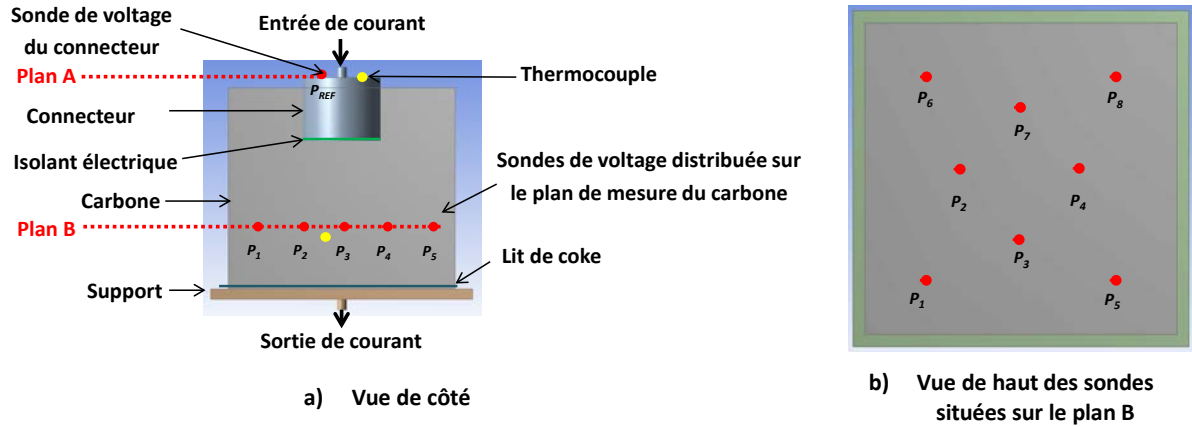


Figure 3-9: Schéma de l'instrumentation de l'assemblage expérimental

La résistance électrique entre le plan A et le plan B (R_{A-B}) est donnée via l'expression :

$$R_{A-B} = \frac{\Delta V_{A-B}}{I_E} = \frac{\left(\frac{\sum \Delta V_{(P_{Ref}-P_{n,C})}}{n_C} \right)}{I_E} \quad (3.2)$$

où ΔV_{A-B} est la chute de voltage moyennée entre le plan A et B de la Figure 3-9 (a), I_E est le courant entrant dans le système, $\Delta V_{(P_{Ref}-P_{n,C})}$ est la chute de voltage mesurée entre la sonde du connecteur (P_{Ref}) et une des sondes du bloc de carbone ($P_{n,C}$, où n varie de 1 à 8 considérant huit sondes sur le plan B de la Figure 3-9 (b)).

Les huit chutes de voltage mesurées ($\Delta V_{(P_{Ref}-P_{n,C})}$) fournissent donc une chute de voltage moyennée entre le plan A et B (ΔV_{A-B}) selon huit trajets différents traversant l'interface. Toutefois, afin de fiabiliser l'interprétation de la résistance électrique entre les plans A et B (R_{A-B})

à l'aide de la chute de voltage moyennée (ΔV_{A-B}), il est essentiel de minimiser la variation de densité de courant entre les différentes sondes à l'intérieur du bloc de carbone (plan B). De ce fait, il est nécessaire de positionner stratégiquement la hauteur du plan de mesure afin de minimiser l'erreur associée à une variation de densité de courant passant les sondes du plan B.

Dans l'optique de déterminer le positionnement optimal du plan de mesure (plan B), conséquent de la distribution des densités de courant, le modèle numérique TE de la section 3.2.1 est utilisé afin de fiabiliser l'instrumentation. La Figure 3-10 montre les densités de courant obtenues lors des simulations de l'expérimentation. Premièrement, on note que l'installation d'une sonde près de l'interface comporte une grande incertitude au niveau de l'interprétation de la résistance électrique en raison de l'important gradient de densité de courant à cet endroit. Deuxièmement, en comparant les Figures 3-10 (a) et (b), on constate qu'augmenter la résistance électrique entre la base du carbone et le support (incluant la sortie de courant) permet d'uniformiser davantage le courant. Logiquement, par analogie avec la vitesse d'écoulement d'un fluide, le courant ayant de la difficulté à traverser dans le support, celui-ci s'uniformisera davantage à la base du carbone. De ce fait, un lit de coke est utilisé entre le carbone et le support afin de s'assurer d'une résistance électrique élevée sur la totalité de l'interface anode/support. Finalement, rapprocher le plan B de la connexion permet d'obtenir une mesure de voltage moins sensible à la différence de résistivité électrique du carbone entre échantillons mais plus sensible à la possible non-uniformité de la RCE de l'interface. Selon la considération de ces éléments, le plan de mesure B est localisé à environ 40 mm en-dessous du tourillon du bloc.

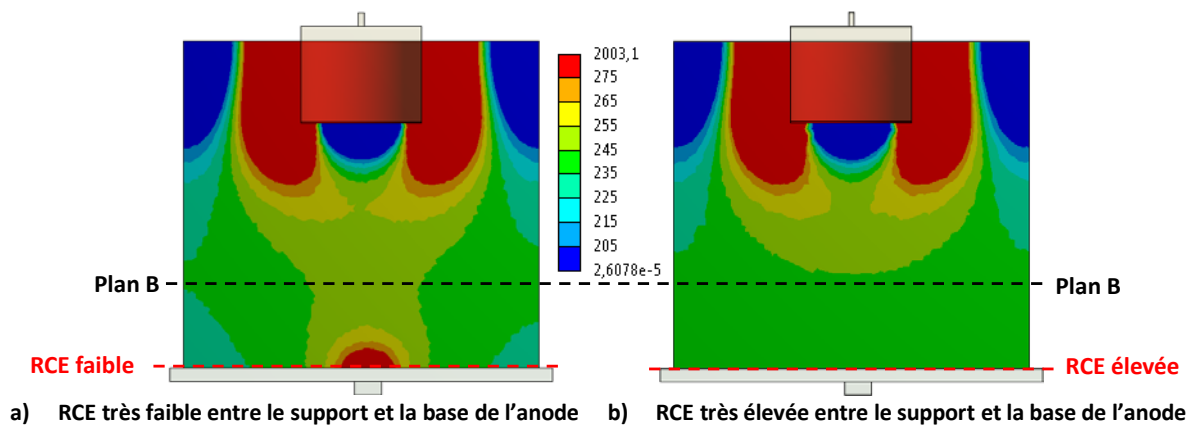


Figure 3-10: Effet de la RCE entre le support et la base de l'anode sur la densité de courant [A/m^2]

Dans l'optique d'isoler et d'évaluer l'impact électrique du comportement TEM et de la fissuration du carbone, le seul paramètre variable de l'assemblage expérimental pour l'étude de cas est le diamètre du trou de carbone et, par le fait même, l'espace d'air initial au niveau de l'interface acier/carbone. Cette modification, à elle seule, provoque un état de contrainte différent dans l'assemblage expérimental qui a des répercussions sur l'amplitude et la distribution des pressions de contact ainsi que sur la fissuration du carbone. Le Tableau 3-1 suivant montre les différents cas testés incluant un connecteur de 44.45 mm.

Tableau 3-1 : Expérimentations relatives à l'étude de cas

# du test	Espace d'air initial [mm]
1	≈ 0.13
2	≈ 0.11
3	≈ 0.035
4	< 0.03
5	< 0.03

3.3.2 Résultats et discussion

Parmi les cas testés, certains échantillons ont montré une fissuration importante en surface du bloc de carbone engendrant ainsi une modification du comportement de l'interface. Pour fins de compréhension, les résultats impliquant un bloc de carbone intact seront d'abord analysés suivie de ceux ayant fissurés.

Résistance électrique en situation opérationnelle : Sans fissuration du bloc de carbone

La Figure 3-11 montre la chute de voltage mesurée ainsi que la RCE_Num en fonction de la température dont seul l'espace d'air initial varie pour des blocs de carbone n'ayant pas fissuré lors du test.

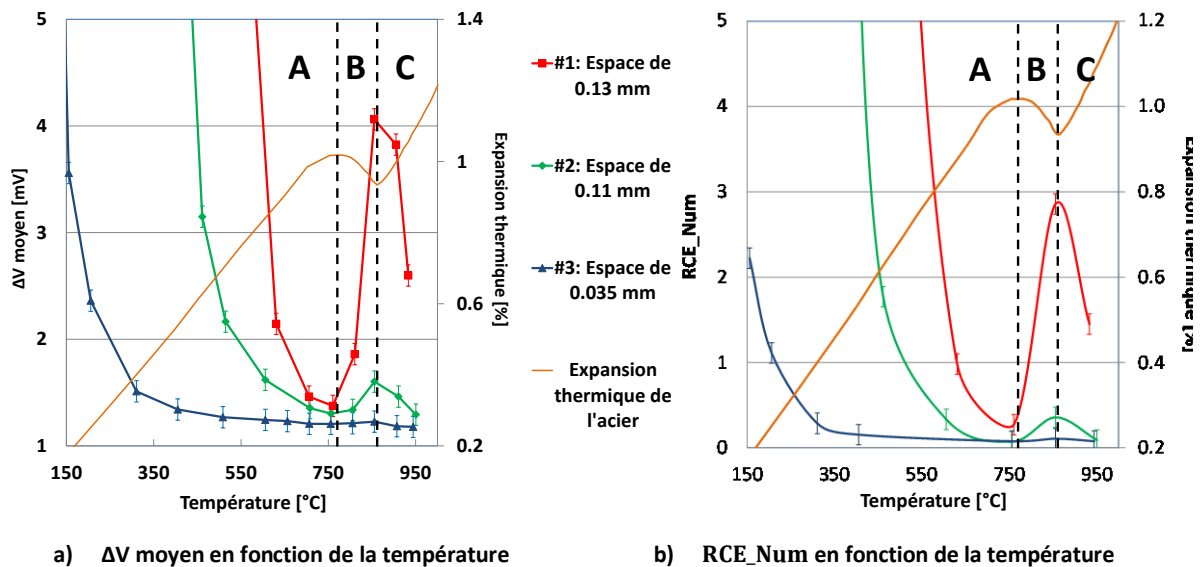


Figure 3-11: Chute de voltage en fonction de la température avec carbone intact

Au niveau de la région A, tel que prévu, les résultats de la chute de voltage (Figure 3-11 (a)) et de RCE_Num (Figure 3-11 (b)) montrent que la température asymptotique diminue avec l'espace d'air initial. Également, on note que plus la température asymptotique est faible, plus le minimum atteint par la RCE_Num est faible. Ces deux constats sont également observés par les résultats de Wilkening et Côté (Figure 2-3 (b)) en associant une épaisseur de fonte plus grande à un espace initial plus grand. Suivant l'approche de la section 3.2.1, une RCE_Num minimale de $0,08 \Omega \cdot \text{mm}^2$ (imposée à l'interface acier/carbone du modèle) est nécessaire afin d'obtenir le résultat expérimental minimal soit à 750°C environ. La surface usinée du tourillon peut expliquer en partie la faible RCE_Num minimale obtenue (équivalant à la RCE moyenne du contact nominal).

Toujours dans la région A, considérant que la RCE demeure constante pour des pressions de contact supérieures à 9,8 MPa (Figure 2-22), une tendance asymptotique suggère donc qu'une pression de contact minimale de l'ordre de 9.8 MPa est obtenue et que celle-ci est localisée au niveau inférieur de la connexion. En effet, en raison de la configuration du connecteur anodique, la distribution des pressions de contact peut avoir une influence significative sur la résistance électrique. Tel que montré à la Figure 3-12, en imposant une RCE uniforme sur la totalité de l'interface acier/carbone, la majeure partie du courant circule tout de même au niveau inférieur de l'interface. Il est plus aisé pour le courant de circuler dans l'acier que dans le carbone qui est beaucoup plus résistif. Ainsi, et tel qu'illustré par la distribution des densités de courant (Figure 3-12), le courant circule donc sur une distance maximale à l'intérieur du rondin et traverse au niveau du bas de l'interface pour ensuite atteindre la base de l'anode selon le trajet le plus court possible, soit verticalement. Ce trajet est appelé le chemin préférentiel et correspond au chemin le moins résistif considérant un contact nul au fond du tourillon. De ce fait, les pressions de contact

au bas de l'interface ont une plus grande influence sur la résistance électrique que celles localisées en sa partie supérieure. Logiquement, l'aire de cette surface de contact déterminante augmente avec la densité de courant traversant l'interface. Au niveau industriel, cela suggère que la densité de courant élevée et localisée au niveau du tourillon mène à une importante génération de chaleur par effet Joule⁶.

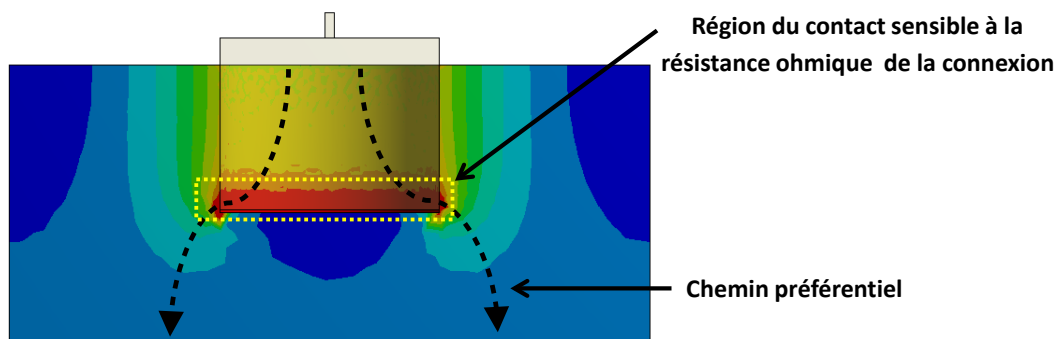


Figure 3-12: Représentation du chemin préférentiel à l'aide de la densité de courant

En faisant référence aux travaux de Jeddi *et al.* (Figure 2-24), puisque les pressions de contact sont initialement générées au niveau du chemin préférentiel (600°C) et qu'elles progressent vers le haut du tourillon, l'augmentation du pourcentage de la surface en contact a de moins en moins d'influence sur la résistance électrique de la connexion (Figure 2-25). Ce résultat démontre donc que la région du contact sensible à la résistance de la connexion est de l'ordre de 42% de la hauteur du tourillon (à partir du bas) pour cette densité de courant.

Tout comme [32,42,44,46], nos simulations TEM de l'expérimentation (Figure 3-13) montrent que les pressions de contact à l'interface connecteur/acier de la configuration à l'étude sont d'abord générées au niveau inférieur de l'interface pour ensuite se propager vers le haut avec

⁶Le calcul du problème industriel doit donc être TEM.

la montée en température⁷. Toutefois, on pourrait s'attendre à un contact uniforme sur la totalité de l'interface en raison de : la verticalité de l'interface, l'espace initial uniforme et l'environnement isotherme. Tel que montré à la Figure 3-14, la dilatation thermique radiale du connecteur étant supérieure à la dilatation thermique radiale du fond du tourillon, le connecteur tend à provoquer l'ouverture du tourillon en sa partie supérieure ce qui mène à une réduction des pressions de contact allant du bas vers le haut de l'interface.

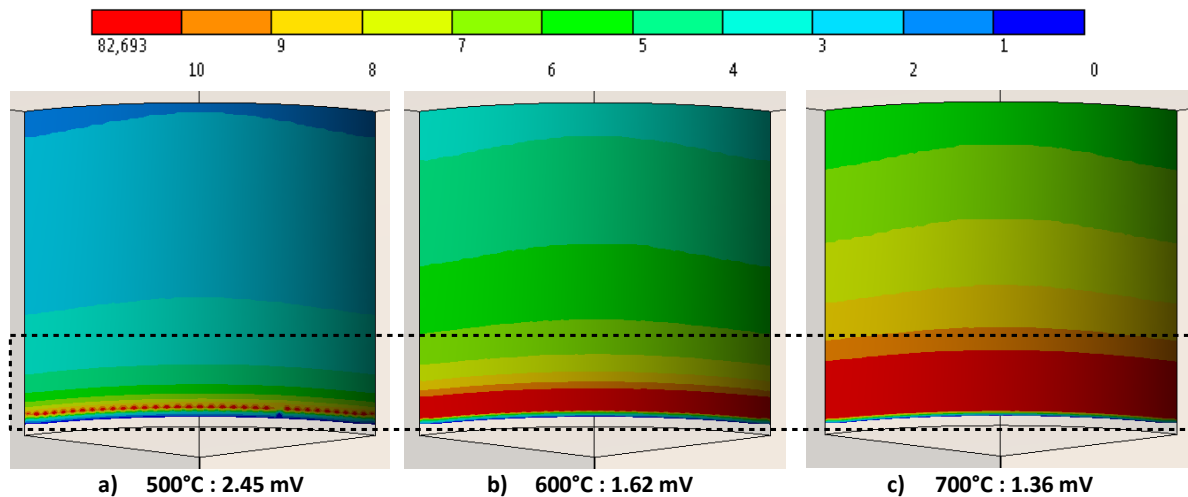


Figure 3-13: Évolution des pressions de contact du test #2 (espace initial de 0.11 mm) [MPa]

⁷Le dernier millimètre du bas de l'interface n'affiche pas de pressions de contact puisque le connecteur a été déposé sur une feuille d'alumine d'épaisseur correspondante.

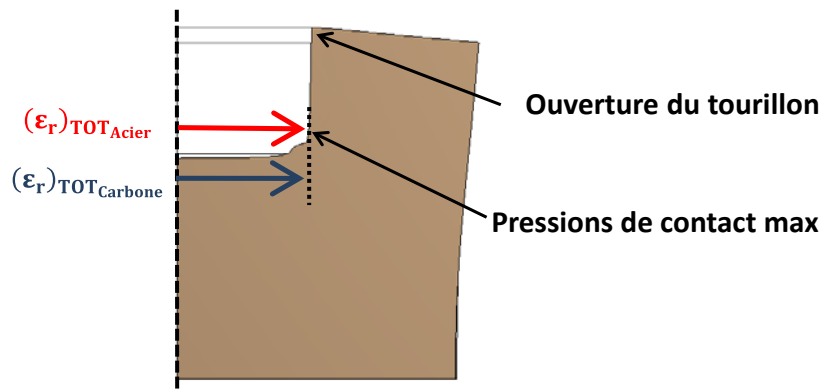


Figure 3-14: Déformation accentuée du tourillon

Dans la région B de la Figure 3-11 (contraction de l'acier), on note que le changement de phase de l'acier, localisée entre 775°C et 860°C, provoque une augmentation de la résistance électrique de l'interface. Toutefois, on constate que plus la tendance asymptotique a lieu à basse température (au niveau de la région A), plus l'augmentation de la résistance électrique est faible lors de la contraction de l'acier (région B). En d'autres mots, pour une même contraction du connecteur, le changement de phase a moins d'impact lorsqu'une meilleure qualité du contact est obtenue à 775°C. Il est à noter que cette corrélation est également observée par les expérimentations de Wilkening et Côté [18] en associant une épaisseur de fonte plus grande à un espace d'air initial plus grand (Figure 2-3 (b)).

Ce comportement est intimement lié à la notion de chemin préférentiel et à la relation entre la RCE et les pressions de contact. En effet, sachant que la RCE est optimale à partir d'une pression de 9.8 MPa (Figure 2-22 (a)), si les pressions de contact sont supérieures à cette valeur à 775°C, la contraction de l'acier qui s'ensuit provoquera une faible augmentation de la résistance électrique puisque la diminution des pressions de contact n'engendrera pas l'augmentation de la RCE au niveau du chemin préférentiel. Tel que montré à la Figure 3-15, les résultats de simulations

du modèle TEM montrent, pour l'échantillon #2, que la réduction des pressions de contact au changement de phase a bel et bien lieu au niveau de la région du chemin préférentiel résultant en une augmentation significative de la chute de voltage (0.28 mV). La Figure 3-16 montre que les résultats de simulation du modèle TEM représentent bien la corrélation entre la tendance asymptotique et l'effet du changement de phase. Spécifiquement, plus le moment d'apparition de la tendance asymptotique a lieu à faible température, moins l'augmentation de la chute de voltage au changement de phase sera grande. Cette corrélation, basée sur la variation non linéaire de la chute de voltage en fonction de la température, peut servir d'indicateur de performance afin de connaître la qualité du contact à 775°C. Finalement, il est à noter que les résultats de la Figure 3-16 démontrent également la fiabilité du modèle TEM à l'égard de l'évolution du comportement à l'interface acier/fonte et de la quantification de la chute de voltage. Plus spécifiquement, la représentation fidèle de la variation observée en fonction de la température démontre que la relation de la RCE en fonction de la pression de contact (Rhede et Castonguay [30]) est adéquate.

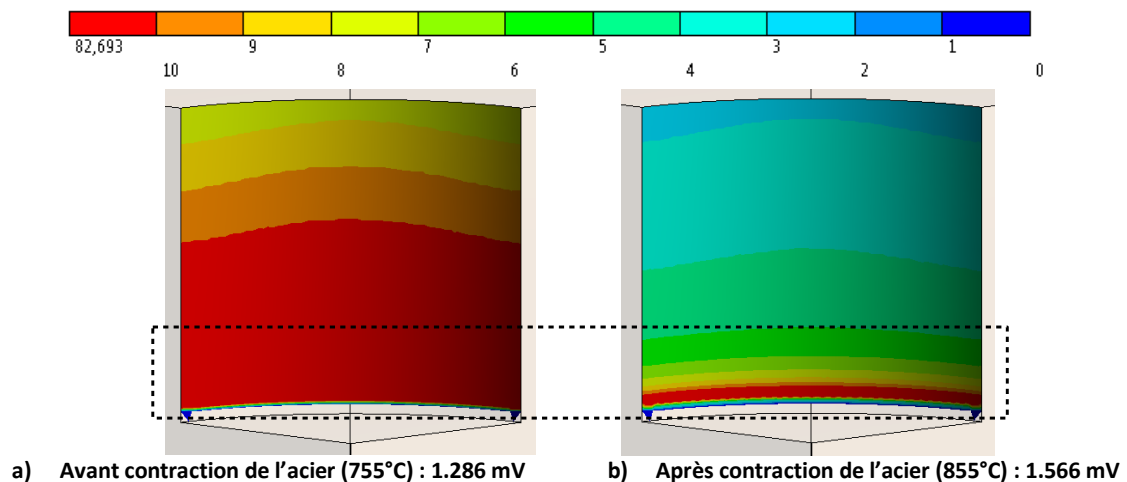


Figure 3-15: Impact du changement de phase de l'acier sur la distribution des pressions de contact avec un espace initial de 0.11 mm (test #2) [MPa]

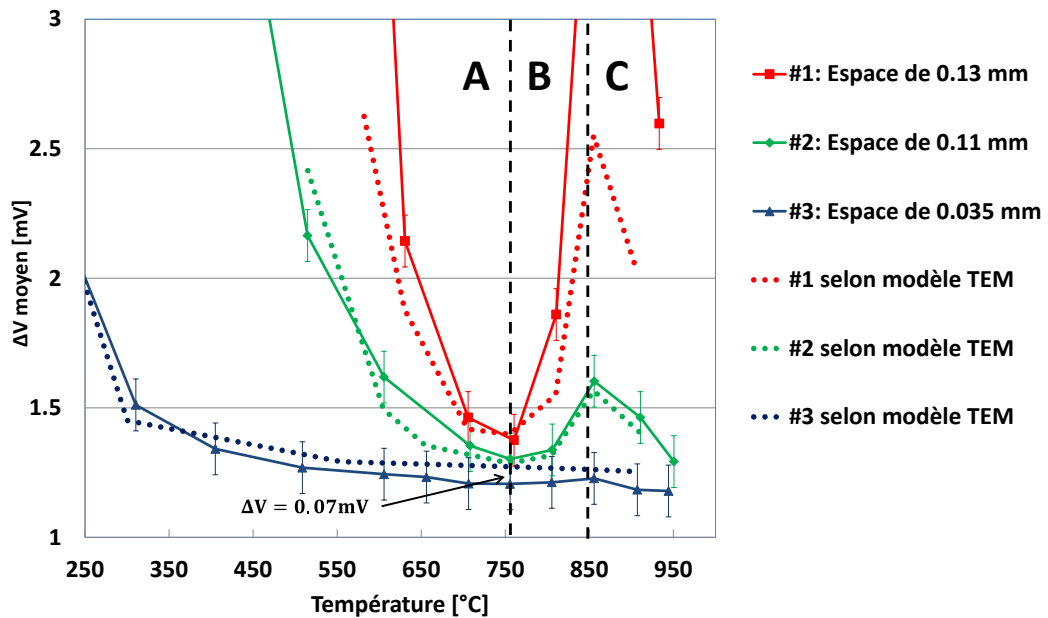


Figure 3-16: Chute de voltage expérimentale et numérique (modèle TEM) avec connecteur cylindrique

Dans la région C située après la contraction de l'acier (Figure 3-16), on note que la résistance électrique diminue avec l'augmentation de l'expansion thermique de l'acier (au voisinage de 860°C). Cette diminution, observée également avec le modèle TEM, suggère que le tourillon demeure en contact avec l'acier lors de la contraction de l'acier et par conséquent, que le carbone est demeuré à l'intérieur du domaine réversible. Ces résultats suggèrent qu'une faible dilatation thermique peut permettre le maintien d'une faible RCE sur une importante plage de température. On note que la valeur minimale de la chute de voltage pouvant être obtenue avec le modèle TEM mène à un écart de l'ordre de seulement 0.07 mV à 775°C avec les valeurs expérimentales, suggérant ainsi la bonne quantification de la RCE minimale selon la relation [30]. Il est à noter qu'une plus importante répétabilité des tests permettrait de fiabiliser l'interprétation

de ces résultats considérant notamment de la grande variabilité des propriétés mécaniques de l'anode de carbone.

Résistance électrique en situation opérationnelle : Avec fissuration du bloc de carbone

Deux des échantillons de carbone testés ont affiché d'importantes fissures radiales au voisinage du tourillon (Figure 3-17). La Figure 3-18 montre la chute de voltage mesurée ainsi que la RCE_Num en fonction de la température cette fois avec l'ajout de deux tests possédant un espace d'air initial inférieur à 0.03 mm et démontrant un endommagement du bloc de carbone, soit les tests #4 et #5. Il est à noter que l'équipement utilisé provoque une erreur de ± 0.1 mV sur la chute de voltage et de $\pm 0.09 \Omega \cdot \text{mm}^2$ sur le RCE_Num.



Figure 3-17: Fissuration observée après expérimentation (test #4)

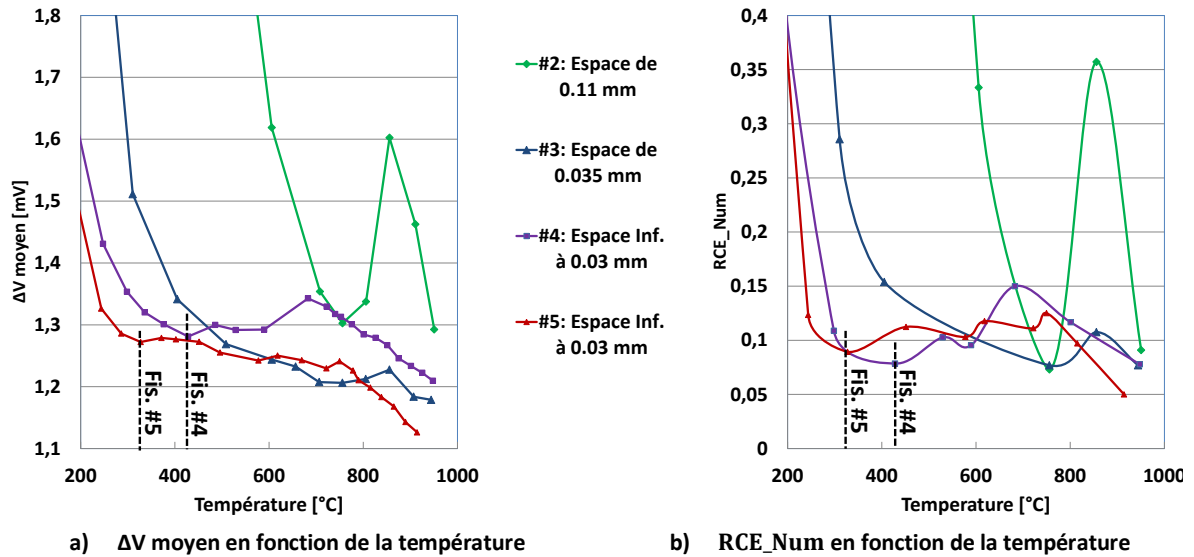
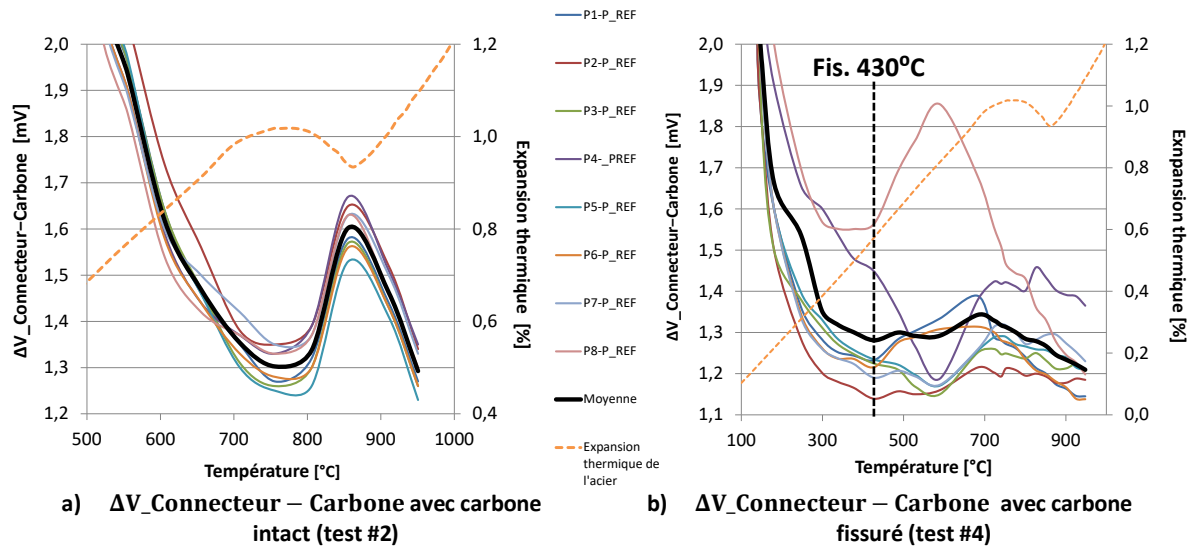


Figure 3-18: Chute de voltage et **RCE_Num** en fonction de la température lorsque le bloc de carbone est fissuré en surface

Logiquement, conséquent du faible espace initial à l'interface des tests #4 et #5, la tendance asymptotique a lieu à très faible température. Considérant l'évolution de l'expansion thermique de l'acier et de la relation de RCE, l'augmentation de la résistance électrique avant le changement de phase de l'acier suggère l'initiation de la fissuration du carbone. Tel qu'indiqué à la Figure 3-18, l'initiation de la fissuration du bloc de carbone est donc estimée à 330°C pour le test #5 et à 430°C pour le test #4.

Sachant que la fissuration du bloc de carbone implique une réorientation des lignes de courant et donc une variation de la distribution de la densité de courant, celle-ci influence donc la distribution de la chute de voltage dans le bloc entre les différentes sondes distribuées sur le plan de mesure du carbone (plan B, Figure 3-9 (b)). De ce fait, il est constructif de valider ce phénomène en analysant les huit chutes de voltage mesurées distribuées sur le plan de mesure (Figure 3-9 (b)) d'un bloc de carbone fissuré. La Figure 3-19 compare les résultats obtenus au

niveau des huit chutes de voltage (distribuées sur le plan de mesure d'un bloc de carbone) pour un bloc visiblement intact (test #2, Figure 3-19 (a)) et un autre fissuré (test #4, Figure 3-19 (b)).



Contrairement au carbone intact, on constate que les huit chutes de voltage du plan de mesure du carbone fissuré montrent une grande variabilité entre elles à partir de la température correspondant à l'augmentation de RCE_Num soit à 430°C. En effet, une importante variabilité du voltage entre sondes pour une faible dilatation thermique additionnelle (donc une faible variation de température) suggère une réorientation importante des lignes de courant à l'intérieur du bloc de carbone en raison de la propagation de la fissuration. En supposant l'initiation de la fissuration à 330°C pour le test #5 et à 430°C pour le test #4 (Figure 3-18 (b)), on constate qu'une faible RCE_Num peut être obtenue dans un carbone fissuré lorsque la faible dilatation thermique du connecteur est telle que la propagation de la fissure associée n'engendre pas une perte de rigidité majeure du carbone.

3.4 ÉTUDE *IN SITU* DU COMPORTEMENT DE L'ASSEMBLAGE ANODIQUE

L'évaluation *in situ* a comme premier objectif de quantifier la contribution de la résistance électrique de la connexion sur l'évolution du courant de l'assemblage anodique en début de vie. Ainsi, s'il est démontré qu'un contact de qualité durant les 24 premières heures (soit à plus faible température) peut améliorer l'uniformité de la distribution du courant dans la cuve (tel que mentionné par Berends [52]), il sera alors essentiel d'en prendre compte dans notre nouveau design et ce, afin de permettre l'atteinte d'une faible résistance électrique en début de vie sur la plage de température à prioriser.

Finalement, dans l'optique d'acquérir une meilleure compréhension de l'évolution du comportement électrique de l'assemblage en opération et de comparer la performance du nouveau concept, notre second objectif consiste à quantifier la perte énergétique de chacune des sections de l'assemblage anodique de dernière génération incluant la connexion. Parallèlement, ces mesures *in situ* permettront la calibration d'un modèle numérique associé à la technologie d'AAI.

3.4.1 Instrumentation et méthodologie

L'instrumentation a été réalisée chez AAI sur quatre assemblages anodiques pendant un cycle opérationnel entier. Deux assemblages anodiques ont été testés en même temps dans deux différentes cuves et ce, à la même position. Chacun des assemblages comportait 64 points de mesures (température et chute de voltage), nécessitant deux systèmes d'acquisition de données par assemblage. Tel que montré à la Figure 3-20, les systèmes d'acquisition de données étaient antérieurement connectés aux sondes correspondantes avant même leur insertion dans la cuve

dans l'optique d'acquérir les mesures durant les premières heures d'opération⁸. Les 64 mesures ont été majoritairement enregistrées à intervalle de 1 minute sur une période de 22 jours. Cependant, dû à des problèmes d'enregistrement, seulement deux des quatre assemblages anodiques auront fourni des résultats sur la totalité de la durée de vie de l'anode.

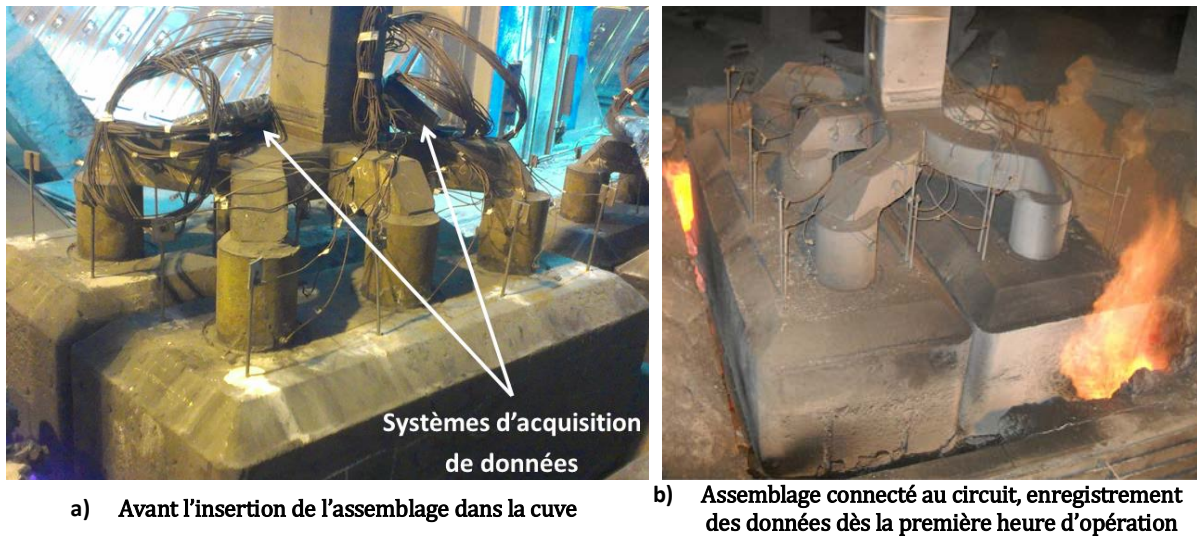


Figure 3-20: Instrumentation *in situ* des assemblages anodiques chez AAI

La Figure 3-21 montre l'instrumentation utilisée ainsi que les différentes sections d'intérêt, celles-ci étant définies par les plans A-B-C-D (Figure 3-21 (a)). Il est à noter que la résistance électrique à chacune de ces sections évolue puisque celle-ci est influencée par la variation de :

- $R_{\text{Tige-Rondin}}$: Résistivité électrique des matériaux;
- $R_{\text{Rondin-Anode}}$: Résistivité électrique des matériaux, RCE et distribution du contact réel au niveau des interfaces de la connexion, aire de section de l'anode (oxydation du carbone et présence ou non des rainures de l'anode);

⁸Connecter les sondes aux systèmes d'acquisitions de données après l'insertion de l'assemblage anodique n'aurait pas permis d'obtenir l'information recherchée en début de vie de l'anode puisque connecter les sondes demande plusieurs heures de travail.

- $R_{\text{Anode-BarreCollect}}$: Résistivité électrique des matériaux, aire de section et hauteur de l'anode, ACD et résistance électrique des bulles.

Ces éléments influençant chacune des sections font en sorte que la résistance électrique entre chacune des tiges des assemblages anodiques et la nappe de métal varie continuellement lors de l'opération. Ainsi, les assemblages anodiques formant un circuit de configuration parallèle, le courant circulant dans chacune des tiges varie conséquemment.

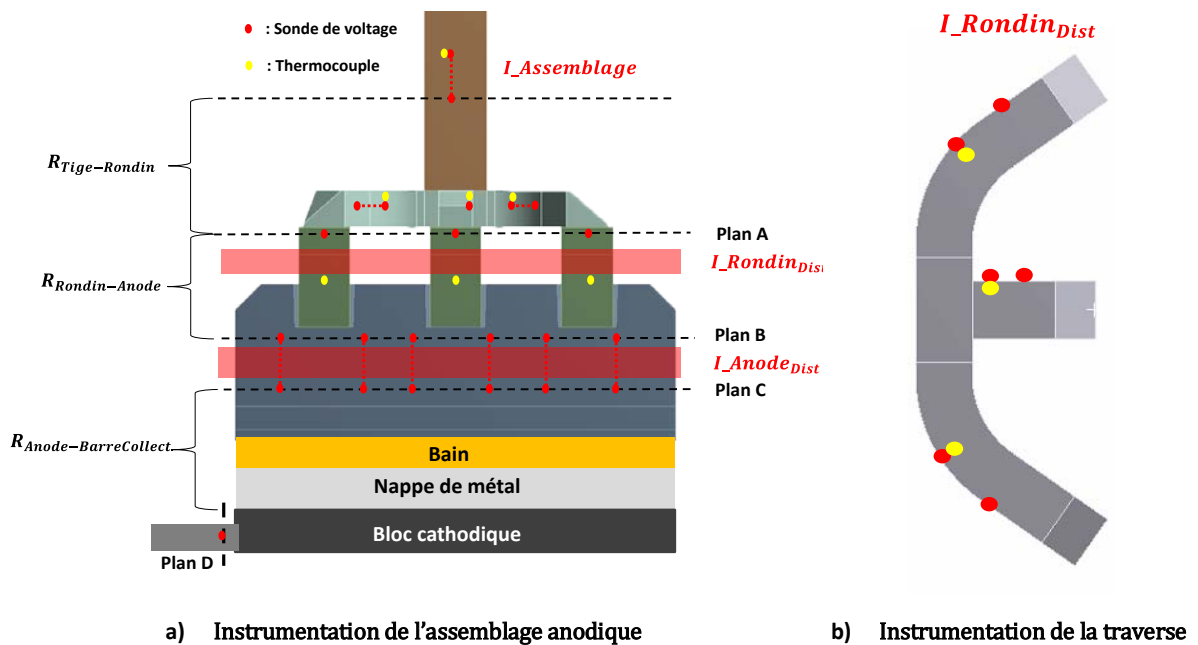


Figure 3-21: Représentation de l'instrumentation *in situ* au niveau de l'assemblage anodique

Dans l'optique d'atteindre les deux objectifs de cette section, une instrumentation spécifique doit être choisie afin d'assurer l'obtention de mesures de qualité au niveau des différentes sections d'intérêts de l'assemblage. Les prochains paragraphes justifient l'instrumentation utilisée pour chacune des sections montrées à la Figure 3-21.

I_Assemblage

Afin de déterminer l'évolution de la résistance électrique de l'assemblage anodique à partir d'une chute de voltage, il est nécessaire de mesurer en temps réel le courant passant par l'assemblage anodique ($I_{\text{Assemblage}}$) soit par la tige correspondante. Considérant la relation de la résistance électrique (éq. 1.3), le courant peut être déterminé à l'aide de deux sondes de voltage et un thermocouple sur la tige considérant que les paramètres suivants sont connus : la résistivité électrique du matériau en fonction de la température, la distance entre les sondes de voltage parallèle aux lignes de courant et l'aire de section entre les sondes de voltage perpendiculaire aux lignes de courant. Le courant déterminé correspond donc au courant passant par les plans A-B et C (voir Figure 3-21 (a)) dans le cas où les lignes de courant sont perpendiculaires à ces plans. Ainsi, tout comme l'instrumentation expérimentale, la localisation des plans de mesure doit respecter deux conditions afin de permettre un calcul précis de la résistance électrique entre deux plans, soit : des densités de courant uniformes le long du plan de mesure et des lignes de courant perpendiculaires au plan de mesure. Il est à noter que la température est considérée constante sur la section de calcul.

Plan_A

Au niveau du plan A, une sonde de voltage a été installée sur chacun des rondins. La moyenne de la chute de voltage entre le plan A et B divisée par $I_{\text{Assemblage}}$ permet d'obtenir la résistance électrique incluant la connexion anodique. Toutefois, cette valeur calculée est représentative de la résistance électrique lorsque la densité de courant est constante entre les plans A (rondins) et B (anode). Il est donc nécessaire d'évaluer la distribution du courant au niveau

des rondins et de l'anode afin d'évaluer la précision de cette interprétation en plus de fournir une meilleure compréhension du comportement électrique de l'assemblage. De plus, et tel que montré à la Figure 3-21 (a), l'installation de thermocouples en-dessous de la croûte (sur chacun des rondins) et au-dessus de celle-ci (sur chacune des pattes de la traverse) est essentielle à la calibration des conditions limites du modèle numérique considérant notamment la difficulté à quantifier les propriétés thermiques de la croûte.

I_Rondin_{Dist}

La détermination du courant dans chacun des rondins (I_{Rondin}) permet de :

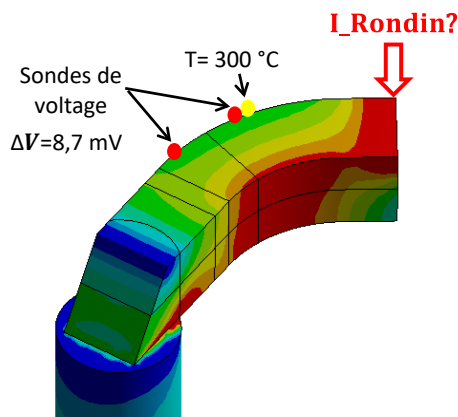
- fiabiliser l'interprétation de la résistance électrique de la connexion;
- connaître le courant passant par chacun des blocs de carbone;
- évaluer l'influence de la distribution de la résistance électrique sur le comportement électrique de la partie supérieure de l'assemblage anodique.

Tel que montré à la Figure 3-21 (b), les sondes de voltage ont été installées sur les pattes de la traverse plutôt que sur les rondins et ce, afin de minimiser l'effet Seebeck (provoqué en partie par l'important gradient de température entre les sondes) et d'éviter la dégradation des sondes occasionnée par leur contact prolongé avec la croûte. Suivant la même logique que $I_{\text{Assemblage}}$, il est nécessaire de connaître chacun des paramètres de l'équation de la résistance électrique afin d'interpréter le courant passant par chacune des pattes de la traverse/rondin. Toutefois, contrairement à la tige, la densité de courant dans la section de la patte n'est pas uniforme en raison de la configuration géométrique de la partie supérieure (ce point est expliqué

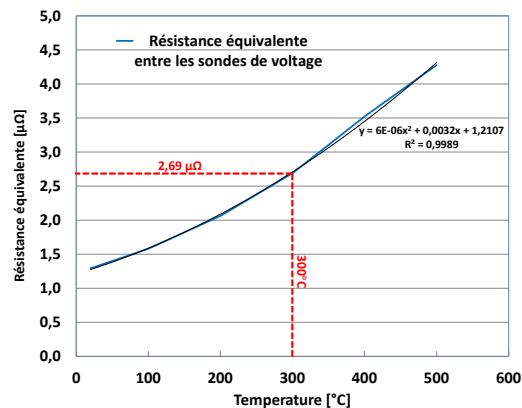
au prochain paragraphe). Il est donc nécessaire de déterminer une façon d'associer la chute de voltage mesurée à l'ampérage passant par la patte de la traverse concernée.

Tel que montré à la Figure 3-22 (a), une simulation électrique aura permis d'observer une densité de courant plus importante vers le côté intérieur de la patte de la traverse, ceci étant occasionné par le suivi d'un chemin préférentiel sur une distance moins grande à parcourir par le courant et donc moins résistif. Le modèle électrique est utilisé comme outil afin de prédire la densité de courant passant par les sondes de voltage afin d'associer une chute de voltage d'une patte de la traverse à un courant passant par cette patte spécifique. Connaissant la résistivité du matériau de la traverse en fonction de la température, il devient possible de définir l'évolution de la résistance équivalente en fonction de la température (Figure 3-22 (b)). Finalement, la chute de voltage mesurée est simplement divisée par la résistance équivalente afin d'obtenir l'ampérage passant par la patte/rondin de l'hexapode. Suivant l'exemple de la Figure 3-22, on obtient :

$$I_{\text{Rondin}} = \frac{\Delta V_{\text{Mesurée}}}{R_{\text{eq_300}^\circ\text{C}}} = \frac{8.7 \text{ mV}}{2.69 \mu\Omega} = 3244 \text{ A} \quad (3.3)$$



a) Distribution de la densité de courant dans une patte de la traverse



b) Corrélation entre le courant et la chute de voltage

Figure 3-22: Instrumentation et résistance équivalente d'une patte de la traverse

La corrélation entre le courant et la chute de voltage de la Figure 3-22 (b) demeure fonctionnelle sous condition que la distribution de la densité de courant demeure identique aux points de mesure en fonction de l'ampérage du système. En effet, conséquent du phénomène montré à la Figure 3-10, cette distribution peut s'uniformiser en raison d'une densité de courant très élevée ce qui provoquerait une relation non linéaire entre la chute de voltage et le courant calculé. Une simulation conservatrice utilisant une RCE de $100 \Omega \cdot \text{mm}^2$ à l'interface fonte/carbone ainsi qu'un courant surévalué de 10000 A par rondin n'engendre pas de variation significative de la distribution du courant au niveau des sondes, validant par le fait même le bon fonctionnement de la méthode. Il est à noter que les résultats des courants obtenus ont été normalisés à partir du courant passant par la tige.

Plan_B

Ici, un modèle préliminaire TE est utilisé dans le but de déterminer la localisation du plan de mesure dans le carbone; endroit où les densités de courant sont le plus uniforme possible et les lignes de courant verticales. La Figure 3-23 et Figure 3-24 montrent les résultats obtenus considérant les hypothèses spécifiques suivantes :

- RCE uniforme de $1 \Omega \cdot \text{mm}^2$ au niveau de chacune des interfaces fonte/carbone;
- Résistivité électrique du bain de $0.004717 \Omega \cdot \text{m}$ [57];
- Un ACD fictif de 4 cm.

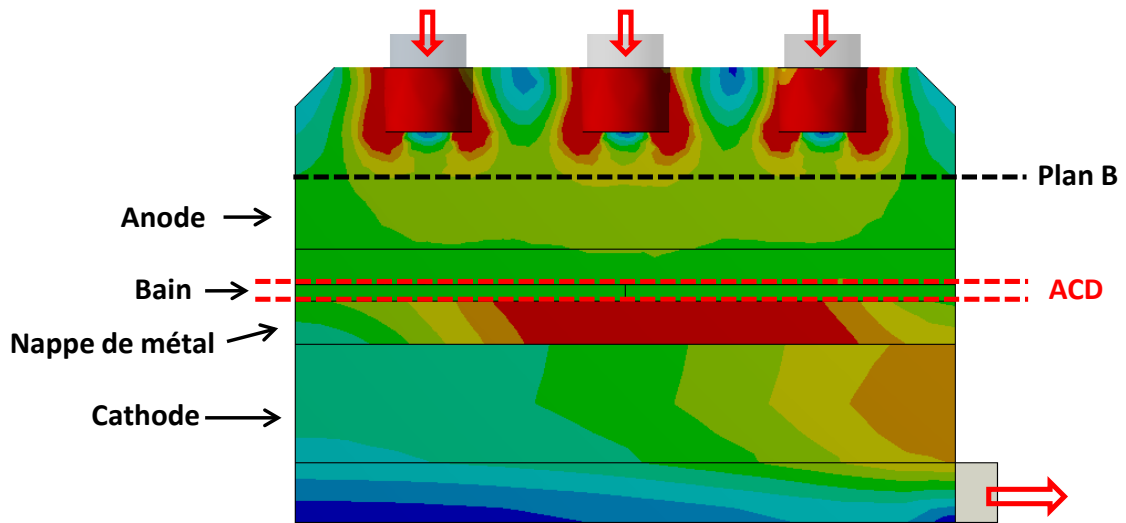


Figure 3-23: Variation des densités de courant dans une tranche de la cuve

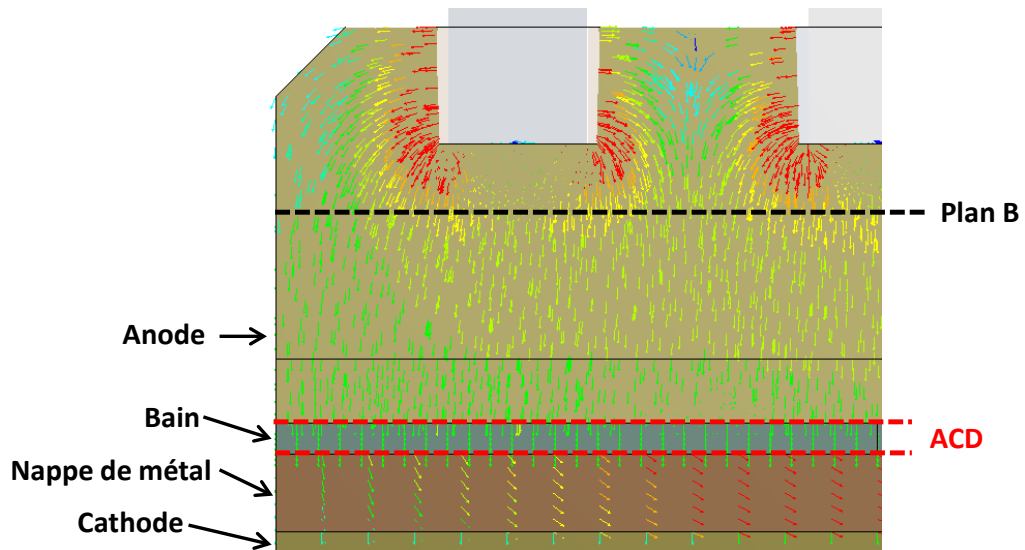


Figure 3-24: Orientation des lignes de courant dans une tranche de la cuve

On constate tout d'abord que le bain d'électrolyse étant hautement résistif en comparaison à l'anode, celui-ci mène à une uniformisation du courant à la base du bloc de carbone (même principe que la Figure 3-10). De ce fait, en s'éloignant de la connexion anodique,

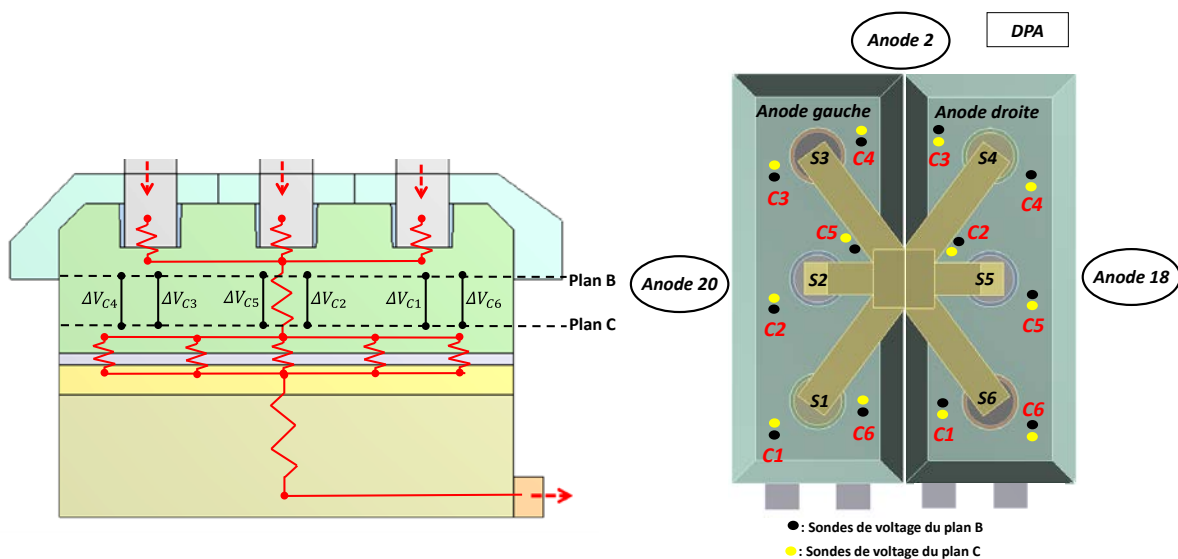
les densités de courant deviennent davantage uniformes alors que les lignes de courant s'orientent verticalement. Considérant que l'objectif est d'évaluer l'évolution de la résistance électrique sur la durée de vie entière de l'anode, il est nécessaire de faire un compromis en approchant le plan de mesure de la connexion en raison de sa consommation au fil du temps.

I_Anode_{Dist}

L'évaluation de la distribution du courant dans l'anode permet de :

- fiabiliser l'interprétation de la résistance électrique de la connexion;
- évaluer l'influence de la distribution de la résistance électrique en-dessous de la base de l'anode sur le comportement électrique de l'assemblage anodique.

Tel que montré à la Figure 3-25, chacune des sondes du plan B possède son homologue environ 100 mm plus bas et distribué le long du plan C. Ainsi, la variation entre les chutes de voltage lors de l'opération peut être interprétée par une variation de la densité de courant de même proportion en posant l'hypothèse que les lignes de courant soient verticales et que la résistivité électrique du carbone ainsi que la température soient constantes le long des plans de mesure.



a) Représentation du circuit et positionnement des sondes b) Vue de dessus du positionnement des sondes

Figure 3-25: Représentation de l'instrumentation *in situ* au niveau de l'anode

L'instrumentation permet donc d'estimer la densité de courant à six différents endroits de chaque anode. Afin d'être en mesure d'observer l'évolution du profil de densité de courant le long de l'anode, une application a été développée à l'aide du logiciel Maple™. L'application permet de définir une fonction de la densité de courant $j(x, y)$ à chaque instant conséquent des six mesures de voltages, de la distance entre les sondes ainsi que leur localisation sur l'anode.

Plan_D

Une sonde de voltage sur chacune des barres collectrices (en-dessous de l'assemblage anodique correspondant) a été installée. L'objectif ici est d'estimer la résistance électrique entre le plan B et la nappe de métal à partir de la chute de voltage mesurée entre le plan B et D. Bien entendu, cela requiert de poser plusieurs hypothèses. Tout d'abord, la contribution de la force contre électromotrice (F.C.E.M.) et la surtension à l'anode/cathode a été estimée à 1.74 V [3]. Il

est ensuite nécessaire d'extraire la résistance électrique entre la nappe de métal et les barres collectrices pour finalement obtenir la résistance recherchée, soit entre le plan B et la nappe de métal.

Puisque la nappe de métal est pratiquement équipotentielle étant donné sa résistance très faible comparativement à tout le reste de la cuve, le courant se redistribue aisément dans le métal une fois sorti des anodes. Ainsi, la distribution du courant dans les barres collectrices en régime établi est essentiellement déterminée par le réseau de conducteurs, la résistance électrique de l'assemblage cathodique et la présence ou non de dépôt sur la cathode. De ce fait, en posant l'hypothèse que le courant se redistribue uniformément dans le réseau de conducteurs, on considère que le courant passant par les barres collectrices en-dessous de l'assemblage anodique instrumenté est de 19 kA (380 kA/20 assemblages). Donc, supposant une chute de voltage de 0.3 V entre la surface de la cathode et la sortie de la barre collectrice (Figure 1-5, [3]), une résistance électrique de $15.79 \mu\Omega$ ($0.3 \text{ V}/19 \text{ kA}$) doit être soustraire de la résistance électrique entre le plan B et D.

3.4.2 Résultats et discussion

Validation de l'instrumentation et de la méthodologie

La Figure 3-26 montre l'évolution de la résistance électrique d'un assemblage anodique et du courant circulant dans celui-ci en fonction de l'âge de l'anode. Les résultats des deux assemblages montrent une résistance électrique moyenne de l'assemblage à mi-vie de l'ordre de $17.55 \mu\Omega$ (écart-type de 0.49), donc d'environ $35.1 \mu\Omega$ supposant une tige par anode. Pour ce qui est de la connexion anodique, on note une résistance moyenne de $6.35 \mu\Omega$ (écart-type de 0.19),

donc $12.7 \mu\Omega/\text{anode}$ sur la majeure portion de la durée de vie de l'anode. Les valeurs obtenues de $35.1 \mu\Omega/\text{anode}$ pour l'assemblage et de $6.35 \mu\Omega/\text{anode}$ pour la connexion sont d'abord comparées avec la littérature afin de valider le bon fonctionnement de l'instrumentation ainsi que la méthodologie associée à l'interprétation des mesures.

Pour une technologie opérant à un ampérage semblable⁹, le modèle numérique de Dupuis [38] estime la résistance de l'assemblage à $32 \mu\Omega/\text{anode}$, celui de Fortin *et al.* [40] à $38 \mu\Omega/\text{anode}$ et celui de Ding *et al.* [44] à $37.5 \mu\Omega/\text{anode}$. Pour ce qui est de la connexion anodique, une valeur de $14.6 \mu\Omega/\text{anode}$ a été mesurée par Wilkening et Côté [18], de $14 \mu\Omega/\text{anode}$ avec le modèle de Ding *et al.* [44] et de $11.3 \mu\Omega/\text{anode}$ avec le modèle de Gunasegaram *et al.* [48]. Ces valeurs démontrent que les mesures *in situ* sont de même ordre de grandeur.

Considérant les paramètres influençant la résistance électrique de l'assemblage, la linéarité de la résistance électrique de l'assemblage (calculée à partir de ce même courant) démontre l'efficacité de la méthodologie à l'égard de l'interprétation de la résistance électrique à partir de la chute de voltage et du courant mesurés.

⁹L'ampérage de la cuve est un indicateur de la résistance des assemblages anodiques considérant qu'un ampérage plus élevé nécessite une aire de section des composants plus importante afin de demeurer avec la même densité de courant et donc, d'éviter leur surchauffe.

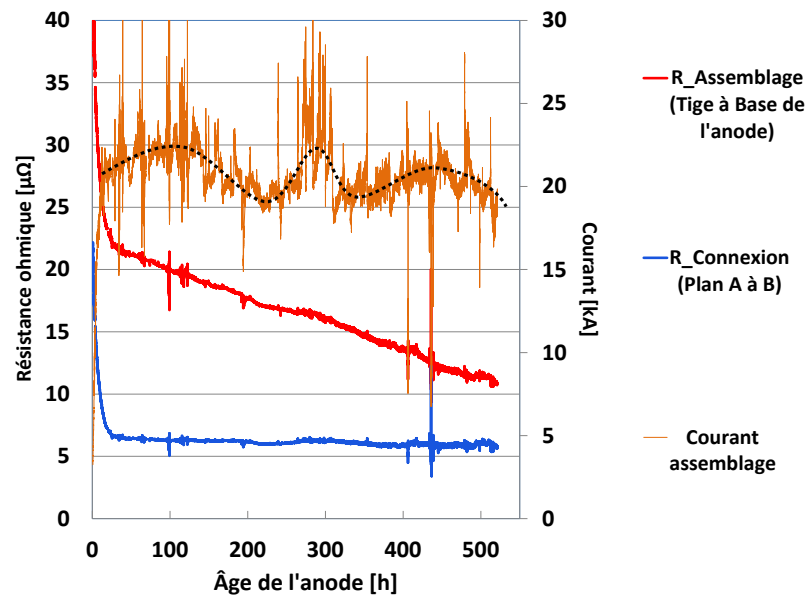


Figure 3-26: Résistance électrique de l'assemblage anodique en fonction de l'âge de l'anode

Également, les mesures ont démontré que le courant de la tige anodique est distribué uniformément dans chacun des rondins (en situation opérationnelle stable). En effet, tel qu'illustré par la Figure 3-23, le courant s'uniformise en raison de la plus grande résistance électrique du bain d'électrolyse en comparaison à l'assemblage. De ce fait, conséquent du positionnement du plan B dans l'anode, la moyenne des chutes de voltage mesurées entre les rondins et l'anode (écart type moyenné sur la vie de l'anode de 4.46 mV) permet une quantification raisonnable de la résistance électrique de la connexion lors d'une opération stable.

En somme, la comparaison des valeurs mesurées avec les travaux antérieurs, la linéarité de la résistance électrique calculée ainsi que les tendances observées permettent de reconnaître la fonctionnalité de l'instrumentation ainsi que la méthodologie associée à l'interprétation des mesures.

Évolution de la résistance électrique en régime établi (24-520h)

La Figure 3-27 montre une décomposition typique de l'évolution de la résistance électrique ainsi que de la température en fonction de l'âge de l'anode en régime établi. Il est à noter que le régime établi représente environ 95% de la durée de vie totale de l'anode (24 à 520 h) dont environ 97.6% de l'énergie totale consommée considérant une augmentation linéaire du courant durant les 24 premières heures. Considérant la variation de la résistance électrique de l'assemblage entre 24 et 520 h, la Figure 3-27 montre une réduction linéaire de 50% dans l'assemblage allant de 22 à 11 $\mu\Omega$ et ce, principalement lié à la diminution de la hauteur du bloc de carbone consommé. La Figure 3-27 (a) montre que la température opérationnelle en régime établi est en moyenne de 660°C à 870°C dans le bas des rondins (supposant une extrapolation linéaire jusqu'à 530 heures) et de 277°C à 405°C dans la traverse démontrant une bonne correspondance avec les résultats de Wikenning et Côté [18]. Les thermocouples situés sur les rondins en-dessous de la croûte ont été les premiers à être endommagés dû à l'attaque par les vapeurs de bain pénétrant le produit de couverture (malgré l'utilisation de pâte de ciment aux jonctions).

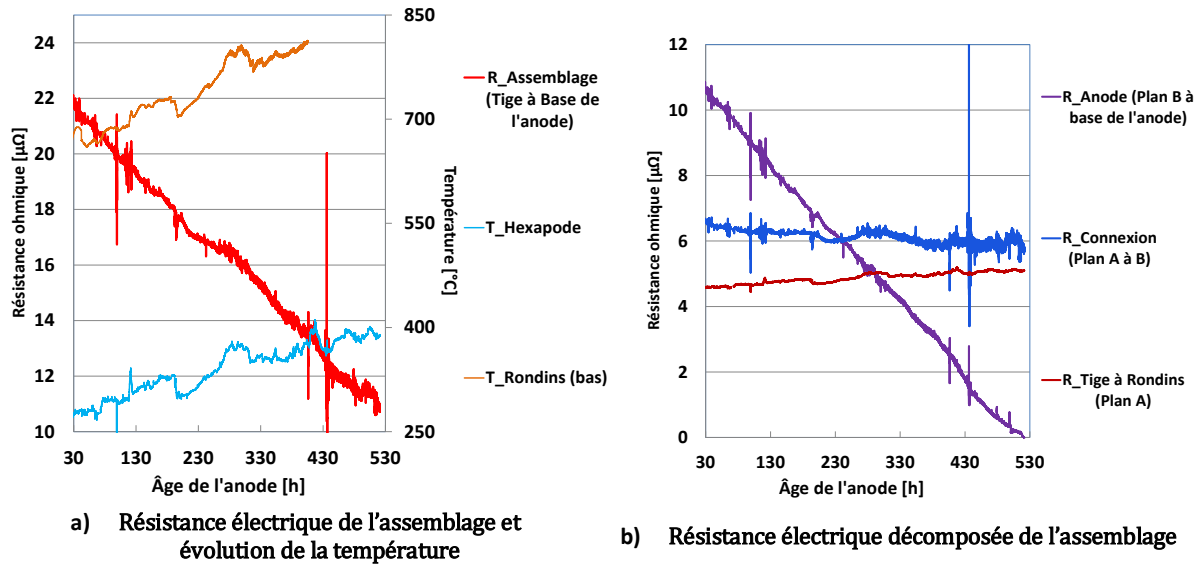


Figure 3-27: Décomposition de la résistance électrique de l'assemblage en régime établi et évolution de la température en fonction de l'âge de l'anode

La résistance entre la tige et les rondins, montré à la Figure 3-27 (b) est estimée à $5.1 \mu\Omega$ représentant environ 28% de la résistance totale à mi-vie. Il est à souligner qu'une contribution significative provient des soudures fixant les rondins à la traverse [58]. L'augmentation linéaire est associée à l'augmentation de la résistivité électrique des composants métalliques avec la température.

La Figure 3-27 (b) montre que la résistance électrique provenant de l'anode (à partir du plan B situé à 60 mm en-dessous des tourillons) représente à elle seule de 50 à 0% de la résistance totale de l'assemblage (0% représentant le moment où l'anode est consommée jusqu'au plan B). Il est à noter que la résistance électrique entre le plan C et la base de l'anode a été extrapolée à partir de la chute de voltage moyenne mesurée entre le plan B et C. Toutefois, en calculant la résistivité électrique du carbone à partir de cette mesure (en posant l'hypothèse que les lignes de courant soient perpendiculaires aux plans de mesure), on constate une sous-estimation constante

d'environ 27% par rapport à la littérature [18]. Cette différence s'explique par le ratio élevé entre l'aire de section de l'anode et la distance entre les plans B et C. Il est bien connu qu'une anode comprend des régions plus ou moins poreuses et de concentration variable en coke et en brai. De ce fait, sachant que la résistivité du coke est plus faible que le brai (ainsi que les régions poreuses), un ratio élevé entre l'aire de section de l'anode et la distance entre les plans B et C augmente les probabilités que plusieurs particules du coke s'alignent entre les deux plans (créant un chemin préférentiel). Cela provoque une sous-évaluation de la résistivité électrique du matériau de 27% dans ce cas.

Au niveau de la connexion anodique (Figure 3-27 (b)), les résultats montrent que la résistance électrique entre le plan A et B varie de 6.71 à 5.975 $\mu\Omega$ correspondant à une diminution linéaire de 11.0% sur la plage de température d'opération, soit entre 660°C et 870°C. Puisque la mesure est une moyenne calculée à partir des six rondins de l'assemblage et que la température n'est pas uniforme sur l'ensemble des rondins, l'effet isolé de la contraction des rondins dû au changement de phase (725°C et 775°C pour un acier réutilisé [42]) ne peut être observé. Ainsi, la Figure 3-28 montre la résistance électrique interprétée pour un seul rondin en fonction de la température du bas du rondin. On constate une corrélation avec la variation de la dilatation thermique de l'acier réutilisé dont la diminution entre 725°C et 775°C provoque une augmentation non négligeable de 2.9 $\mu\Omega$ /rondin soit 0.48 $\mu\Omega$ /assemblage supposant le même comportement TEM entre rondins. Le changement de phase de l'acier provoque donc potentiellement une perte d'énergie significative lors de l'opération considérant que le bas de la connexion se situe entre 725°C et 775°C sur une période d'environ 125 heures soit 24% de la durée de vie de l'anode.

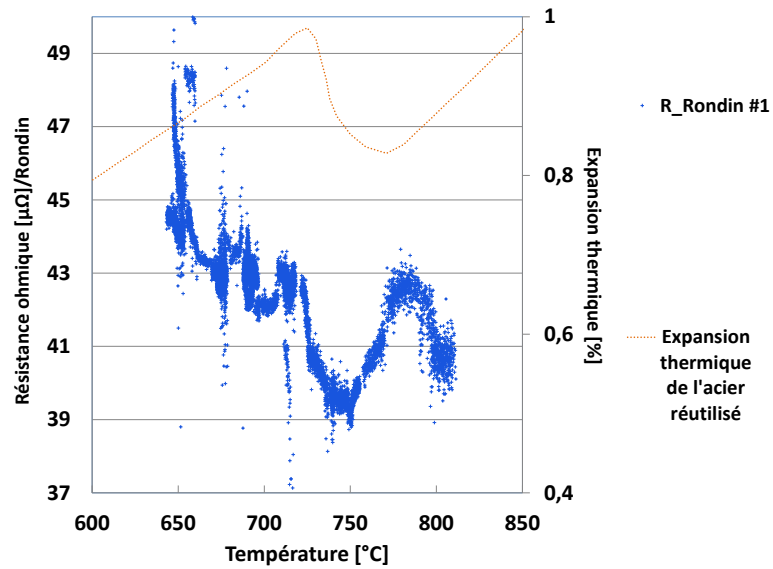


Figure 3-28: Évolution *in situ* de la résistance électrique d'un rondin en fonction de la température

Évolution de la résistance électrique en début de vie (0-24h)

La Figure 3-29 montre l'évolution de la décomposition de la résistance ainsi que la température en fonction de l'âge de l'anode pour les 48 premières heures. L'analyse de cette période permet de cibler les éléments contribuant à l'importante résistance électrique de l'assemblage en début de vie et d'extraire les différents comportements variant en fonction de la température.

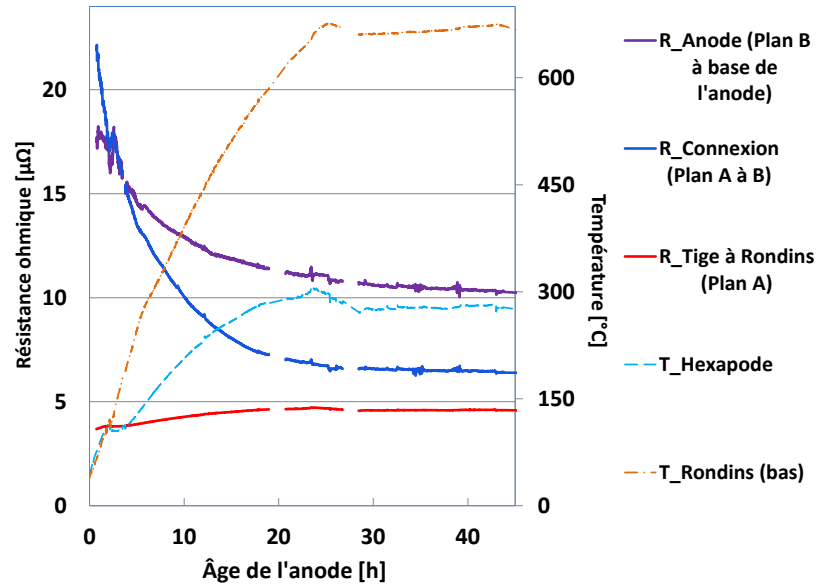


Figure 3-29: Évolution *in situ* de la résistance électrique durant les 48 premières heures d'opération

Tout d'abord, selon la Figure 3-29, la diminution importante de la résistance de l'assemblage anodique provient principalement de la connexion anodique ainsi et que de l'anode. On constate également que les résistances électriques se stabilisent après 24 heures, soit suivant la tendance de la température au niveau des rondins et de la traverse. En effet, l'augmentation de la température est provoquée principalement par la diffusion de chaleur dans l'anode (provenant du bain) et la refonte du bain gelé sur l'anode qui permet le passage du courant dans l'assemblage anodique. L'importante augmentation de température permet donc de minimiser la résistance de l'assemblage via le comportement TEM de la connexion. Spécifiquement, l'augmentation de la température provoque une augmentation de la surface de contact réelle au niveau de l'interface fonte/carbone via la dilatation thermique des rondins principalement. On note une importante réduction de plus de 25 µΩ sur une période de 24 h pour finalement atteindre une tendance

asymptotique à une température d'environ 660°C au bas de la connexion. La tendance est la même au niveau du carbone puisque sa résistivité électrique diminue avec la température. La tendance est inversée dans la tige et la traverse puisque la résistivité électrique de ces matériaux augmente cette fois avec la température.

Décomposition de la perte énergétique

Le tableau 3.2 montre les pertes d'énergie obtenues pour les différentes sections de l'assemblage anodique s'accumulant sur 530 h d'opération. La consommation d'énergie électrique (C_E) est calculée telle que :

$$C_E = \int P_E dt = \int \Delta V \cdot I dt = \int R \cdot I^2 dt \quad (3.6)$$

où P_E est la puissance électrique [kW]. La puissance électrique en fonction du temps a été estimée à l'aide d'un polynôme de degré trois pour les 20 premières heures et de degré un pour la suite de l'opération. La consommation d'énergie électrique a ensuite été obtenue par intégration avec $t_1 = 20 \text{ h} = 86400 \text{ s}$ et $t_2 = 510 \text{ h} = 1836000 \text{ s}$ tel que :

$$\begin{aligned} & \int_0^{t_1} (4,6644E - 11)t^3 - (6,8256E - 06)t^2 + 0,31130t - 917,36 dt \\ & + \int_{t_1}^{t_2} (-3,8218E - 04)t + 3043,5 dt = 4947225696 \text{ J} = \mathbf{1374 \text{ kWh}} \end{aligned} \quad (3.7)$$

Tableau 3-2 : Perte d'énergie sur la période de 510 h considérant un ampérage moyen de 20200 A/assemblage

Section	Résistance électrique moyenne sur le cycle [$\mu\Omega$]	Consommation d'énergie électrique [kWh]	Pourcentage de la d'énergie électrique attribuable à chacune des sections [%]
R_{Tige-Rondin}	4.86	1062	30.0
R_{Rondin-Anode}	6.31	1374	38.8
R_{Anode (Plan B à base)}	5.43	1108	31.3
TOTAL	16.60	3544	100

On note finalement que 38.8% de la consommation électrique provient de la connexion (entre le plan A et B) représentant en moyenne une résistance électrique de 6.31 $\mu\Omega$. Cette valeur permet donc de déterminer à l'aide d'un modèle numérique le potentiel d'optimisation de la présente configuration considérant une RCE optimale sur la totalité de l'interface.

Influence de la résistance électrique de l'assemblage anodique sur l'évolution du courant

Tel que mentionnée à la section 1.5.3, l'importante résistance électrique de l'assemblage en début de vie peut avoir un impact significatif sur les perturbations liées à la redistribution du courant au niveau des assemblages anodiques d'une cuve. Ainsi, il est nécessaire d'évaluer la contribution de la diminution de la résistance électrique de la connexion sur l'évolution du courant dans l'assemblage anodique dans le but de déterminer s'il est prioritaire ou non de minimiser la résistance de la connexion anodique à faible température. Connaissant cette plage de

température prioritaire, la conception de l'assemblage peut alors être orientée afin d'obtenir le comportement TEM adéquat au bon moment.

La Figure 3-30 montre l'évolution de la résistance électrique totale (entre la tige et la nappe de métal) ainsi que du courant pour les 35 premières heures d'opération suivant la méthodologie décrite à la section 3.4.1.

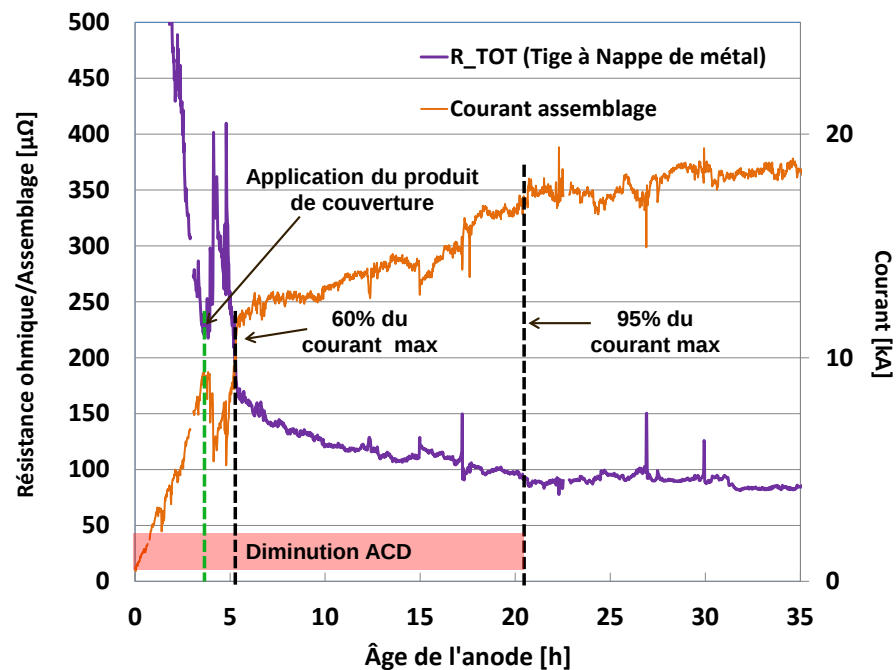


Figure 3-30: Évolution du courant et de la résistance électrique totale (Tige à Nappe de métal)

On note d'abord, et tel que mentionnée par [28], que l'évolution du courant augmente de façon importante pendant environ 24 h. En faisant référence à la Figure 3-30, les constats suivants expliquent le comportement électrique de l'assemblage anodique :

- l'augmentation du courant après 6h est occasionnée principalement par la refonte du bain, la diminution de l'ACD (en raison de la consommation plus lente de

l'anode considérant sa densité de courant plus faible en comparaison à celle de la moyenne du plan anodique) ainsi que la réduction de la résistance de la connexion anodique (également soulignés par [28]);

- l'augmentation abrupte de la résistance après 3h est provoquée par l'application du produit de couverture suggérant la formation temporaire d'accumulation de produit sur la cathode;
- l'augmentation linéaire entre 6 et 21h s'explique principalement par la diminution progressive de l'ACD en raison de la consommation plus lente de l'anode, le courant n'ayant toujours pas atteint son plein potentiel (souligné par [28]);
- le courant atteint 95% de sa capacité après 21h d'opération, l'ACD demeurant pratiquement constant à ce stade puisque la densité de courant cible est atteinte.

Les résultats obtenus permettent de mettre en évidence les différents phénomènes se produisant durant les premières heures d'opération. La prochaine étape consiste donc à comparer la contribution de la résistance électrique de la connexion à celle de la refonte du bain/réduction de l'ACD sur l'augmentation du courant. La Figure 3-31 montre la variation des deux quantités jusqu'à l'atteinte du plein régime.

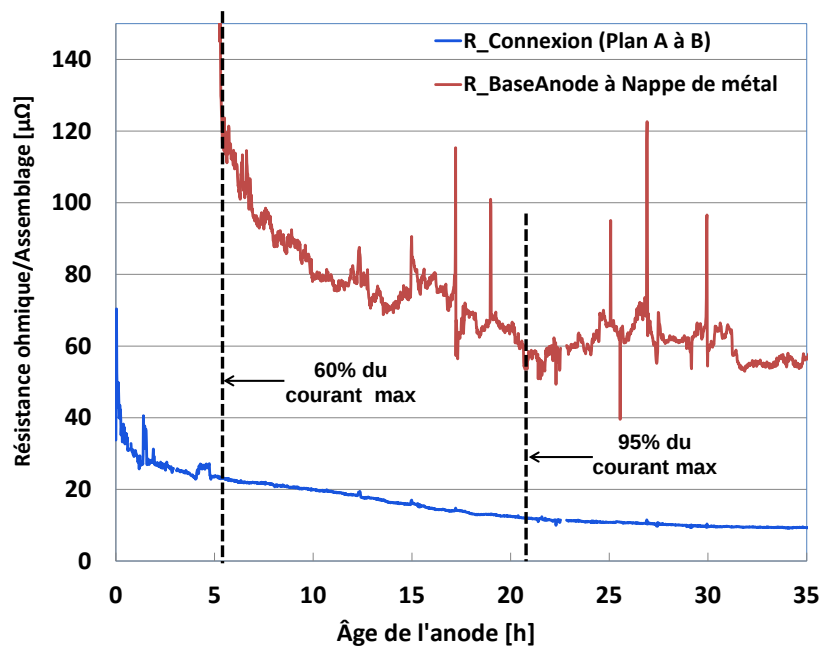


Figure 3-31: Influence de la résistance de la connexion et de la refonte du bain/diminution ACD sur le courant

On constate que l'augmentation du courant observée durant les six premières heures¹⁰ (60%) s'explique par une diminution de la résistance totale d'environ de 898.5 $\mu\Omega$ dont :

- 80.2% provient de la refonte du bain et de la diminution de l'ACD, soit 720.5 $\mu\Omega$;
- 3.7% provient de la réduction de la résistance électrique de la connexion anodique, soit 32.8 $\mu\Omega$.

L'augmentation du courant observée entre 6 et 21 heures (60 à 95%) s'explique par une diminution de la résistance totale d'environ 49.5 $\mu\Omega$ dont :

- 77.8% provient de la refonte du bain et de la diminution de l'ACD, soit 38.5 $\mu\Omega$;

¹⁰L'enregistrement des mesures a débuté après 40 minutes suivant la mise en circuit de l'assemblage.

- 20.8% provient de la réduction de la résistance électrique de la connexion anodique, soit $10.3 \mu\Omega$.

Ces constats permettent d'affirmer que l'augmentation du courant dans la tige durant le premier jour est contrôlée en très grande partie par la refonte du bain et la réduction de l'ACD. De ce fait, l'optimisation de la résistance de la connexion à plus basse température aura un effet négligeable sur l'évolution du courant en début de vie et donc sur la perturbation associée au changement d'anode. Ce constat confirme que le comportement TEM recherché doit avoir lieu sur la plage de température de 660-870°C.

CHAPITRE 4

ÉTUDE PAR ÉLÉMENTS FINIS DU COMPORTEMENT DE L'ASSEMBLAGE ANODIQUE

4.1 GÉNÉRALITÉS

Dans l'optique de préciser l'orientation du développement du nouveau concept et d'être en mesure de valider sa fonctionnalité, le comportement de l'assemblage anodique d'AAI doit d'abord être évalué via l'utilisation d'un modèle numérique, ce qui implique les quatre sous-objectifs suivants :

1. évaluation du potentiel d'optimisation de la géométrie du tourillon actuellement utilisé (via un meilleur contact à l'interface fonte/carbone);
2. évaluation de la perte de chaleur par le dessus de l'assemblage anodique actuel afin d'obtenir une quantité représentative du maintien de l'équilibre thermique de la technologie d'AAI;
3. analyse des contraintes générées à l'intérieur de l'anode et des composants métalliques menant indirectement à une augmentation du coût de production (fissuration du carbone et déformations irréversibles des rondins);
4. évaluation de l'impact électrique de la déformation irréversible des rondins;

De ce fait, le chapitre aborde en premier lieu la construction d'un modèle numérique par éléments finis qui sera par la suite calibré à partir des résultats *in situ* présentés à la section 3.4.

On y aborde notamment les différentes étapes relatives au développement du modèle telles que la représentation géométrique, le type d'analyse utilisé, les conditions limites et chargements utilisés ainsi que l'indépendance de maillage. Finalement, le modèle est utilisé afin d'étudier le comportement de l'assemblage anodique actuel via l'atteinte des quatre sous-objectifs d'intérêt essentiel à l'orientation du développement du nouveau concept.

4.2 MODÈLE PAR ÉLÉMENTS FINIS

L'approche proposée consiste d'abord à discrétiser l'assemblage anodique actuellement utilisé chez AAI à l'aide d'éléments finis 3D et ce, via trois différents scénarios soit :

- une représentation en opération à mi-vie (référence pour le calage et les quantités énergétiques à définir);
- une représentation en opération en fin de vie (critique au niveau de la déformation des composants métalliques et de la fissuration de l'anode);
- une représentation du mégot lors du refroidissement (critique au niveau de la fissuration du carbone).

Chacune des représentations considère le niveau de consommation du bloc de carbone, le profil du produit de couverture et les conditions thermiques correspondantes. Conséquent des scénarios choisis, une séquence d'analyse est déterminée de sorte à représenter fidèlement le comportement associé. Quelques simulations préliminaires sont ensuite effectuées afin de réaliser la validation du modèle via l'étude d'indépendance du maillage et la détermination des conditions limites thermiques. Les résultats numériques obtenus permettent finalement d'étudier le

comportement de l'assemblage anodique via l'atteinte des quatre sous-objectifs antérieurement définis.

4.2.1 Représentation géométrique

Conséquent de la symétrie de l'assemblage anodique, seule la moitié de la géométrie est considérée avec prise en compte des conditions aux limites associées. La Figure 4-1 (a) montre une représentation géométrique de l'assemblage anodique utilisé chez AAI pour chacun des scénarios choisis, ceux-ci possédant les particularités suivantes :

- rondin de 180 mm de diamètre et de 330 mm de longueur;
- profondeur totale du tourillon de 140 mm et diamètre de 204 mm au fond du trou (donc épaisseur de fonte de $(180-204)/2 = 12$ mm au fond du trou);
- anode immergée dans le bain sur une hauteur de 138 mm (en opération);
- ACD fictif de 4 cm;
- épaisseur du produit de couverture de 140 mm à mi-vie et de 190 mm en fin de vie (voir Figure 4-1 (d) pour référence);
- épaisseur de carbone en-dessous du tourillon de 60 mm en fin de vie (voir Figure 4-1 (d) pour référence).

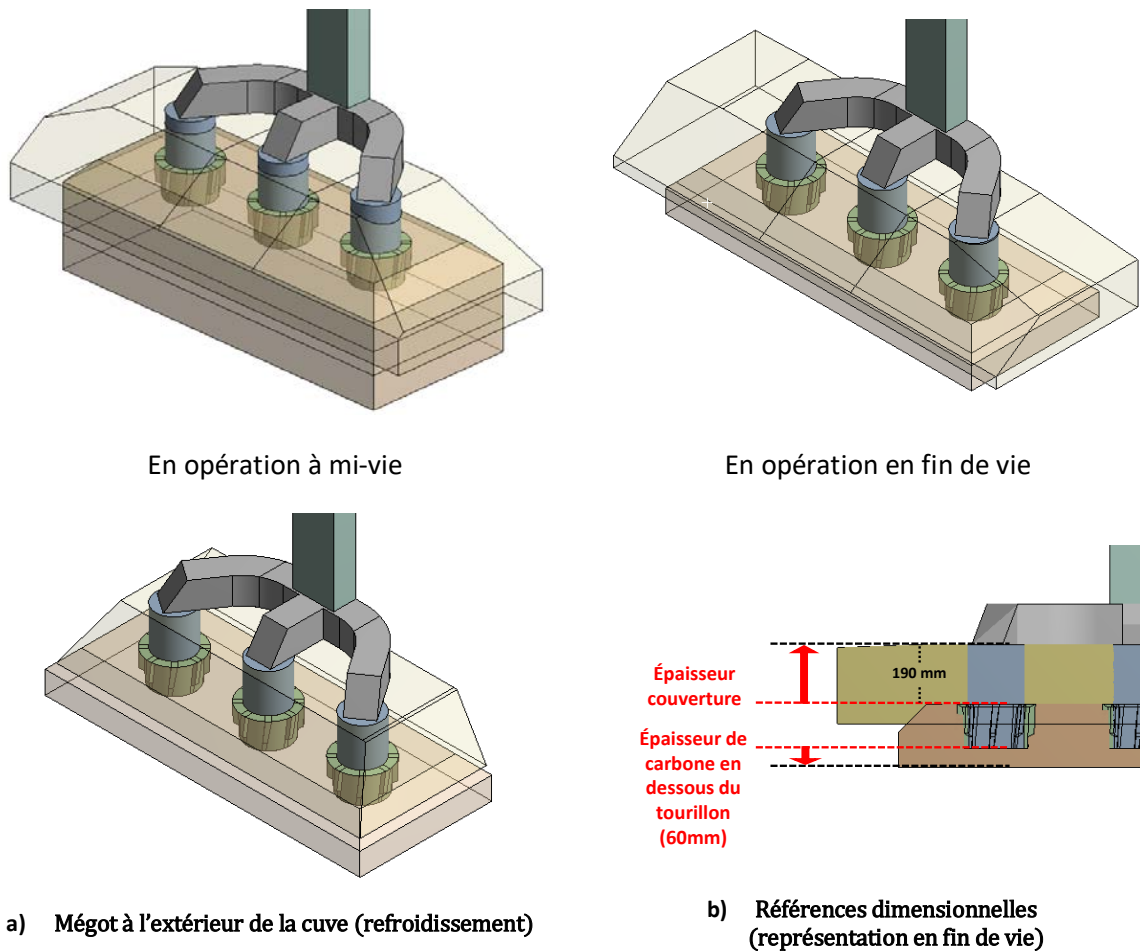


Figure 4-1: Représentation de l'assemblage anodique et références dimensionnelles associées

4.2.2 Type d'analyse utilisé

Situation opérationnelle

En se basant sur la séquence d'analyse proposée par Ding *et al.* [44] (Figure 2-22 (b)), la séquence utilisée pour simuler le comportement TEM (faiblement couplé) de l'opération à mi-vie est présentée à la Figure 4-2. Ici, contrairement au modèle TEM représentant l'expérimentation (section 3.2.2), il est essentiel de résoudre par alternance la simulation TE et mécanique (M) en

raison des densités de courant élevée en situation opérationnelle menant à une importante contribution de l'effet Joule. Les prochains paragraphes expliquent la séquence d'analyse utilisée dans le modèle permettant notamment la considération du comportement TEM de la connexion anodique en industrie.

Tout d'abord, une première analyse M (fenêtre A) représentant l'opération de scellement permet l'obtention de la distribution de l'espace d'air initial à l'interface fonte/carbone. La distribution de cet espace est ensuite appliquée comme condition initiale à une seconde analyse M (fenêtre C) via l'imposition d'un décalage initial à l'interface fonte/carbone réalisé à l'aide de la commande «CNOF» (voir Figure 3-6). Parallèlement, une analyse TE (fenêtre B) permet d'obtenir la distribution de température en situation opérationnelle (en imposant une RCE fictive à l'interface fonte/carbone) dont la carte de température obtenue est exportée également dans l'analyse M de la fenêtre C. L'analyse M de la fenêtre C permet donc de fournir une distribution de pression de contact à l'interface fonte/carbone permettant de calculer une RCE variable à cette interface (en utilisant la relation de [30]). La RCE variable du contact fonte/carbone calculée est ensuite exportée à l'intérieur d'une seconde analyse TE (fenêtre D). L'analyse TE simule finalement la chute de voltage du système ainsi que la distribution de la température conséquent de la variation de la RCE (fonction de la pression de contact et de la température). Toutefois, en raison de l'effet Joule, la carte de température de l'analyse TE de la fenêtre D n'est pas la même que celle de la fenêtre B. De ce fait, il est nécessaire de résoudre à nouveau l'analyse M (fenêtre C) avec la carte de température de l'analyse TE de la fenêtre D. La résolution par alternance de l'analyse TE (fenêtre D) et M (fenêtre C) doit se faire jusqu'à l'atteinte d'un critère de convergence (± 3 mV dans ce cas-ci).

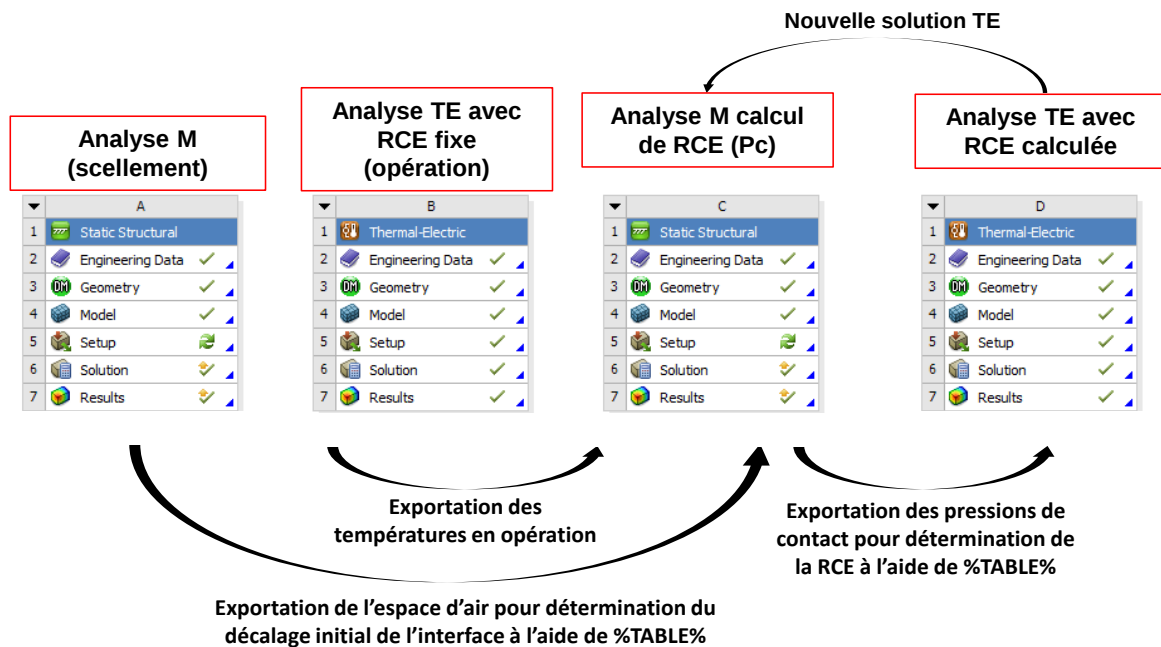


Figure 4-2: Séquence d'analyses simulant le comportement TEM à mi-vie

Refroidissement du mégot

Une séquence d'analyse différente est utilisée pour représenter le comportement TM lors du refroidissement du mégot. Tel que montré à la Figure 4-3, il est d'abord nécessaire d'utiliser un outil, nommé «external data», afin d'exporter la carte de température obtenue en fin de vie (analyse TE, fenêtre A) vers une analyse thermique (T, fenêtre C) représentant la géométrie du mégot à l'extérieur de la cuve (profil du produit de couverture différent). Cette distribution de température constitue donc la situation initiale à une analyse thermique transitoire (TT, fenêtre D) simulant le refroidissement. L'historique de la distribution de température obtenue est exporté dans une analyse M (fenêtre E) pour finalement évaluer le comportement TM durant le refroidissement du mégot.

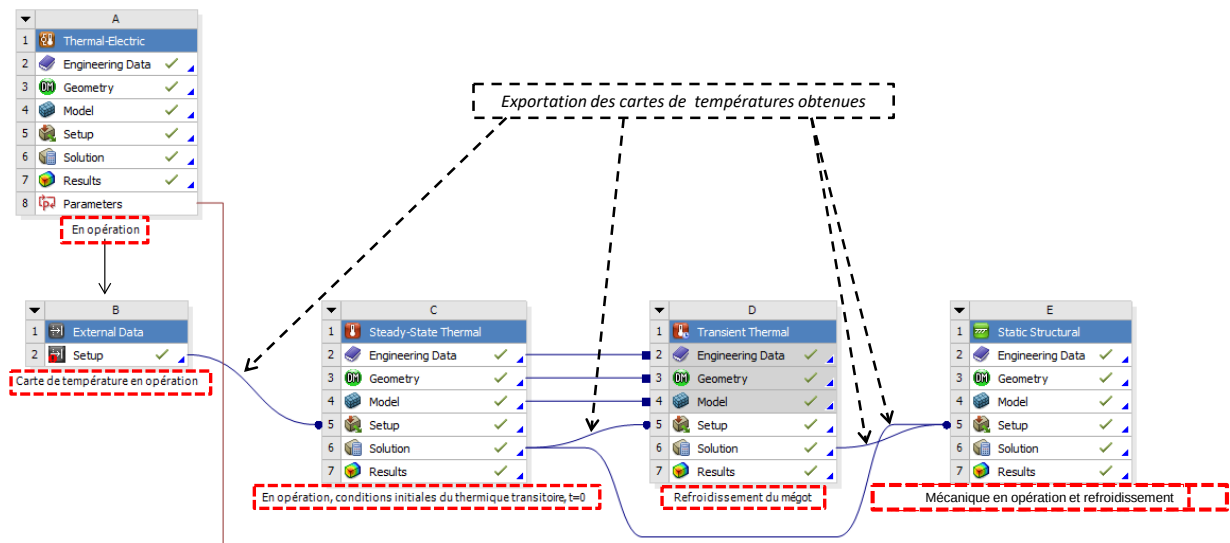


Figure 4-3: Séquence d'analyses simulant le comportement TM en fin de vie et lors du refroidissement

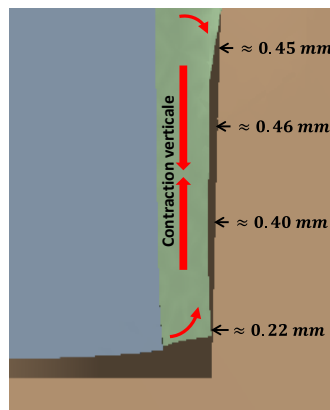
4.2.3 Conditions limites

Scellement : analyse M

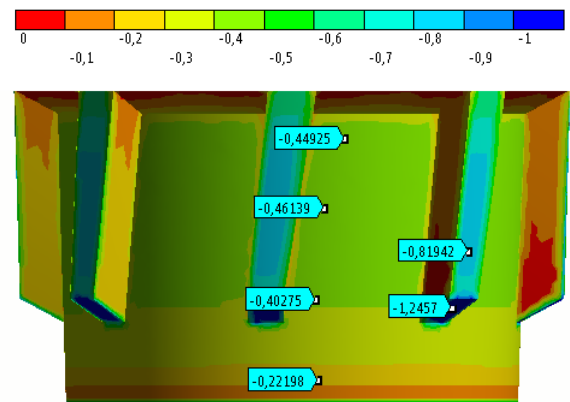
Pour l'analyse M représentant le scellement (fenêtre A de la Figure 4-2), l'espace initial à l'interface fonte/carbone a été estimé en imposant une température initiale de 120°C pour le rondin et de 1400°C pour le connecteur en fonte et ce, en posant l'hypothèse que le contact entre le rondin et la fonte est soudé¹¹. Puisqu'il s'agit d'une analyse purement élastique en régime établi, ces conditions reviennent indirectement à la relation utilisée par Richard (éq.2.3) à l'exception que l'influence du contact soudé acier/fonte est considérée. Tel que montré aux Figure 4-4 (a) et (b), la contraction verticale de la fonte ne pouvant se produire à l'interface du rondin, la contraction radiale résultante de la portion inférieure et supérieure du connecteur se voit donc

¹¹Certaines usines font le graphitage des rondins (dont AAI). Cela peut modifier significativement le comportement du contact entre le rondin et la fonte.

diminuée. Puisque ce phénomène modifie significativement l'espace initial au niveau du chemin préférentiel du courant (bas de l'interface), il a été nécessaire de vérifier si ce phénomène est réel avec des mesures impliquant le scellement d'un rondin centré à l'intérieur d'un tourillon usiné formant une interface verticale (Figures 4-4 (c) et (d)). Les résultats de la Figure 4-4 (d) démontrent en effet que ce comportement est réel et que le contact soudé de l'interface acier/fonte a un effet sur la distribution de l'espace d'air initial et doit donc être considéré.



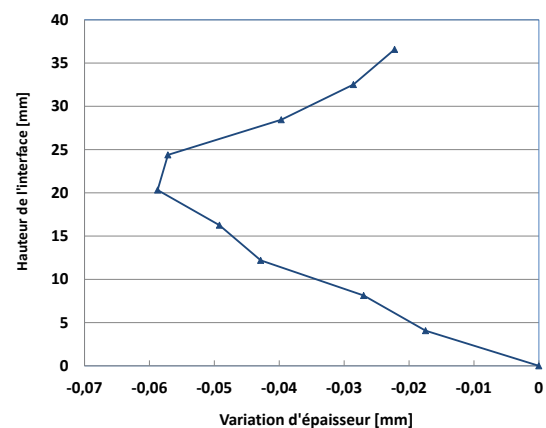
a) Déformation accentuée de la fonte après solidification selon l'analyse M



b) Distribution de l'espace d'air initial au niveau du tourillon



c) Assemblage test coulé à la fonte chez AAI



d) Distribution de l'espace d'air initial en fonction de la hauteur

Figure 4-4: Estimation de la distribution de l'espace initial de l'interface fonte/carbone

Situation opérationnelle : analyse TE et M

Il est fondamental de quantifier adéquatement les conditions limites thermiques considérant que la distribution de température est à l'origine du comportement TEM résultant. La détermination des conditions limites est basée sur les mesures obtenues lors de la campagne *in situ* détaillée à la section 3.4 et ce, après 225 h d'opération (approximativement à mi-vie)¹². Les conditions limites et les chargements principaux de l'analyse TE sont les suivants :

- utilisation des propriétés des matériaux de l'assemblage anodique selon [18] (à l'exception de la résistivité électrique du carbone de l'anode);
- résistivité électrique du carbone de l'anode telle qu'interprétée par les mesures *in situ* (détails à la section 3.4.2);
- courant de 11036 A sur la surface d'entrée de courant de la tige anodique (selon les mesures *in situ*);
- voltage de 0 V sur la surface de la nappe de métal;
- température du bain de 965°C;
- résistivité électrique du bain de 0.004717 $\Omega \cdot m$ [57]
- conductivité thermique équivalente du produit de couverture de 0.5 W/m·K [59];
- pour l'interface fonte/carbone, une RCE fictive de 1 $\Omega \cdot mm^2$ pour la première itération et une RCE variable basée sur [30] pour les suivantes (selon les pressions de contact et température de l'analyse M simulant l'opération);

¹²Ce moment a été choisie pour les raisons suivantes : les thermocouples localisés en-dessous de la couverture n'étaient plus fonctionnels après cette période, le profil (épaisseur) du produit de couverture a été observé à ce moment (donc connu) et l'opération était stable.

- en présence d'un espace d'air à l'interface fonte/carbone, une RCE très élevée de $1 \cdot 10^{12} \Omega \cdot \text{mm}^2$ est utilisée alors que la conductance thermique de contact demeure à $1000 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$;
- température à l'intérieur de la cuve estimé à 125°C (selon mesure AAI);
- coefficient de convection utilisé comme paramètre de calage conséquent des mesures *in situ* (considérant les conditions limites, chargements, hypothèses du modèle).

Théoriquement, le flux thermique de convection ($\dot{q}_{\text{conv}}$) et de radiation ($\dot{q}_{\text{rad}}$) sont exprimé par :

$$\dot{q}_{\text{conv}} = h_{\text{conv}}(T - T_{\infty}) \quad (4.1)$$

$$\dot{q}_{\text{rad}} = \sigma_B \xi (T^4 - T_r^4) \quad (4.2)$$

Tel que mentionné par Jeddi [47] et Fortin [40], pour faciliter l'introduction du rayonnement dans un modèle numérique, il est courant de voir le flux thermique radiatif sous la forme convective équivalente ($h_{\text{equivalent}}$, équation 4.3) ce qui mène à l'équation 4.4 représentant l'équation du flux par convection/radiation équivalente :

$$h_{\text{equivalent}} = \sigma_B \xi \frac{(T^4 - T_{\infty}^4)}{(T - T_{\infty})} \quad (4.3)$$

$$\dot{q}_{\text{conv/rad}} = (h_{\text{conv}} + h_{\text{equivalent}}) \cdot (T - T_{\infty}) \quad (4.4)$$

où h est le coefficient de transfert thermique, T la température de la surface d'intérêt, T_r la température de la source de radiation, T_∞ la température de l'environnement, F le facteur de forme, σ_B la constante de Stefan-Boltzmann et ξ le coefficient d'émissivité des surfaces radiatives.

Toutefois, dans l'optique de fiabiliser le comportement thermique du modèle, il a été choisi de représenter le rayonnement séparément de la convection. Pour ce faire, on pose l'hypothèse que le transfert de chaleur par radiation des surfaces de l'hexapode voient deux groupes distincts, soit: les surfaces du même hexapode ($F_{\text{Hexa-Hexa}}$) ou les autres surfaces et le gaz à l'intérieur de la cuve ($F_{\text{Hexa-Autres}}$), tel que:

$$1 = F_{\text{Hexa-Hexa}} + F_{\text{Hexa-Autres}} \quad (4.5)$$

De plus, on considère que les surfaces de l'hexapode se voyant entre elles ont la même température (ne provoque donc pas de transfert de chaleur). Considérant ces hypothèses, la stratégie est de déterminer analytiquement le facteur de forme des surfaces de l'hexapode se voyant entre elles ($F_{\text{Hexa-Hexa}}$) pour finalement estimer le facteur de forme associé aux autres surfaces et au gaz ($F_{\text{Hexa-Autres}}$) tel que:

$$F_{\text{Hexa-Autres}} = 1 - F_{\text{Hexa-Hexa}} \quad (4.6)$$

Il est alors possible de considérer la radiation en estimant la température des autres surfaces et du gaz à 125°C et l'émissivité de l'acier de la traverse et des rondins à 0.85, tel que:

$$\dot{q}_{\text{rad}} = F_{\text{Hexa-Autres}} \sigma_B \xi (T^4 - T_r^4) = F_{\text{Hexa-Autres}} \cdot \sigma_B \cdot 0.85 \cdot (T^4 - 125^4) \quad (4.7)$$

Il est donc nécessaire de calculer analytiquement les facteurs de forme $F_{\text{Hexa-Hexa}}$ pour chacune des surfaces de la traverse et des rondins. Ces facteurs de forme ont été estimés à l'aide des relations de [61]. La Figure 4-5 montrent les conditions limites et les chargements de la simulation TE résultants.

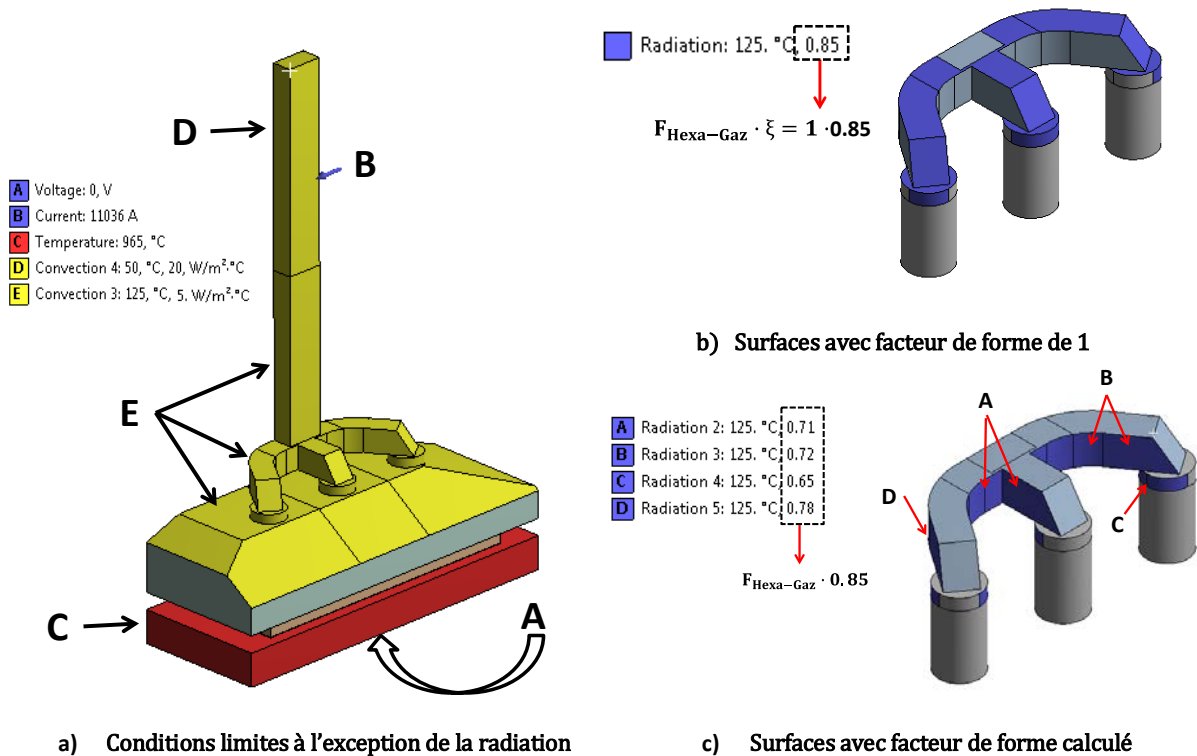


Figure 4-5: Conditions limites en opération

où, pour la Figure 4-5 (a):

- A : Surfaces de la base de l'anode;
- C : Surfaces de l'anode immergée dans le bain;
- D : Surfaces exposées à l'air ambiant à l'extérieur de la cuve;
- E : Surfaces exposées à l'air ambiant à l'intérieur de la cuve.

À la Figure 4-5 (c), les valeurs associées à chacune des radiations sont déterminées à partir du facteur de forme calculé $F_{\text{Hexa-Hexa}}$ selon [60] tel que (par exemple pour la radiation A):

$$F_{\text{Hexa-Autres}} \cdot \xi = (1 - F_{\text{Hexa-Hexa}}) \cdot \xi = (1 - 0.16) \cdot 0.85 = \mathbf{0.71} \quad (4.8)$$

Le Tableau 4-1 compare les températures mesurées et simulées suite à l'ajustement du coefficient de convection (paramètre de calage, 5 W/m²·K) et démontre l'obtention d'une distribution de température adéquate dans le modèle.

Tableau 4-1 : Températures mesurées et simulées au niveau des différents composants

Section	Hexa P1	Hexa P2	Hexa P3	Rondin P1	Rondin P2	Rondin P3	AVG Hexa	AVG Rondin	Diff Hexa- Rondin
Mesurée [°C]	292	307	316	602	621	632	305,0	618,3	313,3
Simulée [°C]	292.2	293.8	310.6	597.6	614.7	620.4	298.9	610.9	312.0
Écart [%]	3.3	-4.5	-1.7	-0.7	-1.0	-1.9	-2.0	-1.2	-0.4

L'équation 4.8 (selon [60]) démontre que le coefficient de convection calibré avec les mesures *in situ* est du même ordre de grandeur que celui calculé en supposant une vitesse du fluide (air à 125°C) de 1 m/s orientée parallèlement à, par exemple, la surface supérieure de la traverse:

$$h_{\text{conv}} = \frac{k}{L} \cdot \text{Nu} = \frac{k}{L} \cdot 0.664 \text{Re}_L^{0.5} \cdot \text{Pr}^{\frac{1}{3}} = \frac{k}{L} \cdot 0.664 \cdot \left(\frac{VL}{\nu}\right)^{0.5} \cdot \text{Pr}^{\frac{1}{3}} \quad (4.9)$$

$$h_{\text{conv}} = \frac{0.03095 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}}{0.4 \text{ m}} \cdot 0.664 \cdot \left(\frac{1 \text{ m/s} \cdot 0.4 \text{ m}}{2.522 \times 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}}\right)^{0.5} \cdot 0.7073^{\frac{1}{3}} = 4.65 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$$

où k est la conductivité thermique du fluide, L la longueur de la surface concernée, Nu le nombre de Nusselt, Re_L le nombre de Reynolds, Pr le nombre de Prandtl, V la vitesse du fluide et ν la viscosité cinématique du fluide.

Au niveau de l'analyse M, celle-ci possède les conditions limites et chargements suivants:

- application des conditions de symétrie;
- application de la carte de température obtenue dans l'analyse TE;
- prise en compte de la gravité;
- contact à l'interface connecteur/tourillon et rondin/tourillon sans friction et permet le décollement des surfaces en contact (sans résistance mécanique);

Refroidissement du mégot: analyse TT et M

Cette analyse est divisée en deux périodes distinctes conséquentes des températures de l'air ambiant :

- le refroidissement de l'assemblage dans la salle de cuve (température ambiante de 12.5°C, fournie par AAI) sur une durée de 3600 s suivant son extraction de la cuve;
- après 3600 s, le refroidissement de l'assemblage dans l'entrepôt des mégots (température ambiante de 7.5°C, fournie par AAI);

Les coefficients de convection ont été ajustés conséquent de la température du dessous de l'anode qui atteint 80°C après 24h de refroidissement (fournie par AAI). La Figure 4-6 montre les conditions limites résultantes au refroidissement.

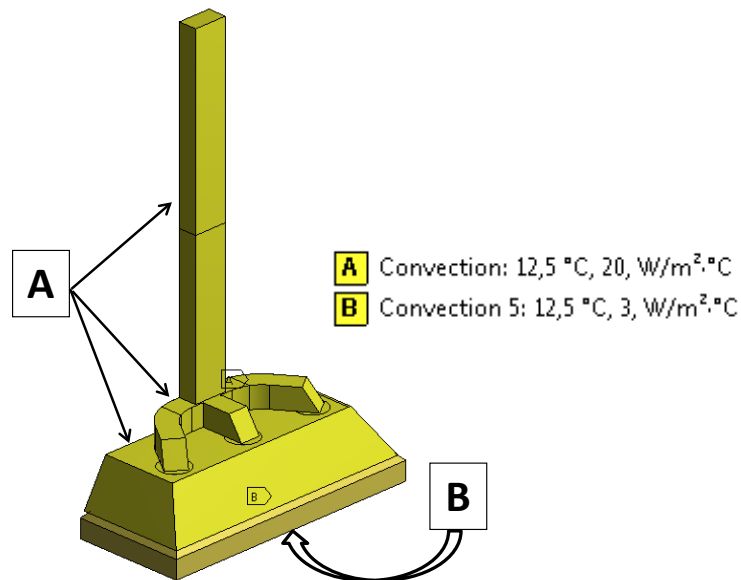


Figure 4-6: Conditions limites lors du refroidissement

où :

- B : surfaces de l'anode exposées à l'air ambiant;
- A : autres surfaces exposées à l'air ambiant.

4.2.4 Indépendance de maillage

Une étude d'indépendance du maillage permet de valider le fonctionnement du modèle en assurant l'atteinte de la précision désirée selon les critères d'évaluation choisis. Afin de déterminer la densité de maillage permettant un bon équilibre entre la précision des résultats et le temps de calcul requis, la différence élémentaire a été évaluée. Cette quantité correspond à la différence entre le résultat moyenné par interpolation linéaire aux frontières des éléments voisins et celui non-moyenné (n'est pas affecté par les éléments voisins). Cette différence élémentaire permet de cibler les zones de discontinuité ou de forts gradients nécessitant une densification du

maillage. La Figure 4-7 (a) présente un exemple d'un maillage trop grossier puisqu'une différence élémentaire représentant environ 230% de la résistance en traction du matériau est obtenue (18.4 MPa vs 8 MPa). La Figure 4-7 (b) montre le maillage final utilisé celui-ci possédant 449933 nœuds.

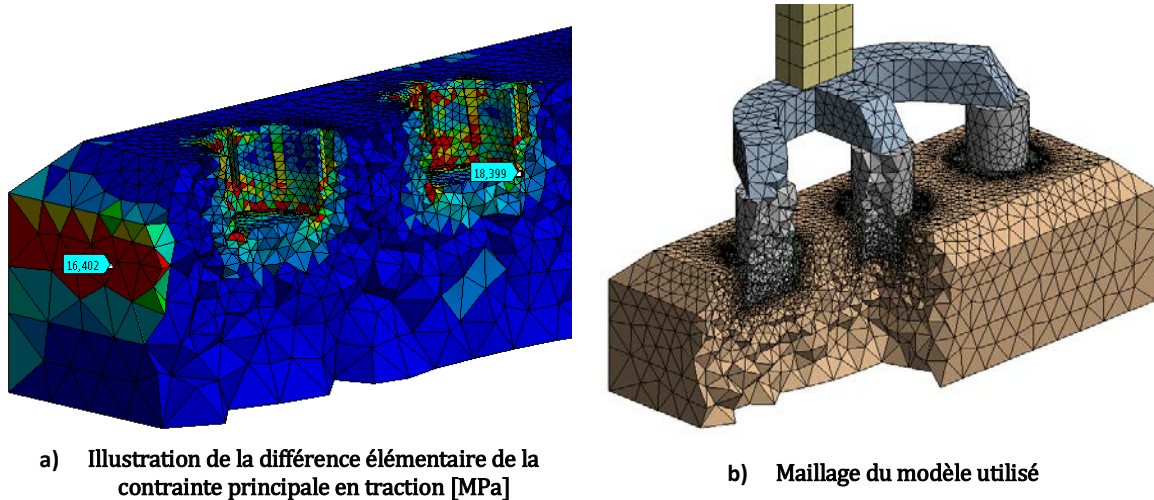


Figure 4-7: Représentation de la différence élémentaire et du maillage utilisé

4.3 ÉTUDE NUMÉRIQUE DE L'ASSEMBLAGE ANODIQUE

4.3.1 Potentiel d'optimisation de la présente géométrie du tourillon

Tout d'abord, le modèle TEM faiblement couplé permet une quantification raisonnable de la résistance électrique de la connexion via l'utilisation de la relation de Rhedey et Castonguay [30]. Spécifiquement, le modèle estime la résistance électrique de la connexion (entre le plan A et B, Figure 3-21) à $12.9 \mu\Omega$ /anode en comparaison à une valeur mesurée de $12.08 \mu\Omega$ (spécifique à l'anode et le moment choisi). La Figure 4-8 compare les distributions des pressions de contact obtenues en opération ainsi que la densité de courant associée dont leurs corrélations confirment le bon fonctionnement du modèle TEM. Conséquent des pressions de contact obtenues, on

remarque que la RCE est optimale (au-dessus de 10 MPa, $0.19 \mu\Omega\cdot\text{mm}^2$) au niveau du chemin préférentiel, soit sur plus de 40% de la hauteur du tourillon. Ce constat implique que la performance électrique avec l'actuelle géométrie du tourillon est près de son optimale lorsque les rondins possèdent leur plein diamètre. Pour valider ce constat, une simulation a été réalisée en imposant un contact optimal (RCE de $0.19 \mu\Omega\cdot\text{mm}^2$) sur la totalité de l'interface fonte/carbone. La Figure 4-9 montre qu'un contact optimal ne modifie pratiquement pas la distribution de la densité de courant. De ce fait, le potentiel d'optimisation du contact avec la présente géométrie est estimé à seulement -7.9 mV à 9500 A/anode ($-0.83 \mu\Omega/\text{anode}$) lorsque les rondins ne sont pas usés. Cela suggère donc que pour réduire significativement la résistance électrique de l'assemblage anodique d'AAI (non détérioré), il est nécessaire d'augmenter la surface de contact nominale et/ou l'uniformité du courant dans l'anode (plutôt que par l'optimisation de la qualité du contact de la présente géométrie).

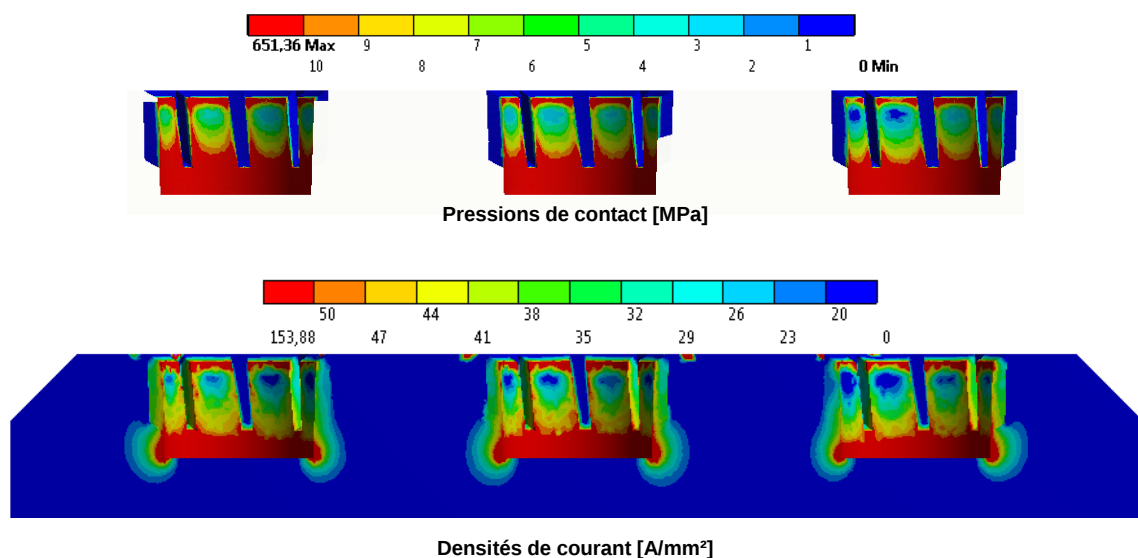


Figure 4-8: Pressions de contact et densité de courant obtenues en simulant l'opération au niveau des tourillons

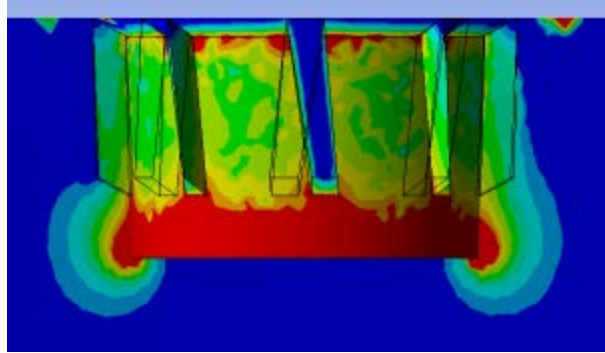


Figure 4-9: Densité de courant dans le tourillon considérant une RCE optimale de $0.19 \mu\Omega \cdot \text{mm}^2$ sur la totalité de l'interface fonte/carbone

Au niveau de la résistance de l'assemblage anodique entier (entre la mi-hauteur de la tige et la base de l'anode), le modèle estime une valeur de $26.1 \mu\Omega$ en comparaison à une valeur mesurée de 34.2 . Cet écart s'explique en bonne partie par l'importante contribution des soudures au niveau des rondins et de la traverse en plus du joint intermétallique sur la résistance électrique de l'assemblage [58]. En effet, le modèle fait l'hypothèse que la jonction entre les éléments métalliques de l'assemblage anodique occupe la totalité de l'aire de section des composants en contact, d'où une sous-évaluation de la résistance électrique.

Tel que montré à la Figure 4-10 (a), il est à noter que le passage du courant par le côté de l'anode (canaux centraux et latéraux) influence significativement la densité du courant à la base de l'anode. Toutefois, on constate à la Figure 4-10 (b) que cela ne provoque pas de réorientation majeure des lignes de courant à la hauteur des plans A et B.

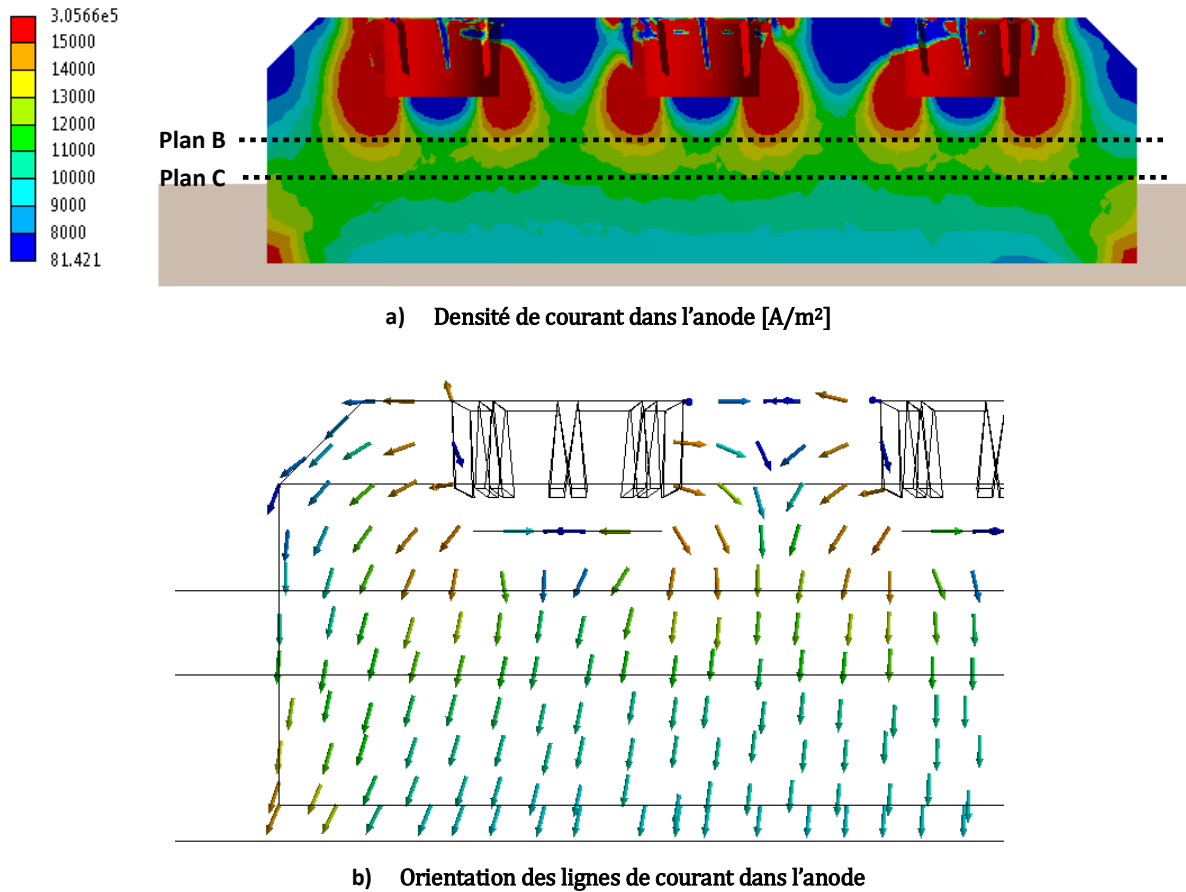


Figure 4-10: Distribution du courant dans l'anode à mi-vie

4.3.2 Perte de chaleur de l'assemblage anodique à mi-vie

Le modèle TEM estime la perte de chaleur à 6.682 kW/anode soit 267.2 kW/cuve provenant de l'assemblage anodique (incluant la croûte) en comparaison à 248.3 kW selon [38] et à 303 kW/cuve selon [3]. La Figure 4-11 montre la distribution du flux thermique résultant et démontre l'important flux passant par les rondins à la hauteur du produit de couverture. De ce fait, la perte de chaleur par le dessus de l'assemblage anodique est très sensible à l'aire de section

des composants métallique située à la hauteur du produit de couverture. De plus, à partir de la perte de chaleur totale (6.682 kW/anode), le modèle estime la contribution de la convection à 43%, de la radiation à 50% et de la conduction à 7% (section de la tige sortant de l'enceinte de la cuve).

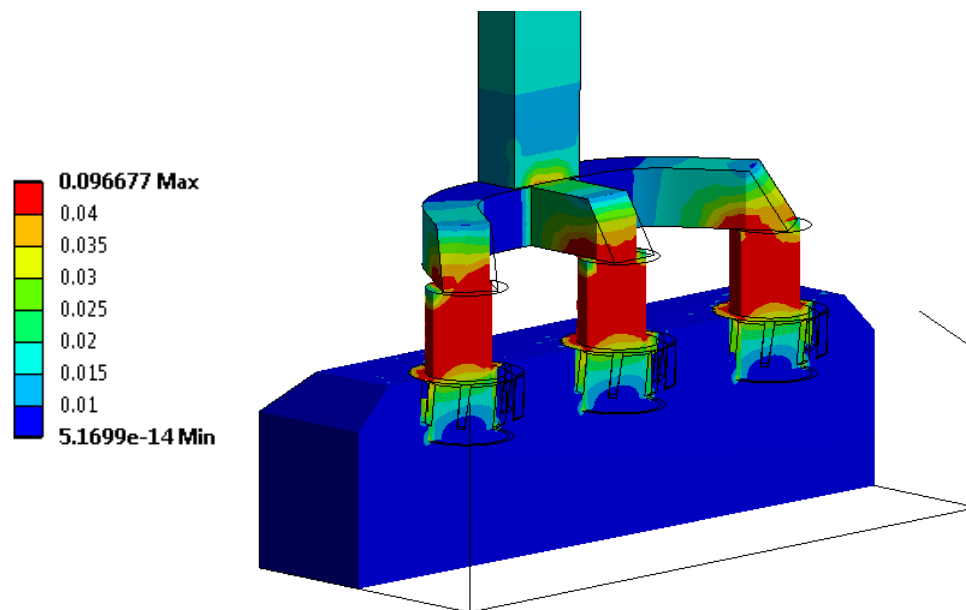


Figure 4-11: Flux thermique simulé de l'assemblage anodique d'AAI en opération [W/mm²]

Tel que mentionnée antérieurement, la valeur de 267.2 kW/cuve va servir de référence comme perte de chaleur représentative du maintien de l'équilibre thermique spécifique à la technologie d'AAI.

4.3.3 Comportement thermomécanique

Précédemment, il a été mentionné que la fissuration du carbone peut provoquer de sérieux problèmes lors de l'opération et lors de la séparation des matériaux aux stations de

nettoyage. De ce fait, une meilleure compréhension du comportement TM de l'assemblage anodique d'AAI lors de scénarios critiques est nécessaire afin d'orienter l'approche du nouveau concept. Trois différents cas de figure doivent ont été analysés soit : à mi-vie, en fin de vie et pendant le refroidissement du mégot. Tel que mentionné à la section 3.2.3, le ratio M-C a été choisi afin d'évaluer le potentiel de fissuration du carbone car il permet de prendre en compte la contribution des contraintes principales en traction et en compression. Il est à considérer que ce critère est utilisé à titre indicatif pour comparer différents scénarios à l'égard du potentielle de l'initiation de fissuration dans l'anode cuite.

Les résultats des Figures 4-12 et 4-13 montrent que le ratio M-C augmente légèrement entre l'opération à mi-vie et en fin de vie, soit approximativement de 0.1. Considérant que les rondins représentés sont neufs, l'augmentation du ratio M-C provoqué par les pressions de contact sera maximale dans ce contexte et aura tendance à diminuer avec la réduction du diamètre des rondins usagés occasionnée par le fluage (réduction du diamètre inférieur d'environ 3 mm/année chez AAI). Les Figures 4-12 et 4-13 présentent donc les valeurs les plus critiques.

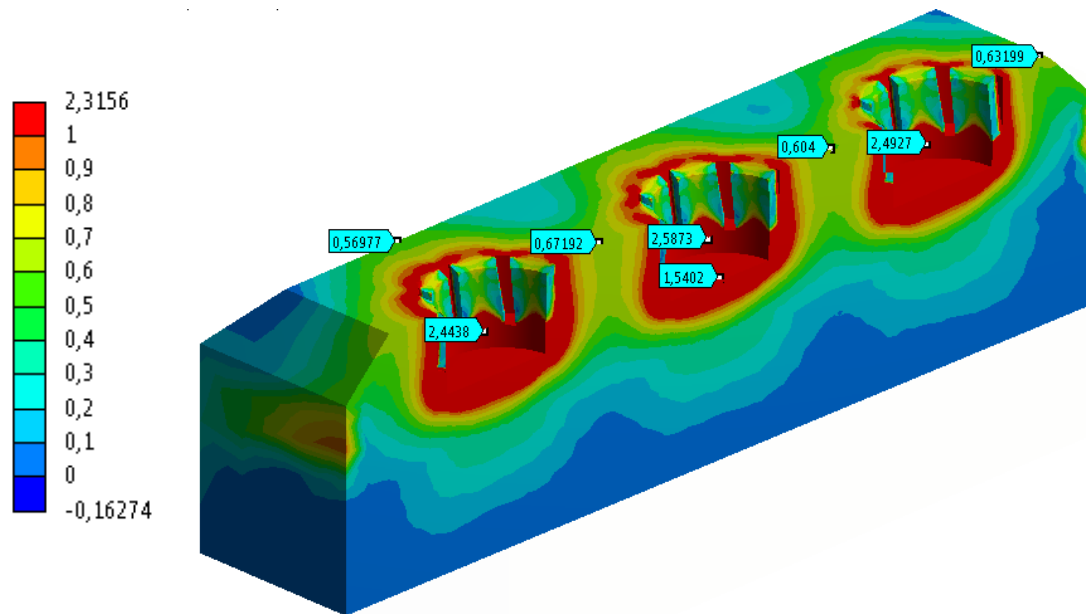


Figure 4-12: Distribution du ratio M-C à mi-vie

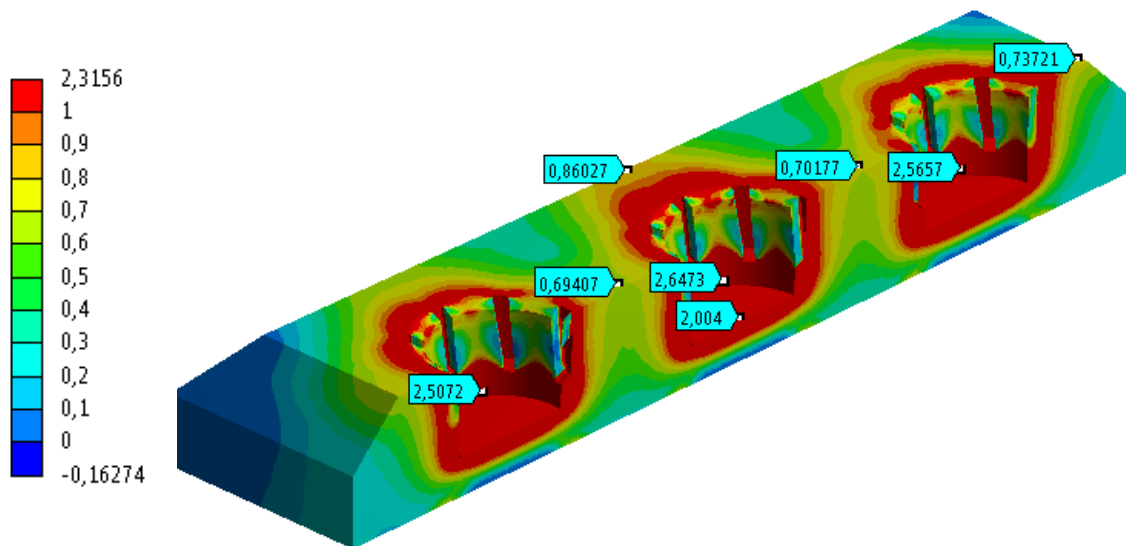


Figure 4-13: Distribution du ratio M-C en fin de vie

Au niveau du refroidissement du mégot, le ratio M-C montré à la Figure 4-14 présente une augmentation significative ainsi qu'un possible plan de fissuration longitudinal. Cela est en accord

avec des observations réalisées chez AAI (Figure 1-18 (b)) sur des cuves d'électrolyse comportant de jeunes rondins ainsi que des mégots plus minces (dû à l'augmentation d'ampérage tout en maintenant le même cycle de changement d'anode). L'état critique lors du refroidissement du mégot s'explique principalement en raison du refroidissement à partir du dessous de l'anode qui engendre une plus grande différence de déformation thermique entre le bas du rondin et le carbone situé en-dessous du tourillon. Cela mène à une augmentation des pressions de contact et par le fait même, des contraintes circonférentielles en traction. De plus, on constate à la Figure 4-14 que cette différence de déformation d'origine thermique engendre une flexion localisée en-dessous des rondins, provoquant ainsi une augmentation du ratio M-C jusqu'à des valeurs supérieures à 1 jusqu'à environ 10 mm de la base de l'anode; cette limite correspondant à la composante en compression de cette flexion localisée. En effet, et tel que montré à la Figure 4-15, si la diminution de l'épaisseur du mégot est tel que l'axe neutre se trouve à l'extérieure du matériau, le ratio M-C se voit augmenter abruptement puisque la rigidité du mégot suivant cette flexion est principalement associée à sa résistance en compression (6.75 fois plus élevé que celle en traction). Une étude de cas aura d'ailleurs permis de cibler l'épaisseur de mégot critique associée à la présente géométrie du tourillon [61] dans l'optique de maximiser la durée de vie des anodes tout en assurant l'efficacité reliée au nettoyage des mégots (absence de fissuration).

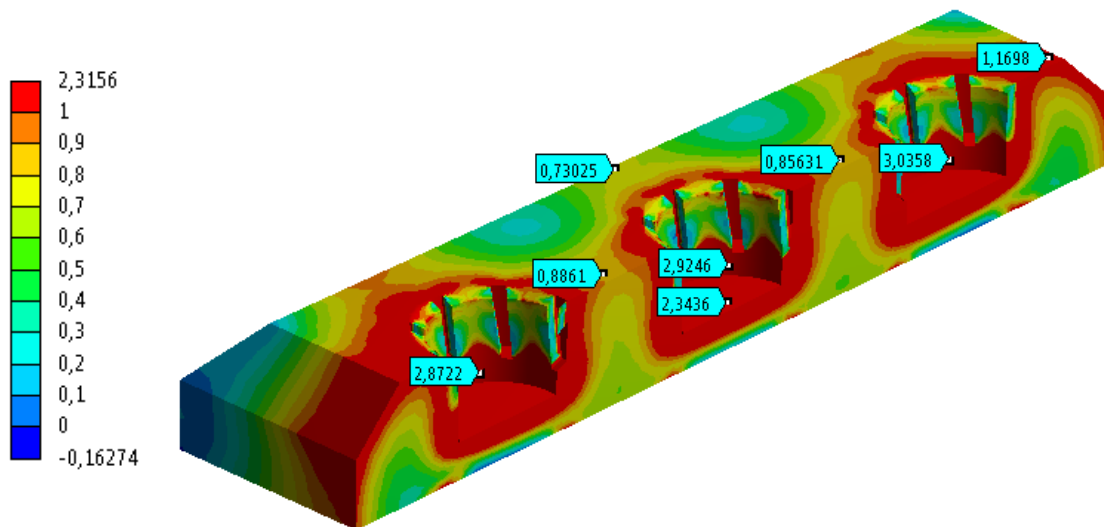


Figure 4-14: Distribution du ratio M-C lors du refroidissement (à l'extérieure de la cuve)

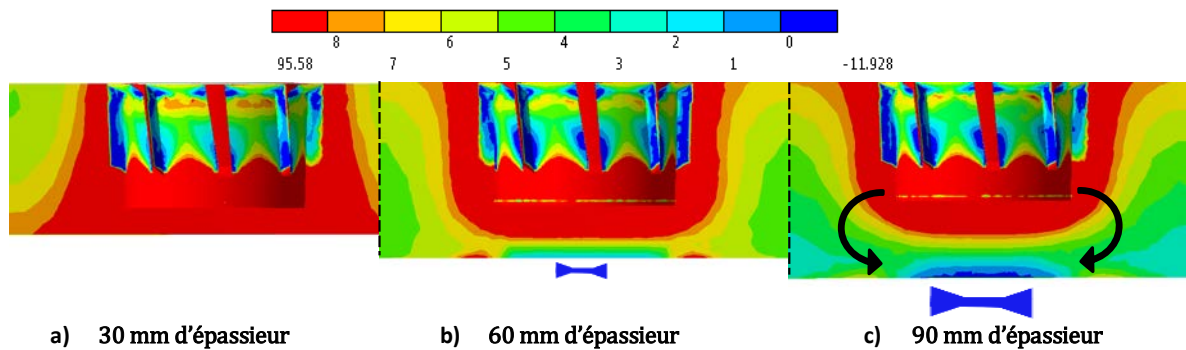


Figure 4-15: Effet de l'épaisseur du mégot sur la contrainte principale en traction au voisinage des tourillons

Concernant maintenant les sollicitations mécaniques au niveau de la traverse et de rondins, il a été mentionné que les déformations des composants métalliques de l'assemblage suite à leur utilisation répétée mènent à une dégradation de la performance électrique de l'assemblage. Une analyse mécanique est donc réalisée afin d'identifier les mécanismes à l'origine de ces déformations et ce, dans l'optique d'orienter les choix relatifs à la conception du nouveau

concept. Outre la dégradation provoquée par l'attaque du bain, les changements géométriques des rondins sont principalement d'origine mécanique et ce, en raison du fluage du matériau provoqué par le maintien d'efforts soutenus à haute température. Puisque la portion supérieure de l'assemblage anodique atteint sa température maximale en fin de vie et que les pressions de contact à l'interface fonte/carbone sont maximales à ce moment (Figure 2-24), l'étude mécanique porte spécifiquement lors de la fin de vie utile de l'anode.

La Figure 4-16 (a) montre d'abord la distribution des vecteurs principaux générés aux rondins externes lors de la fin de vie utile de l'anode. En raison de l'effet «toe-in» (dilatation thermique supérieure de la traverse en comparaison à l'anode), on constate que la surface externe du rondin subit une compression de l'ordre de 25 MPa au niveau supérieur du connecteur (Figure 4-16 (b)) jumelée à une traction de même grandeur sur la surface externe du rondin (Figure 4-16 (c)). Puisque le lieu de ces efforts se situe en-dessous du produit de couverture, la température élevée des rondins provoque une déformation de ces derniers par fluage localisé à la hauteur de la surface supérieure de l'anode, poussant ainsi la portion supérieure du rondin vers l'extérieur (voir Figure 2-4 (b)). De ce fait, suite au refroidissement, la portion inférieure des rondins externes se retrouve excentrée par rapport au tourillon, menant ainsi à une épaisseur de fonte plus faible spécifiquement du côté central de l'anode lors du scellement suivant. La Figure 4-17 présente ces mêmes tendances telles qu'observées chez AAI.

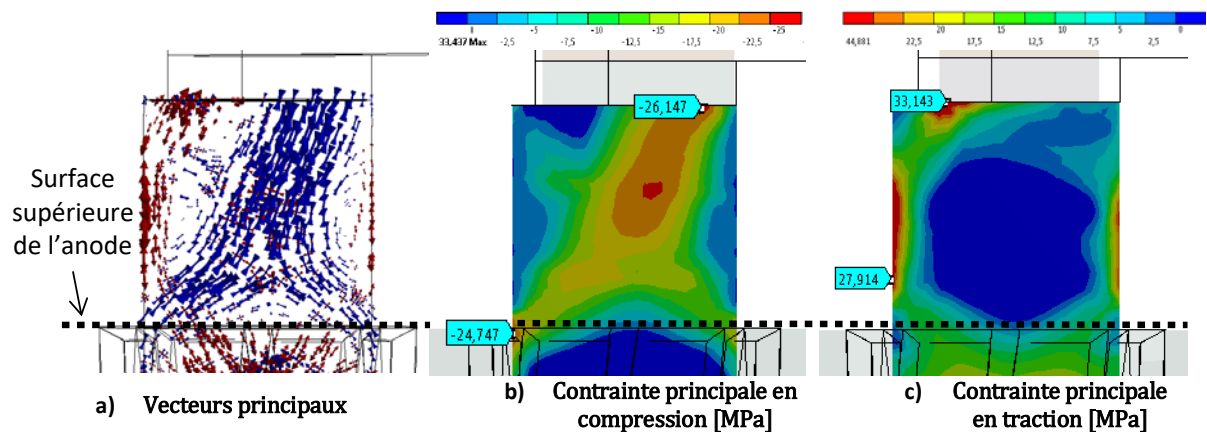


Figure 4-16: Comportement mécanique associé à la déformation des rondins externes

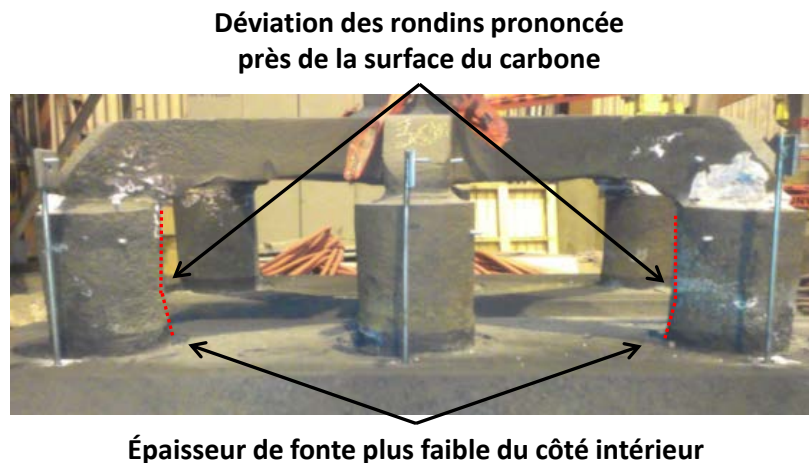


Figure 4-17: Déformations typiques observées sur les assemblages détériorés d'AAI

Quant à la réduction du diamètre des rondins, on constate à la Figure 4-18 (a) que la distribution des contraintes radiales en compression du rondin central provoquées par les pressions de contact à l'interface fonte/carbone (Figure 4-18 (b)) s'oriente avec la déformation de forme conique observée en industrie (Figure 2-4 (a), rondin central). Plus spécifiquement, le confinement en direction radiale au niveau du bas du rondin de la Figure 4-18 (a) ainsi que la

température plus élevée à cet endroit (gradient de température vertical en opération) peuvent potentiellement mener à une déformation irréversible qui engendre une diminution de la section au niveau inférieur du rondin menant à son allongement. Les données compilées par AAI (Figure 4-19) permettent de démontrer la corrélation entre la réduction du diamètre des rondins (mesurée au niveau du bas du rondin) et l'allongement de ceux-ci. En effet, sur une période de trois années (Figure 4-19, région A), le diamètre de la portion inférieure du rondin a progressivement diminué alors que la longueur a progressivement augmentée. Suivant cette logique, il est possible que la stabilité de la région B s'explique par une diminution significative des pressions de contact à l'interface fonte/carbone (et donc de la performance électrique) en raison d'une épaisseur de fonte plus importante provoquant une plus faible contrainte radiale au niveau du rondin et donc une déformation irréversible moindre au fil des cycles d'utilisation suivant. Finalement, la variation de la région C est occasionnée par le remplacement progressif de la flotte de rondins provoquant la convergence des rondins vers leurs dimensions à l'état neuf (diamètre de 180 mm et longueur de 320 mm). Il est à noter, qu'en considérant uniquement la masse de l'anode à mi-vie (650 kg), l'influence de la gravité occasionne une très faible contrainte en traction au niveau des rondins (0.26 MPa en supposant la masse uniformément distribuée aux trois rondins). Cela suggère donc que la contribution de la gravité sur l'allongement des rondins est très faible en comparaison à la contribution des contraintes radiale en compression.

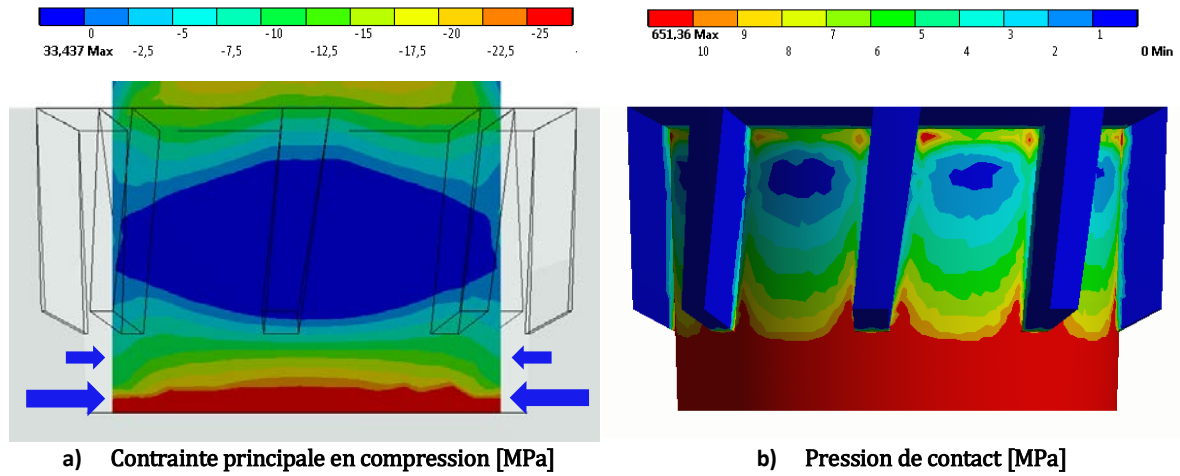


Figure 4-18: Comportement mécanique associé à la réduction du diamètre des rondins au niveau du tourillon

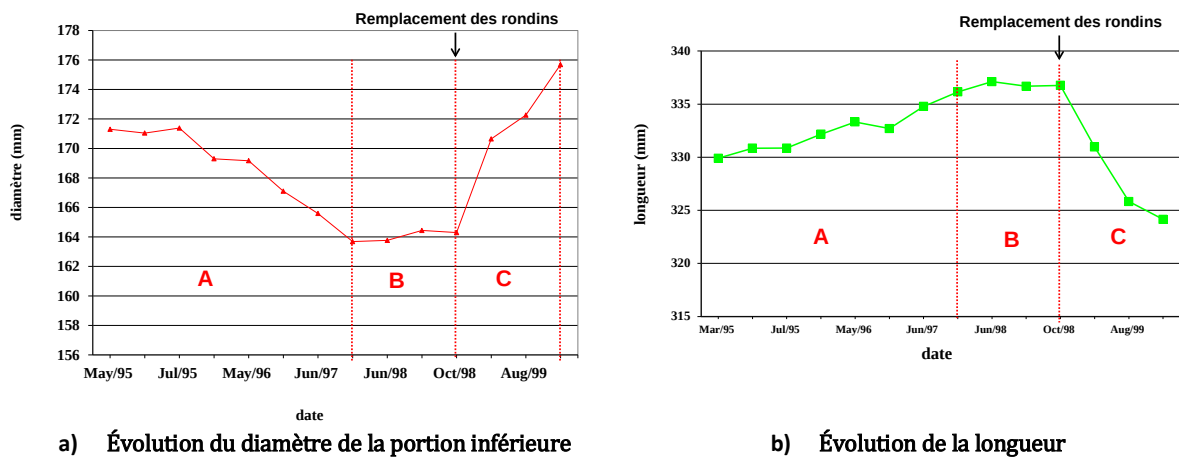


Figure 4-19: Évolution des déformations des rondins chez AAI [22]

La différence de longueur entre rondins provoque l'insertion d'une épaisseur de fonte en-dessous des rondins plus courts. Il a été mentionné par Molenaar *et al.* [27] que l'impact du premier 10 mm de fonte en-dessous du rondin a une influence de loin inférieure au second 10 mm sans toutefois en connaître l'origine. Après investigation avec le modèle M (représentant le

scellement), ce comportement provient de l'orientation de la contraction de la fonte lors de sa solidification à l'opération de scellement. En effet, une simulation M montre que, lors du refroidissement de la fonte, l'adhérence de la fonte sur le rondin d'acier fait en sorte que l'orientation de la contraction de la fonte se voit modifiée. Tel que montré à la Figure 4-20, avec la présence de 10 mm de fonte en-dessous du rondin, l'espace initial au bas de l'interface demeure pratiquement constant (0.323 mm à 0.324 mm) suggérant le maintien de pressions de contact au niveau du chemin préférentiel de l'interface (portion inférieure de la surface circonférentielle) en opération et donc, une résistance électrique semblable au scénario sans fonte en-dessous du rondin. Toutefois, avec 20 mm de fonte en-dessous du rondin, l'espace initial en direction du bas de l'interface diminue significativement (de 0.333 mm à 0.675 mm) en raison de la contraction radiale prédominante en-dessous du rondin. De ce fait, une perte de contact se produit au niveau du chemin préférentiel de l'interface d'où une augmentation significative de la résistance électrique en passant de 10 mm à 20 mm de fonte en-dessous du rondin.

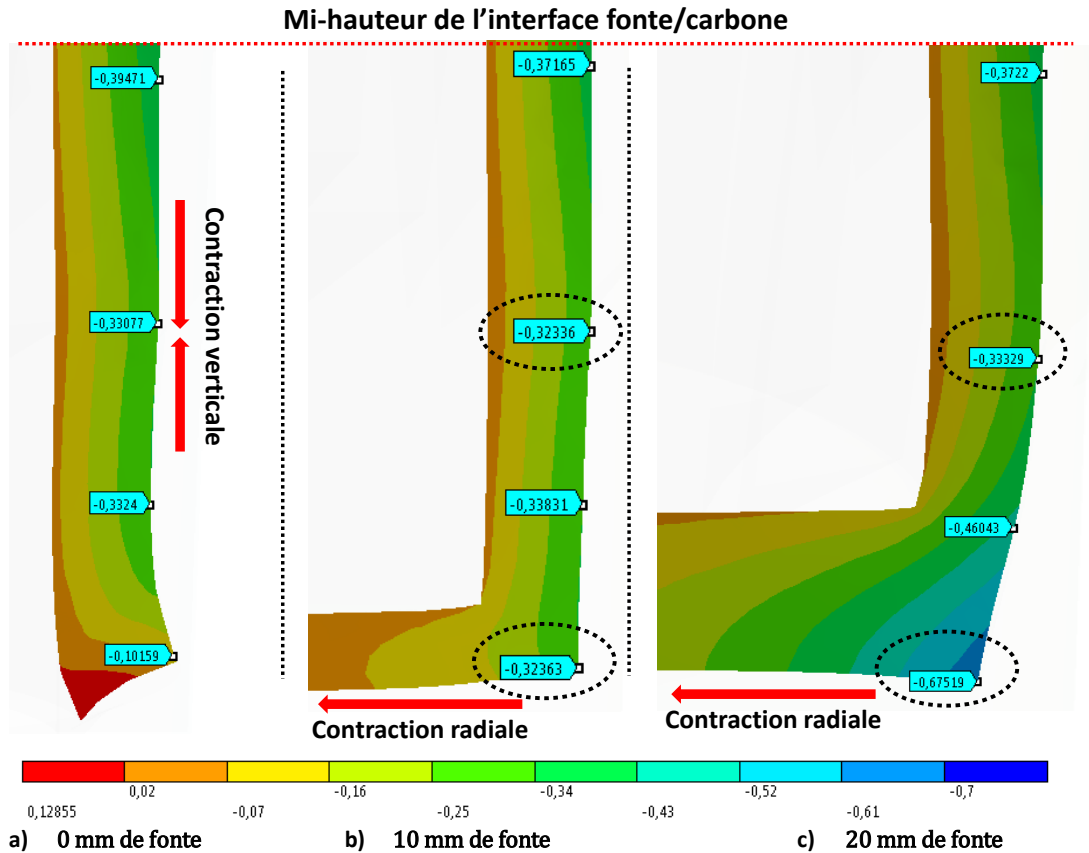


Figure 4-20: Effet de l'épaisseur de fonte en-dessous du rondin sur l'espace initial après solidification

4.3.4 Impact électrique relié à la réduction du diamètre des rondins

Les résultats de Moleenar *et al.* (Figure 2-5 (c)) ont démontré une dégradation majeure de la performance électrique de la connexion lors d'une réduction du diamètre du rondin de l'ordre de 20 mm. De ce fait, les données compilées par AAI (Figure 4-19 (a)) montrent qu'une réduction des rondins d'environ 15 mm est observée avant leurs remplacements. Il est donc constructif d'estimer l'influence de cette réduction de diamètre sur la résistance électrique à l'aide du modèle

de sorte à orienter les priorités relatives à la conception du nouveau concept. La Figure 4-21 (a) montre que l'espace d'air initial à l'interface fonte/carbone réduit considérablement les pressions de contact et, par le fait même, la surface disponible au passage du courant (Figure 4-21 (b)). Le modèle estime qu'une réduction moyenne de 15 mm (profil conique) provoque une chute de voltage additionnelle de +44.4 mV pour 9500 A/anode (+4.67 $\mu\Omega$ /anode). Ces résultats suggèrent que l'optimisation de l'assemblage anodique passe spécifiquement par une diminution de la dégradation de la performance électrique au fil des cycles d'utilisation.

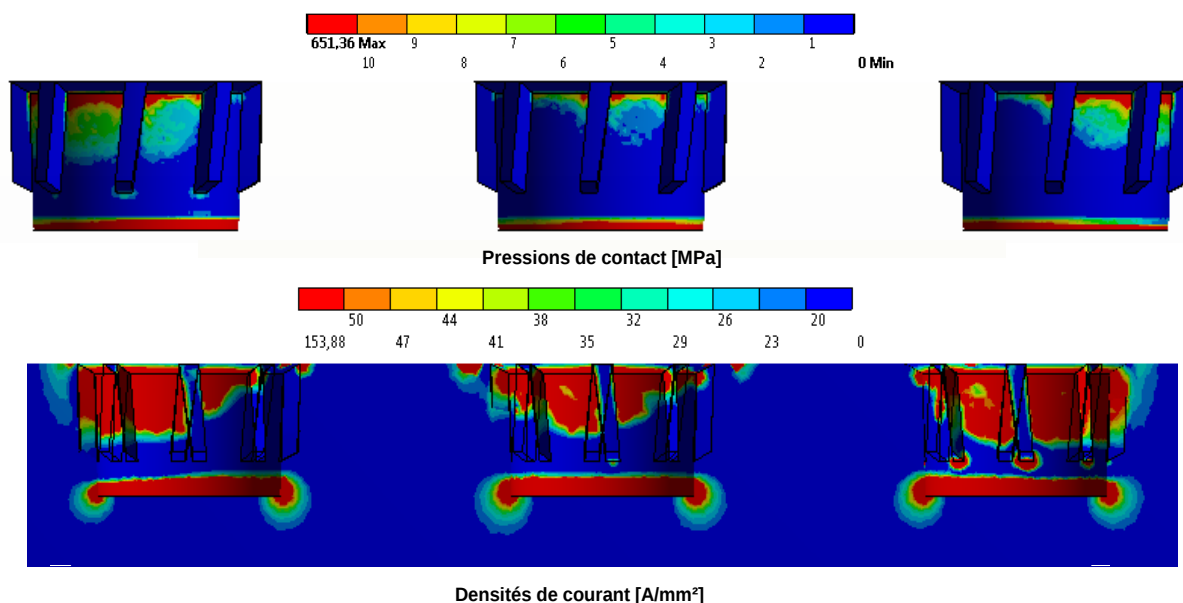


Figure 4-21: Impact d'une réduction de 15 mm du diamètre des rondins sur les pressions de contact et la densité de courant à mi-vie

En somme, les travaux réalisés dans ce chapitre auront permis d'abord de construire un modèle numérique servant à étudier le comportement de l'assemblage anodique d'AAI. De plus, ce modèle servira d'outil pour l'étude du nouveau concept à échelle réelle (sous base comparative). Finalement, les résultats de l'analyse de l'assemblage anodique d'AAI ont permis:

- de quantifier le potentiel d'optimisation de la présente géométrie de tourillon à -7.9 mV à 9500 A/anode;
- de quantifier la perte de chaleur représentative du maintien de l'équilibre thermique considérant la technologie d'AAI à 267.2 kW/cuve;
- d'identifier le comportement mécanique à la source de problématiques industrielles;
- d'estimer que la réduction de diamètre observée chez AAI occasionne une chute de voltage additionnelle de +44.4 mV pour 9500 A/anode.

Ces constats permettent d'affirmer que la réduction de la résistance électrique de l'assemblage anodique passe essentiellement par la maximisation de la surface de contact nominale, une distribution plus uniforme du courant dans l'anode et surtout, une diminution de la dégradation de la performance électrique au fil des cycles d'utilisation et ce, en demeurant avec une faible RCE à l'interface de la connexion et du carbone.

CHAPITRE 5

PRÉSENTATION ET ANALYSE DU NOUVEAU CONCEPT

5.1 GÉNÉRALITÉS

Ayant maintenant acquis les connaissances nécessaires à l'égard du comportement thermo-électro-mécanique d'un assemblage anodique et identifié les éléments clés du bon fonctionnement de ces derniers, ce chapitre s'attarde tout d'abord à la présentation d'un nouveau concept d'assemblage anodique devant permettre une réduction notable de la résistance électrique en opération tout en étant viable économiquement advenant son implantation industrielle.

La seconde section du chapitre porte sur l'évaluation expérimentale de la performance électrique du nouveau concept à échelle réduite (assemblage expérimental). Considérant que les performances du nouveau concept dépendent fortement du comportement thermomécanique d'un assemblage acier/carbone lors du procédé de cuisson et que ce comportement est inconnu à ce jour, celui-ci doit être évalué. Cette section inclut donc l'étude du comportement de l'assemblage expérimental lors du procédé de cuisson ainsi que l'impact de cette cuisson sur le comportement de l'assemblage expérimental (désormais cuit) en situation opérationnelle.

La troisième section du chapitre porte spécifiquement sur la caractérisation de l'interface acier/carbone lors du procédé de cuisson et ce, afin de valider l'amélioration de la RCE et d'identifier, le cas échéant, les mécanismes d'interfaces responsables de cette amélioration. On y présente notamment une brève description de la méthodologie ainsi que du montage utilisé.

Finalement, la dernière section porte sur le développement et l'étude numérique du nouveau concept à échelle réelle. Cette étude a comme objectif de quantifier les gains énergétiques potentiels, d'évaluer si le nouveau concept peut permettre le maintien de l'équilibre thermique et d'analyser les contraintes générées en situation opérationnelle.

5.2 DESCRIPTION DU NOUVEAU CONCEPT ET HYPOTHÈSES

L'approche proposée se limite à la région située entre le joint de transition et le bas de la connexion anodique (Figure 5-1) tout en respectant les dimensions de l'anode actuelle et en demeurant avec la même consommation nette de carbone.

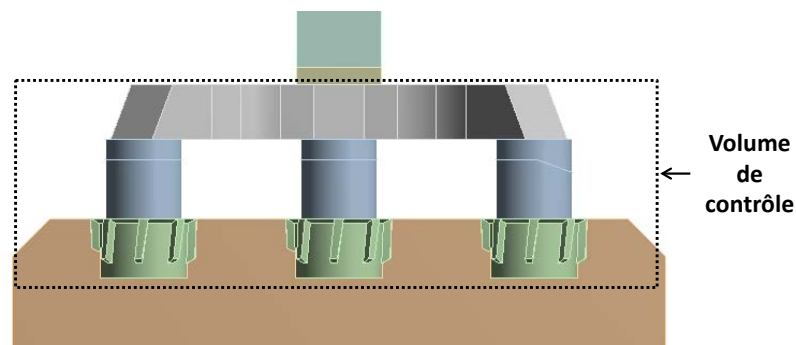


Figure 5-1: Volume de contrôle associé à l'optimisation de l'assemblage anodique

Compte-tenu des éléments clés identifiés aux chapitres 3 et 4 et en revenant aux principes de base de la résistance électrique et des contraintes industrielles, un nouveau concept d'assemblage anodique a été proposé. Tel que montré à la Figure 5-2 (a), l'approche consiste à substituer l'étape de scellement des rondins dans le tourillon via l'introduction de plusieurs éléments de connexion (connecteurs d'acier de forme rectangulaire) dans la pâte d'anode lors de

l'étape de la mise en forme de l'anode. Il a été choisi d'introduire de minces éléments de connexion d'acier à l'intérieur de la pâte d'anode afin d'empêcher la formation d'un espace initial entre les éléments de connexion et la pâte d'anode en bénéficiant du comportement visqueux de ladite pâte d'anode lors de la mise en forme de l'anode. Cette façon de faire devrait également permettre un meilleur potentiel d'accommodement des éléments de connexion qui afficheraient de légères modifications géométriques en raison de leur vieillissement. Cela aurait pour effet de diminuer potentiellement la dégradation de la performance électrique avec le nombre de cycles d'utilisation.

L'assemblage constitué des éléments de connexion et l'anode crue subit par la suite le procédé de cuisson. Tel que montré à la Figure 5-2 (b), afin de minimiser les risques de fissuration du carbone lors de la cuisson, il importe de conserver un espace libre entre les bouts de l'élément de connexion et de l'anode lors de l'insertion et ce, afin de permettre la dilatation libre de l'élément de connexion en direction longitudinale. Au terme de la cuisson, l'important retrait du carbone (déformation irréversible négative) résultant de cette étape (Figure 2-16 (a)) devra permettre d'assurer le maintien d'un certain niveau de confinement entre l'élément de connexion et le carbone (désormais cuit) au terme du refroidissement de l'assemblage (Figure 5-2 (b)).

Une fois l'assemblage cuit, de la fonte est versée entre la traverse modifiée (dont la nouvelle géométrie est à définir) et les éléments de connexion afin de permettre le passage du courant entre les composants métalliques (Figure 5-2 (c)). Cette fonte devra également permettre de supporter mécaniquement l'anode via des rainures préformées dans le carbone (non représentées à la Figure 5-2). Finalement, en situation opérationnelle, la dilatation thermique des éléments de connexion dans la direction de leur épaisseur mènera à la génération des pressions

de contact à l'interface acier/carbone. Le passage du courant vers l'anode sera donc réalisé via les faces latérales de chacun des éléments de connexion. La Figure 5-2 (d) montre un aperçu de l'assemblage anodique final.

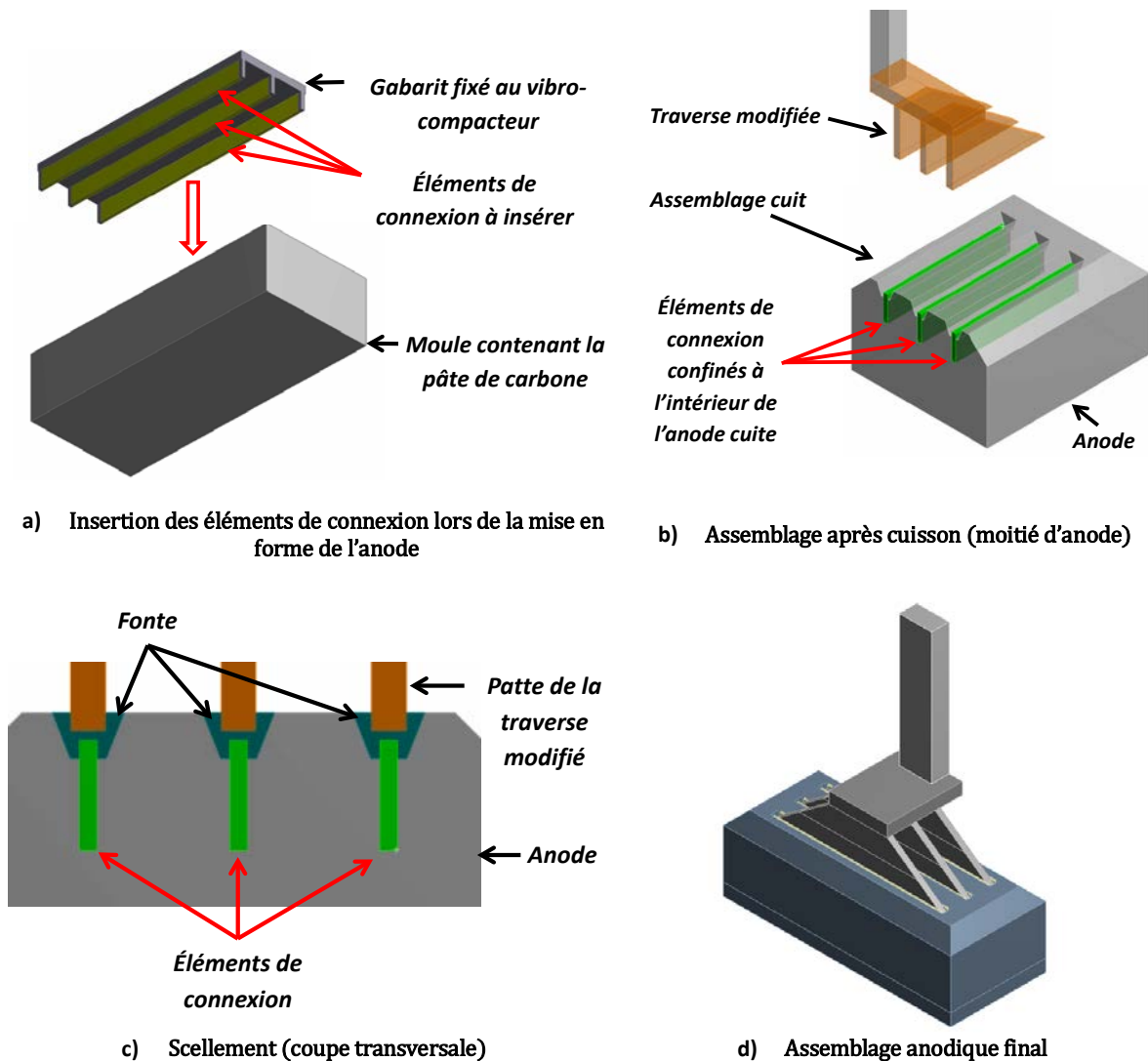


Figure 5-2: Procédure d'assemblage et différentes étapes menant au nouveau concept proposé

En somme le nouveau concept devrait réduire significativement la résistance électrique via principalement :

- une augmentation importante de la surface de contact nominale;
- une distribution plus uniforme du courant à l'intérieur de l'anode;
- une réduction de l'impact électrique relié aux changements géométriques des éléments de connexion.

Toutefois, le bon fonctionnement du nouveau concept passe par la validation des quatre hypothèses suivantes :

1. l'état d'interface après cuisson devrait permettre une bonne qualité de contact sur la totalité de la plage de température opérationnelle;
2. les pressions de contact générées entre l'élément de connexion et le carbone visqueux en début de cuisson devraient diminuer la RCE menant à l'augmentation de la surface de contact réelle;
3. l'augmentation de la surface de contact nominale jumelée à la distribution plus uniforme du courant devrait mener à une diminution de la résistance électrique du nouveau concept en comparaison avec l'assemblage anodique actuellement utilisé (concept témoin);
4. la perte de chaleur du nouveau concept devrait permettre le maintien de l'équilibre thermique;
5. le comportement TM du nouveau concept devrait permettre de minimiser les contraintes dans l'anode et les composants métalliques assurant ainsi l'intégrité du bloc de carbone.

Il est à noter que les hypothèses #1 et #2 seront validées à l'aide d'expérimentations (sections 5.3 et 5.4) alors que les hypothèses #3 à #5 seront validées à l'aide du modèle par élément fini développé au chapitre 3 (section 5.5).

Il est donc réaliste de croire au potentiel technique et économique d'un nouveau concept d'assemblage anodique disposant d'une géométrie à la fois simple et efficace (automatisation de la fabrication, nettoyage et de la récupération), dont la masse sera inférieure ou comparable aux assemblages existants, d'une durée de vie accrue et qui permettrait de réduire la résistance électrique au fil du temps dans le respect de l'équilibre thermique exigé par le procédé d'électrolyse.

5.3 EXPÉRIMENTATION DU NOUVEAU CONCEPT À ÉCHELLE RÉDUITE

L'expérimentation à petite échelle a comme principal objectif de valider l'hypothèse #1, soit de vérifier si l'absence d'espace d'air à l'interface après cuisson permet une bonne qualité de contact aux températures opérationnelles. Cet objectif sera réalisé à l'aide d'une expérimentation impliquant une version simplifiée du nouveau concept soit un élément de connexion rectangulaire inséré dans un bloc de carbone à échelle réduite (nommé assemblage expérimental). Le succès de l'expérimentation passe nécessairement par une bonne représentation des trois étapes nécessaires à la réalisation du nouveau concept, ce qui implique :

1. déterminer une procédure d'assemblage permettant d'insérer un élément de connexion à l'intérieur d'un bloc de carbone cru en minimisant l'espace d'air à l'interface acier/carbone;

2. réaliser par la suite une cuisson de l'assemblage expérimental obtenu en respectant les taux de chauffe utilisés en industrie;
3. développer un banc d'essai représentant l'opération, impliquant l'assemblage expérimental cuit, qui permet de mesurer la résistance électrique entre l'élément de connexion et le bloc de carbone (même montage que la section 3.3.1).

Finalement, la résistance électrique mesurée en fonction de la température (étape #3) permettra d'analyser le comportement TEM en situation opérationnelle de l'interface acier/carbone. Conjointement, plusieurs autopsies d'assemblages expérimentaux sortant de la cuisson seront réalisées afin d'observer l'impact du procédé de cuisson sur l'état de l'interface acier/carbone. Il est à noter que l'approche permettant de caractériser une connexion (détaillée à la section 3.2) sera également utilisée avec la présente expérimentation.

5.3.1 Détermination d'une procédure d'assemblage

Dans l'optique de représenter une version simplifiée à échelle réduite permettant de valider l'hypothèse #1, deux différentes procédures d'assemblage ont été utilisées, soit via:

- A. l'insertion d'un élément de connexion dans la pâte d'anode lors de la mise en forme de l'anode à l'aide d'un vibrocompacteur expérimental;
- B. l'insertion d'un élément de connexion à l'intérieur d'une rainure préalablement usinée dans un bloc de carbone cru (obtenu à partir d'une anode industrielle).

Ces deux procédures d'assemblages sont abordées de sorte à mettre en évidence les raisons pour laquelle l'une de ces deux procédures est priorisée afin de répondre à l'objectif

principal de l'expérimentation, soit l'amélioration de la qualité du contact à l'interface acier/carbone en situation opérationnelle par l'intermédiaire du procédé de cuisson.

Procédure A : insertion d'un élément de connexion dans la pâte d'anode lors de la mise en forme de l'anode

Dans l'optique de s'approcher des conditions industrielles, il a été choisi d'utiliser un vibrocompacteur expérimental (disponible au laboratoire du carbone de la Chaire CHIMI du CURAL, à l'Université du Québec à Chicoutimi) afin de réaliser l'insertion d'un élément de connexion dans la pâte d'anode lors de la mise en forme de l'anode. Pour ce faire, un gabarit a tout d'abord été conçu (Figure 5-3 (a)) afin de permettre un positionnement adéquat de deux éléments de connexion (d'environ 100 mm de longueur) à l'intérieur de la pâte d'anode. Le gabarit a été déposé au fond du moule pour ensuite ajouter la pâte d'anode sur celui-ci. Il importe de noter que le moule, le gabarit et les deux éléments de connexion ont été préalablement préchauffés à 150°C afin d'assurer, comme en industrie, une viscosité de la pâte adéquate nécessaire à l'obtention de la densité recherchée au voisinage des éléments métalliques. Après compaction (Figure 5-3 (b)), les boulons fixant les éléments de connexion au gabarit sont enlevés afin de permettre l'extraction du gabarit de l'anode crue. L'anode obtenue est d'environ 200 mm de hauteur et possède une section d'environ 215X160 mm (Figure 5-3 (c)).

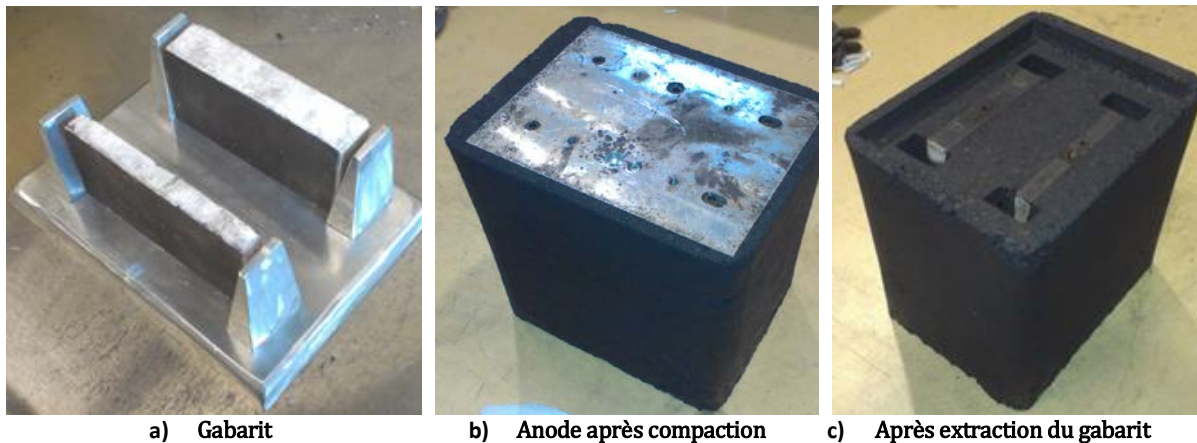


Figure 5-3: Gabarit servant à l'insertion des éléments de connexion et anode résultante après compaction

Toutefois, il n'a malheureusement pas été possible de reproduire une anode de qualité adéquate en raison de l'ajout du gabarit et des éléments de connexion lors de la vibrocompaction. En effet, la masse du gabarit et des deux éléments de connexion représente près de 25% de celle de la pâte d'anode modifiant significativement le comportement dynamique du système. De plus, la taille importante des éléments de connexion, en comparaison avec celle de l'anode, complique la redistribution de la pâte d'anode aux voisinages des éléments de connexion lors de la vibrocompaction. Finalement, les chocs répétés du gabarit sur le moule lors de la compaction auront mené inévitablement à une perte d'énergie diminuant ainsi l'efficacité du procédé de vibrocompaction de la pâte d'anode.

L'ensemble de ces observations aura eu pour effet de produire des anodes ayant une densité plus basse que la normale (1.47 g/cm^3 en comparaison à 1.58 g/cm^3 pour les anodes compactées sans le gabarit). Par conséquent, la résistivité électrique du carbone est plus élevée que la normale (moyenne de $68 \mu\Omega\cdot\text{m}$ en comparaison à $57 \mu\Omega\cdot\text{m}$ sans le gabarit). Considérant qu'il

s'agit d'une densité et d'une résistivité moyenne, il y a de fortes probabilités que les propriétés électriques et mécaniques soient de piètre qualité aux voisinages des éléments de connexion. La Figure 5-4 montre effectivement une variation de la structure du matériau au voisinage des éléments de connexion.

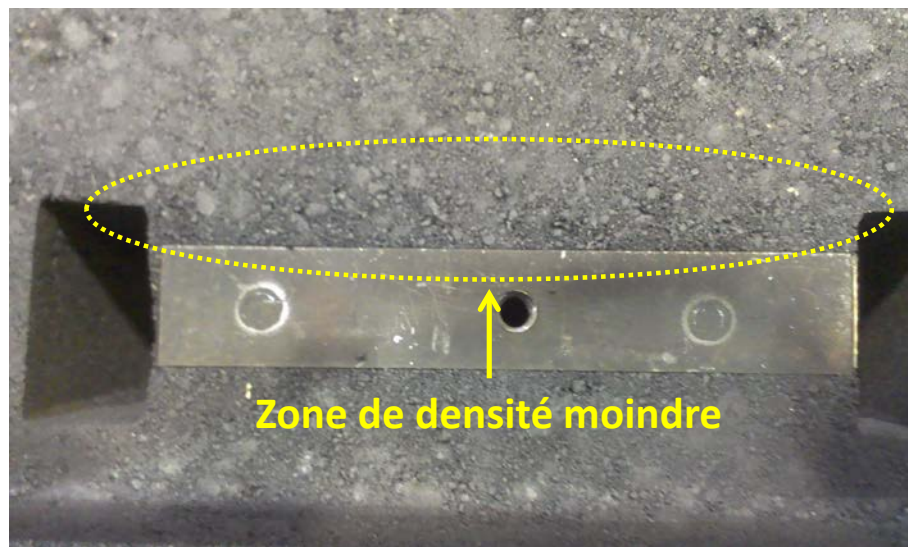


Figure 5-4: Structure du matériau au voisinage de l'élément de connexion après vibrocompaction

De ce fait, suivant cette procédure d'assemblage, l'inefficacité de la compaction rend difficile l'étude de la qualité du contact à l'interface acier/carbone¹³. Pour ces raisons, l'expérimentation est plutôt réalisée sur des assemblages produits par l'insertion d'un élément de connexion dans une rainure de l'anode crue préalablement usinée, soit via la procédure d'assemblage B.

¹³Il est possible de consulter les résultats en situation opérationnelles obtenus à partir de ces échantillons à l'Annexe A.

Il est à noter, qu'au niveau industriel, le gabarit est fixé à la plaque de formage évitant ainsi de perturber le comportement dynamique du système. Toutefois, la problématique liée à la distribution non homogène de la pâte d'anode entre les éléments de connexion peut avoir lieu.

Procédure B : insertion d'un élément de connexion à l'intérieur d'une rainure dans l'anode crue préalablement usinée

Puisque l'utilisation du vibrocompacteur expérimental n'a pas été en mesure de fournir une qualité d'anode permettant l'étude du nouveau concept, il a été nécessaire d'utiliser une procédure alternative. Tel que montré à la Figure 5-5 (a), cette procédure consiste à insérer un élément de connexion d'environ 80 mm de longueur à l'intérieur d'une rainure préalablement usinée dans un bloc de carbone cru sur une profondeur d'environ 40 mm et de même épaisseur que l'élément de connexion. Il est à noter que la rainure usinée est plus longue que l'élément de connexion afin d'assurer une dilatation libre de l'élément de connexion en direction longitudinale. Également, une feuille d'alumine est déposée au fond de la rainure de l'anode crue pour éviter le passage du courant par le bas de l'élément de connexion¹⁴. Afin de représenter l'état de l'interface acier/carbone après la mise en forme de l'anode, il est nécessaire de minimiser l'espace d'air à l'interface acier/carbone (Figure 5-5 (b)). Pour ce faire, l'usinage de la rainure a été réalisé à l'aide d'une fraise de diamètre identique à l'épaisseur de l'élément de connexion testé. Suite à l'insertion de l'élément de connexion dans la rainure, il était possible de glisser aisément (à la main) l'élément de connexion le long de la rainure. Il est à noter que les échantillons de carbone

¹⁴Afin d'isoler l'effet de la dilatation thermique au niveau de l'épaisseur du connecteur sur la résistance électrique. Le possible passage du courant par le bas de l'élément de connexion réduirait la fiabilité de l'interprétation des résultats.

ont été découpés à partir d'une anode crue fabriquée chez AAI selon la technique usuelle de vibrocompaction. Les échantillons de carbone, d'environ 120 mm de hauteur et d'une section de 130X100 mm, respectent l'orientation du grain du matériau tandis que l'acier des éléments de connexion est le même que celui utilisé avec les connecteurs cylindriques de la section 3.3 (ANSI 1018 laminé à froid).

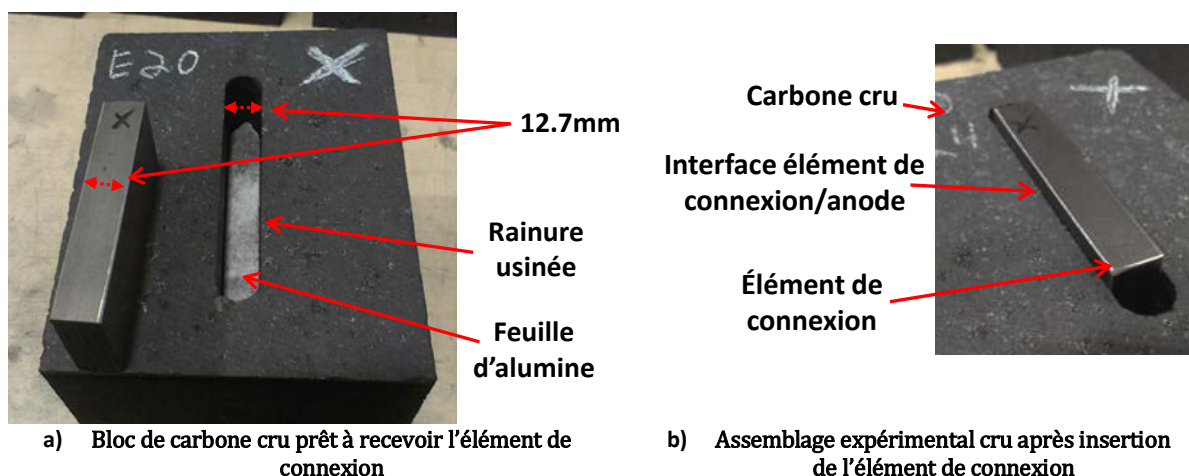


Figure 5-5: Préparation des assemblages expérimentaux crus

Conséquent de l'homogénéité du carbone au voisinage de l'élément de connexion en plus de l'état de l'interface acier/carbone, cette procédure d'assemblage sera utilisée pour la suite de l'étude. Ainsi, l'assemblage expérimental cru obtenu peut désormais subir le procédé de cuisson anodique.

5.3.2 Cuisson de l'assemblage

Afin de reproduire les transformations de l'anode crue lors du procédé de cuisson, il est essentiel de respecter les taux de chauffe industriels et ce, en évitant la présence d'air pouvant

oxyder les échantillons. Pour ce faire, les échantillons sont déposés à l'intérieur d'une enceinte en céramique (Figure 5-6 (a)) dont l'espace restant est comblé à l'aide de coke de garnissage. L'enceinte est ensuite insérée à l'intérieur d'un four (Figure 5-6 (b)) pouvant atteindre une température maximale de 1200°C. Le four est par la suite programmé de sorte à respecter les taux de chauffe industriels. Quatre thermocouples sont insérés à l'intérieur du coke de garnissage à différents endroits afin de contrôler la température de cuisson et d'assurer l'uniformité de la température.



a) Enceinte en céramique contenant les échantillons



b) Four utilisé pour la cuisson d'anode

Figure 5-6: Cuisson expérimentale selon les taux de chauffe industriels

Après le refroidissement, les assemblages expérimentaux cuits sont extraits de l'enceinte en céramique afin d'être instrumentés (installation des sondes de voltage) pour procéder à l'expérimentation représentant l'opération.

5.3.3 Montage expérimental représentant l'opération

Une étude expérimentale impliquant les assemblages expérimentaux cuits est nécessaire dans l'optique d'analyser le comportement TEM de l'interface acier/carbone en situation

opérationnelle. Pour ce faire, le banc d'essai utilisé pour l'étude des connecteurs cylindriques (décrit à la section 3.3.1, Figure 3-8 (a)) est utilisé à nouveau pour cette expérimentation. Brièvement, ce montage permet de mesurer la résistance électrique entre l'élément de connexion et le bloc de carbone à plusieurs températures dans un environnement isotherme.

Tel que montré à la Figure 5-7, l'instrumentation de l'assemblage expérimental cuit est la même que celui utilisé avec les assemblages incluant les connecteurs cylindriques (détails à la Figure 3-9). Il est à noter que la localisation du plan de mesure dans le carbone a également été validée via l'étude numérique des lignes de courant considérant les variations géométriques de l'assemblage.



Figure 5-7: Assemblage expérimental cuit une fois instrumenté

5.3.4 Étude de cas

La performance électrique du nouveau concept est grandement influencée par l'épaisseur des éléments de connexion puisque la génération des pressions de contact à l'interface acier/carbone lors de la cuisson et de l'opération (permettant le passage du courant) provient

exclusivement de la dilatation thermique dans la direction de l'épaisseur de l'élément de connexion. De plus, les pressions de contact à l'interface acier/carbone obtenue lors de l'opération dépendent fortement de l'état de cette interface après le procédé de cuisson (présence d'espace d'air ou confinement initial à l'interface). Pour ces raisons, dans cette étude de cas, nous nous sommes attardés à l'influence de l'épaisseur de l'élément de connexion. Il devient donc nécessaire de déterminer la plage d'épaisseur d'élément de connexion à tester au niveau de l'étude de cas expérimentale.

Dans cette optique, il importe de s'attarder à certaines considérations quant aux exigences du concept actuel de l'assemblage anodique. Afin de ne pas surchauffer les composants métalliques lors de l'opération, l'assemblage anodique actuellement utilisé (concept témoin) respecte une densité de courant ne dépassant pas 0.2 A/mm^2 à l'intérieur des composants métalliques soit, une aire de section de 50000 mm^2 pour un courant de 10 kA/anode . De ce fait, afin d'assurer le bon fonctionnement du nouveau concept, une épaisseur suffisante est nécessaire afin de respecter une densité de courant inférieure à 0.2 A/mm^2 . Bien entendu, il est possible d'utiliser un plus grand nombre d'éléments de connexion afin d'augmenter l'aire de section totale. Cependant, considérant que l'augmentation du nombre de composants aura un impact significatif au niveau des coûts de fabrication et de maintenance (en raison de la complexité accrue de la géométrie), il a été choisi de limiter le nombre maximal d'éléments de connexion à cinq. D'un autre côté, un nombre d'éléments de connexion peu élevé ne permettra pas d'augmenter la surface de contact nominale de façon significative. Considérant une longueur d'élément de connexion limitée à environ 1100 mm et ce, afin de ne pas exposer les éléments de connexion au bain liquide en fin de vie, un nombre minimal de deux éléments de connexion est nécessaire afin

d'augmenter la surface de contact nominale en comparaison au concept actuel. Ainsi, considérant les restrictions au niveau de la densité de courant et de la surface de contact nominale, la plage d'épaisseur potentiellement utilisable varie de 9.9 mm (avec cinq éléments de connexion) à 22.73 mm (avec deux éléments de connexion). Selon les résultats présentés à la section 3.3.2, il est réaliste d'affirmer que les épaisseurs contenues dans cette plage permettront d'éviter l'endommagement majeur du carbone.

Finalement, pour l'assemblage expérimental, afin d'assurer une bonne précision d'usinage de la rainure à l'intérieur de l'anode crue, il est nécessaire de choisir les épaisseurs des éléments de connexion selon les diamètres de fraises disponibles et ce, en considérant bien sûr la plage d'épaisseur potentielle identifiée antérieurement (de 9.9 mm à 22.73 mm). Le Tableau 5-1 présente donc les différents tests réalisés pour l'étude de cas¹⁵ alors que la Figure 5-8 montre les assemblages expérimentaux crus correspondants. Il est à noter que les assemblages expérimentaux de plus petite taille sont utilisés pour observations, validations et autopsies.

Tableau 5-1 : Épaisseurs des éléments de connexion testés

# du Test	Épaisseur de l'élément de connexion et de la rainure dans l'anode crue
6	6.35 mm (1/4")
7	6.35 mm (1/4")
8	12.70 mm (1/2")
9	12.70 mm (1/2")
10	19.05 mm (3/4")
11	19.05 mm (3/4")
12	25.40 mm (1")
13	25.40 mm (1")

¹⁵La numérotation des tests débute au #6 puisque les tests #1 à #5 sont ceux de la section 3.3 impliquant un connecteur cylindrique.



Figure 5-8: Assemblages expérimentaux crus de l'étude de cas

5.3.5 Résultats et discussion

La première partie de cette section porte sur les observations réalisées au niveau de l'état des assemblages expérimentaux après le procédé de cuisson. Ces observations mèneront à une interprétation plus solide des résultats électriques lors de l'expérimentation suivante représentant la situation opérationnelle.

La deuxième partie présente donc les résultats de la résistance électrique de l'assemblage expérimental cuit en situation opérationnelle afin d'analyser le comportement TEM de l'interface acier/carbone. L'interprétation de ces résultats permettra de fournir une meilleure compréhension de l'impact du procédé de cuisson sur le comportement TEM en situation opérationnelle.

Finalement, la dernière partie porte sur l'étude de cas relative à l'impact de l'épaisseur de l'élément de connexion sur le comportement de l'assemblage expérimental lors du procédé de cuisson ainsi qu'en situation opérationnelle.

Observations suite à la cuisson des assemblages expérimentaux

Suite à la cuisson, il a tout d'abord été observé qu'aucune fissuration n'était visible au niveau de la surface des blocs de carbone cuits (Figure 5-9 (a)). La seconde observation fut le niveau de confinement des éléments de connexion à l'intérieur de la rainure de l'anode et ce, pour la totalité des épaisseurs. On a également observé que l'état de confinement était tel qu'il n'était plus possible de glisser aisément (à la main) l'élément de connexion le long de la rainure.



a) Cuisson des échantillons



b) Élément de connexion confiné après cuisson

Figure 5-9: Assemblages expérimentaux suite au procédé de cuisson

Ce confinement après refroidissement s'explique par l'évolution des différents mécanismes de déformation et des propriétés des matériaux durant le procédé de cuisson. Tel que montré à la Figure 5-10, en considérant que les côtés du bloc de carbone sont libres de se déplacer lors de la cuisson et en excluant les phénomènes d'adhésion, l'élément de connexion

devient confiné par la rainure de l'anode (donc pressions de contact à l'interface acier/carbone) en raison de la déformation totale relative entre l'élément de connexion (ε_{elem}) et la rainure de carbone (ε_{rainu}) selon la direction de l'épaisseur de l'élément de connexion. Ainsi, l'élément de connexion est confiné lorsque sa déformation totale (ε_{elem}) est supérieure à la déformation totale de la rainure de l'anode (ε_{rainu}). La Figure 5-11 (a) montre la déformation sans chargement (libre) de l'acier [18] et du carbone [37] lors de la cuisson alors que la Figure 5-11 (b) montre la déformation libre relative des deux matériaux ($\varepsilon_{elem} - \varepsilon_{rainu}$).

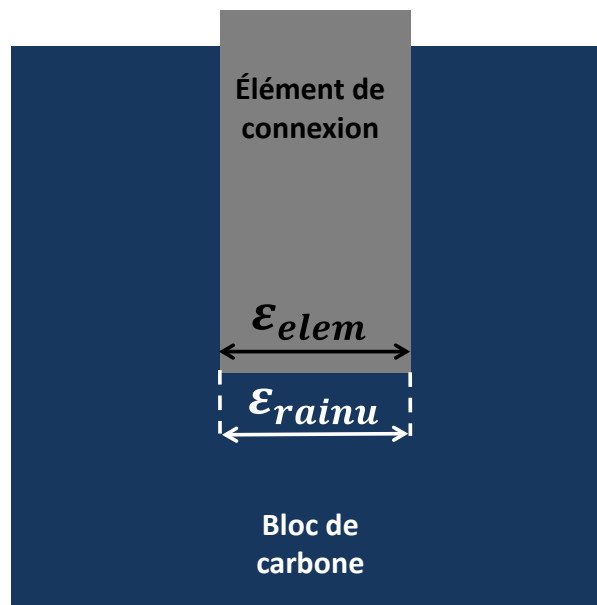


Figure 5-10: Évolution de la déformation libre de l'acier et du carbone lors de la cuisson

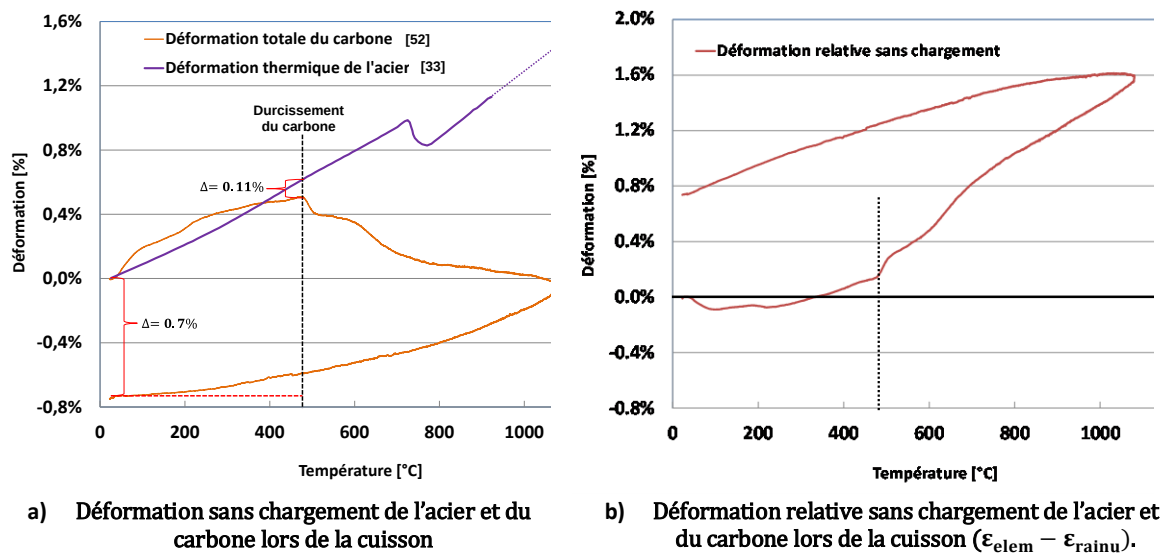


Figure 5-11: Déformation libre de l'acier et du carbone lors de la cuisson

Tout d'abord, les courbes de la Figure 5-11 (b) montrent que la déformation libre de l'élément de connexion est supérieure à celle de la rainure de l'anode à partir de 390°C. Ainsi, puisque la pâte d'anode se comporte comme un fluide visqueux avec un très faible module de Young entre 120°C et 500°C (Figure 2-14 (a)), on pose l'hypothèse que la déformation totale de l'élément de connexion (en direction de son épaisseur) est essentiellement d'origine thermique jusqu'au durcissement du carbone, soit aux environs de 500°C. Cela suggère donc qu'il y a déformation des aspérités de la pâte d'anode visqueuse au niveau des surfaces en contact avec l'élément de connexion entre 390°C et 500°C (dilatation libre de l'acier supérieure à celle de la pâte d'anode visqueuse, Figure 5-11 (b)). Ce phénomène est donc susceptible de mener à une augmentation favorable de la surface de contact réelle à l'interface acier/carbone. Après 500°C, conséquent de la différence grandissante de la déformation libre des matériaux suivant le durcissement du carbone (Figure 5-11 (b)), il y a inévitablement une augmentation de la

sollicitation mécanique de l'acier et du carbone menant à une potentielle fissuration du carbone et/ou une déformation irréversible de l'acier (conséquent de son comportement viscoplastique à haute température). Somme toute, le confinement observé après refroidissement des assemblages expérimentaux démontre que la déformation totale du carbone est inférieure à celle de l'acier et/ou qu'il y a présence de phénomène d'adhésion. À des fins de validation de la déformation libre du carbone, deux échantillons de carbone sans élément de connexion incluant une rainure d'épaisseur connue (Figure 5-9 (a)) ont subi le procédé de cuisson. Une déformation négative irréversible de la rainure de -0.68% (19.05 à 18.92 mm) et de -0.71% (12.70 à 12.61 mm) a pu être mesurée au terme de la cuisson; démontrant ainsi une bonne correspondance avec la valeur de -0.7% de la Figure 5-11 (a).

Afin d'identifier plus précisément l'état de l'interface après cuisson, il a été nécessaire de réaliser des autopsies d'assemblages expérimentaux cuits. Pour ce faire, six assemblages expérimentaux cuits ont été immergés dans un bain d'époxy afin de permettre la réalisation de coupes traversables suivie d'un polissage pour ensuite observer l'état de l'interface au microscope. La Figure 5-12 montre l'assemblage expérimental cuit préparé ainsi que la zone d'intérêt (au voisinage de l'interface acier/carbone) alors que la Figure 5-13 montre l'état d'une interface typique observée au microscope après le procédé de cuisson (à température ambiante).

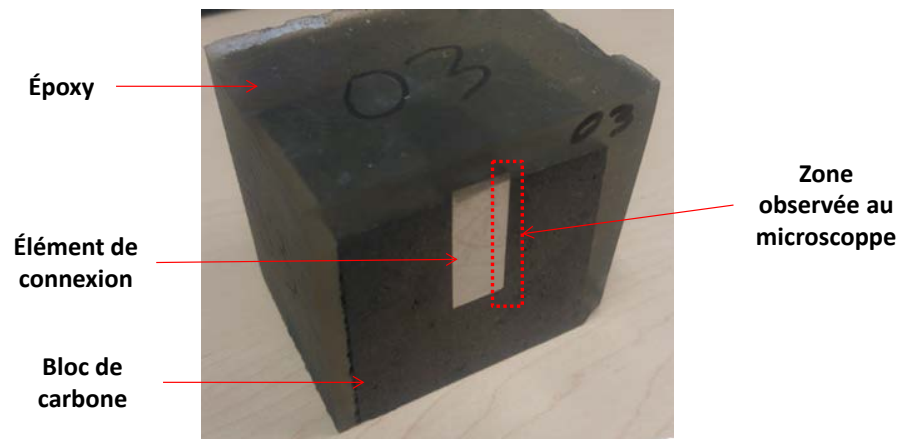


Figure 5-12: Assemblage expérimental cuit préparé pour observations au microscope

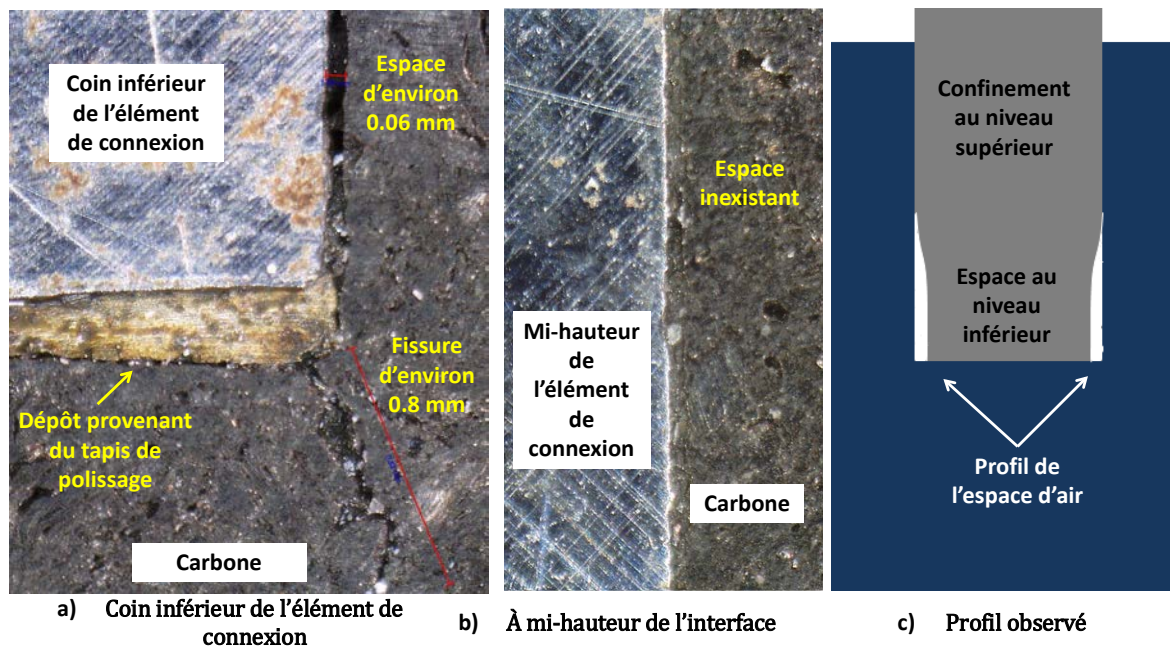


Figure 5-13: Observations microscopiques de l'état de l'interface acier/carbone après le procédé de cuisson (coupe passant par le centre de l'élément de connexion)

Dans un premier temps, tel que montré à la Figure 5-13 (a), l'autopsie indique la présence d'un espace d'air à l'interface acier/carbone au niveau inférieur de l'interface (0.06 mm) alors que

la Figure 5-13 (b) montre l'absence d'espace d'air à partir de la mi-hauteur de l'interface environ. Une distribution schématique de l'espace d'air résultant est présentée à la Figure 5-13 (c) et semble être obtenue avec la totalité des épaisseurs d'élément de connexion. La distribution de l'espace d'air montrée à la Figure 5-13 (c) montre clairement que le confinement à température ambiante provient des pressions de contact localisées uniquement sur la portion supérieure de l'interface. Ce constat suggère que la portion inférieure des éléments de connexion s'est déformée de façon irréversible lors de la cuisson. En effet, les mesures réalisées sur des éléments de connexion après cuisson confirment que la portion du bas s'est amincie par rapport à la portion du haut. Cela s'explique en raison du comportement viscoplastique de l'acier à haute température, plus spécifiquement en raison d'une déformation par fluage et/ou une déformation plastique instantanée. En effet, à haute température, les pressions de contact de l'interface acier/carbone provoquent un état de contrainte en compression à l'intérieur de l'élément de connexion menant à l'amincissement de sa portion inférieure et, par le fait même, à la création d'un espace d'air suite au refroidissement de l'assemblage expérimental. La distribution ainsi que l'intensité des pressions de contact lors de la cuisson peuvent donc aisément expliquer la présence des zones plus fortement déformées de façon irréversible au niveau de l'élément de connexion.

À des fins qualitatives uniquement, une simulation M de l'assemblage expérimental à haute température a été réalisée dans l'optique de cibler les zones fortement sollicitées lors de la cuisson au niveau de l'élément de connexion (considérant un d'espace d'air nul à l'interface acier/carbone)¹⁶. La Figure 5-14 montre la distribution des pressions de contact obtenue sur la

¹⁶L'auteur est conscient qu'il ne peut représenter le comportement de l'assemblage expérimental lors de la cuisson avec le modèle élastique considérant notamment les importantes transformations du carbone

surface latérale de l'élément de connexion. On constate que la dilatation de l'élément de connexion (dans la direction de son épaisseur) provoque d'importantes pressions de contact localisées au niveau du fond et des extrémités de la rainure. La distribution des pressions de contact s'explique par la géométrie de la rainure de l'anode qui engendre une rigidité plus grande au niveau du fond et des extrémités de la rainure (en direction de l'épaisseur de la rainure). La dilatation de l'élément de connexion tend à provoquer l'ouverture du centre de la rainure en sa partie supérieure d'où l'absence de pressions de contact à cet endroit. Les mesures d'épaisseurs réalisées à différents endroits des éléments de connexion après le procédé de cuisson concordent avec la distribution de la Figure 5-14. En effet, les mesures démontrent que la portion du bas ainsi que les bouts des éléments de connexion se sont amincis lors du procédé de cuisson alors que la portion centrale au niveau supérieur de l'élément de connexion est demeurée avec sensiblement la même épaisseur. Cela suggère donc la présence d'un espace d'air initial suite à la cuisson (après refroidissement) au niveau du bas ainsi que les bouts de l'interface (présence de pressions de contact élevées lors de la cuisson). Inversement, l'élément de connexion n'ayant pas subi de déformation irréversible au niveau central du haut de l'interface, la déformation totale négative du carbone après cuisson fut suffisante pour confiner l'élément de connexion spécifiquement à cet endroit de l'interface.

ainsi que le comportement viscoplastique de l'acier. L'objectif ici est de déterminer l'impact de la rigidité variable de l'assemblage sur la distribution des pressions de contact. Les propriétés des matériaux utilisées sont les mêmes que la section 3.3.

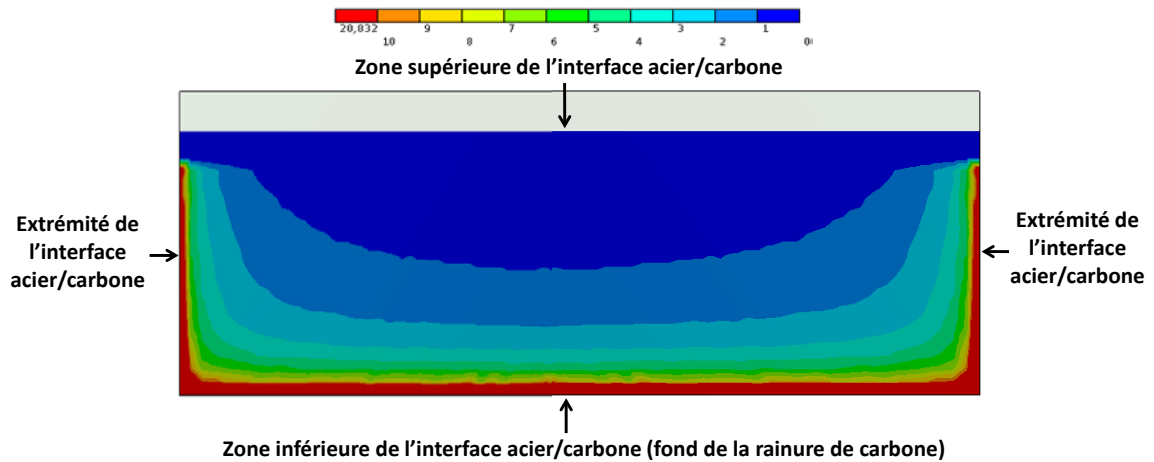


Figure 5-14: Résultats de la simulation M montrant la distribution de la pression de contact au niveau de l'interface acier/carbone

Il est à noter que Figure 5-13 (a) montre une légère fissuration du carbone (0.8 mm de longueur) au niveau des coins inférieurs de l'interface. La présence de ce profil de fissuration a été observée pour la totalité des épaisseurs à l'exception de ceux de 6.35 mm. Considérant que le coin inférieur de la rainure est l'endroit le plus critique à la fissuration, cela suggère que seulement les blocs de carbone avec la rainure de 6.35 mm n'ont pas fissuré. Logiquement, puisque chacun des assemblages expérimentaux étudiés ne comporte pas d'espace d'air initial avant la cuisson, les contraintes générées dans le carbone augmentent avec l'épaisseur de l'élément de connexion menant à un potentiel de fissuration plus élevé lors de la cuisson.

Finalement, le taux de chauffe utilisé lors de la cuisson peut avoir un impact important sur l'état de l'interface acier/carbone après le procédé de cuisson (et donc sur la performance électrique du nouveau concept) et également sur la capacité du carbone à reprendre les efforts induits par les pressions de contact lors de la cuisson et l'opération. Tel que montré à la Figure 2-16 (a), une diminution du taux de chauffe de 11°C/heure à 7°C/heure engendre une importante

diminution de la déformation de la pâte d'anode avant son durcissement (de 0.51% à 0.10% à 500°C). De ce fait, cela provoque une déformation relative plus importante entre l'acier et la pâte d'anode. Ainsi, une diminution du taux de chauffe risque d'amplifier la déformation des aspérités de la pâte d'anode visqueuse aux surfaces en contact avec l'élément de connexion avant 500°C. Toutefois, une déformation relative plus importante entre les deux matériaux implique l'augmentation de la sollicitation mécanique lors du processus de cuisson augmentant le risque de fissuration.

Résistance électrique en situation opérationnelle

On présente dans cette section la performance électrique en situation opérationnelle des assemblages expérimentaux ayant subi le procédé de cuisson. Ici, tout comme les résultats avec connecteurs cylindriques (Figure 3-11 (b)), la RCE_Num est utilisée pour comparer la performance électrique des connexions testées. Tel que mentionné à la section 3.2.1, RCE_Num est calibrée sur les résultats expérimentaux et représente la RCE moyenne du contact nominal.

La Figure 5-15 illustre les résultats de deux assemblages expérimentaux cuits avec un élément de connexion de 6.35 mm ainsi que le meilleur résultat obtenu avec connecteur cylindrique (#3 de la Figure 3-11 (b)). Tel que mentionné antérieurement, les assemblages expérimentaux avec éléments de connexion de 6.35 mm sont les seuls ne montrant pas de fissurations au voisinage de l'interface acier/carbone après le procédé de cuisson. De ce fait, les deux tests avec éléments de connexion de 6.35 mm ont été sélectionnés dans l'optique d'étudier en premier lieu le comportement de l'assemblage expérimental en excluant l'impact de la

fissuration. La fissuration sera abordée à la prochaine section présentant l'influence de l'épaisseur des éléments de connexion sur le comportement de l'assemblage expérimental.

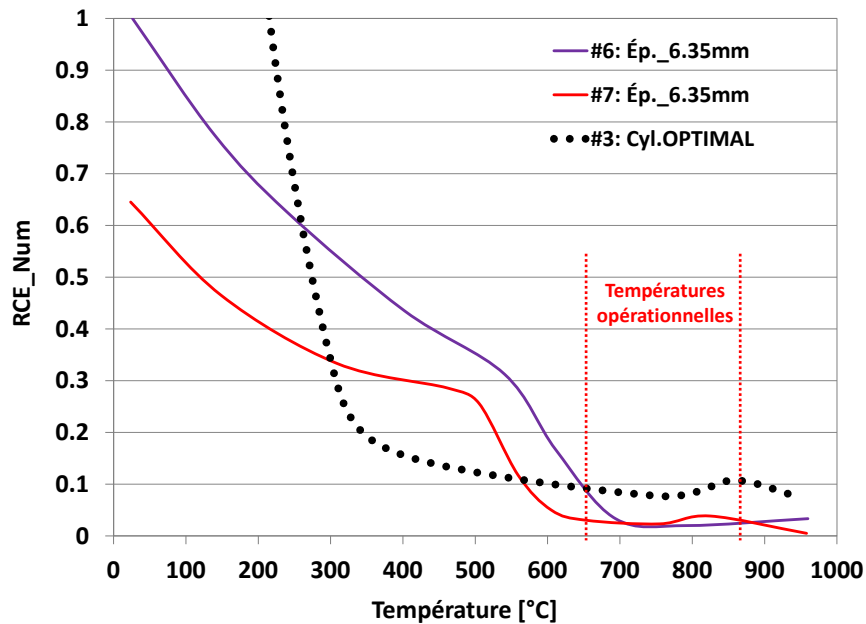


Figure 5-15: Performance électrique des assemblages expérimentaux cuits avec élément de connexion de 6.35 mm

On constate à la Figure 5-15 que l'approche permet l'atteinte d'une RCE_Num très faible aux températures opérationnelles en comparaison à la situation optimale rencontrée avec le connecteur cylindrique (courbe noire pointillée). De plus, les résultats démontrent que l'approche permet d'obtenir une RCE_Num (donc une RCE moyenne du contact nominal) plus faible que la RCE optimale selon [30]. Cela suggère que le procédé de cuisson permet de réduire la RCE via l'augmentation de la surface de contact réelle en raison de l'atténuation des aspérités de la pâte d'anode sur la surface de l'élément de connexion et/ou de phénomènes d'échange à l'interface acier/carbone (adhésion).

On constate également que la tendance observée de la Figure 5-15 (au niveau de la RCE_Num en fonction de la température) est bien différente avec les éléments de connexion en comparaison au connecteur cylindrique. Plus spécifiquement :

1. entre la température ambiante et environ 500°C, la RCE_Num diminue de façon quasi-linéaire avec la température menant à une performance électrique moindre que le connecteur cylindrique (entre environ 300°C et 650°C);
2. entre environ 500°C et 650°C, une diminution soudaine de la RCE_Num a lieu;
3. au-delà d'environ 650°C, la RCE_Num atteint une valeur minimale, celle-ci étant inatteignable avec le connecteur cylindrique.

Afin de soutenir l'interprétation de ces variations particulières, un modèle TEM représentant les assemblages expérimentaux en situation opérationnelle est utilisé comme outil d'interprétation des résultats. Ce modèle est le même que celui utilisé avec les connecteurs cylindriques (section 3.2.2) à l'exception de la géométrie de l'assemblage expérimental et de l'état initial de l'interface acier/carbone. Bien entendu, le modèle élastique ne peut prédire quantitativement les pressions de contact (confinement) et l'espace d'air initial de l'interface considérant les différents mécanismes de déformation des matériaux durant la cuisson. Le but de cette simulation TEM est d'analyser qualitativement l'impact du profil de la déformation irréversible des éléments de connexion (après cuisson) sur la distribution des pressions de contact en situation opérationnelle afin d'expliquer les tendances de la RCE_Num en fonction de la température observées expérimentalement. De ce fait, lors de la cuisson, en supposant que la déformation totale du carbone lors de son durcissement est celle de la déformation thermique de l'acier (Figure 5-11, considérant le comportement visqueux de la pâte d'anode avant 500°C) et que

le carbone demeure dans le domaine élastique après son durcissement, la déformation irréversible de la rainure de l'anode au terme de la cuisson (ε_{C_TA}) peut être estimée selon :

$$\begin{aligned}\varepsilon_{C_TA} &= \varepsilon_{Libre_C} + (\varepsilon_{Acier_{500}} - \varepsilon_{C_{500}}) \\ &= -0.70\% + (0.61\% - 0.50\%) = -0.59\%\end{aligned}\tag{5.1}$$

où ε_{Libre_C} est la déformation libre du carbone au terme de la cuisson, $\varepsilon_{Acier_{500}}$ est la déformation libre de l'acier à 500°C et $\varepsilon_{C_{500}}$ est la déformation libre du carbone à son durcissement.

La Figure 5-16 montre le résultat obtenu de la simulation TEM en considérant la déformation irréversible de l'élément de connexion de 6.35 mm mesurée ainsi que la déformation irréversible du carbone estimée selon l'équation 5.1. On constate à première vue que les particularités de la variation expérimentale de la chute de voltage en fonction de la température sont capturées par le modèle TEM. Avec l'aide de cette nouvelle donnée, il devient possible d'étudier le comportement TEM de l'interface via l'évolution des pressions de contact obtenue en fonction de la température. La Figure 5-17 montre les pressions de contact simulé aux températures encadrées à la Figure 5-16.

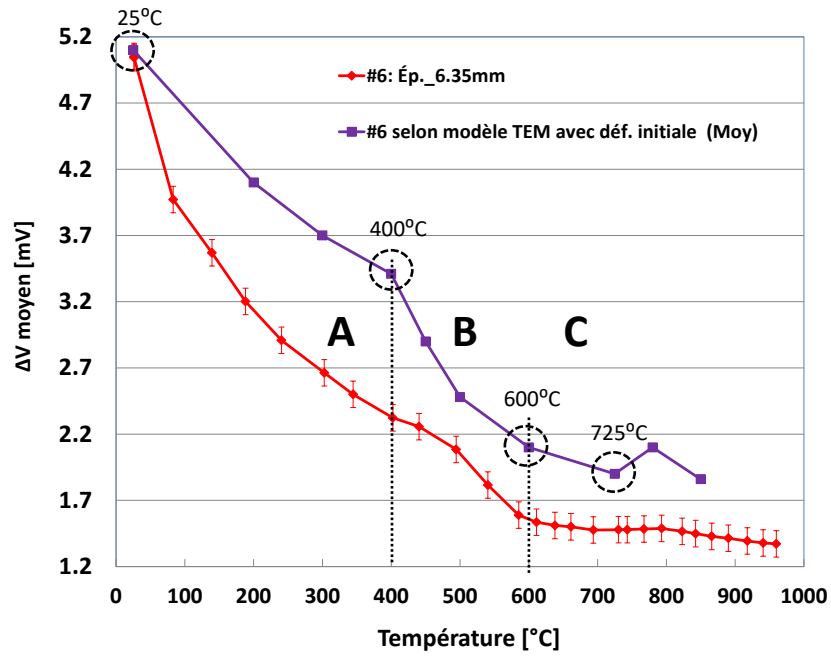


Figure 5-16: Chute de voltage expérimentale et numérique de l'assemblage expérimental en situation opérationnelle

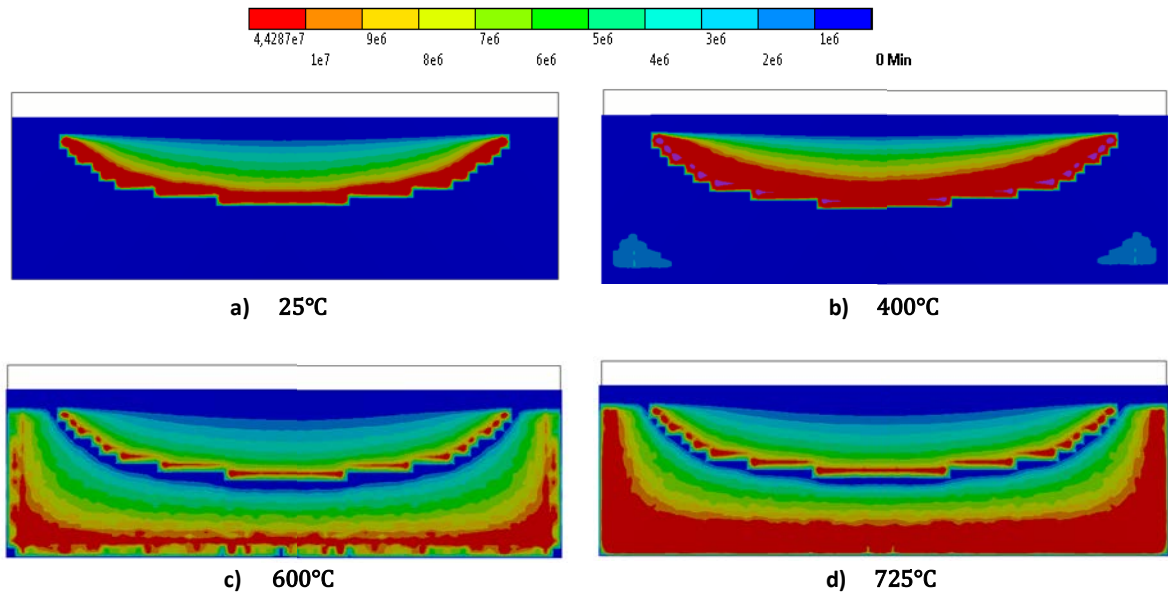


Figure 5-17: Évolution des pressions de contact à l'interface de l'élément de connexion avec prise en considération de sa déformation irréversible après cuisson [Pa]

Entre 25°C et 400°C (Région A)

La Figure 5-17 (a) suggère que le confinement de l'élément de connexion à température ambiante, suite à la cuisson, est provoqué par un contact localisé sur la partie centrale de la portion supérieure de l'élément de connexion. Également, et tel que montré à la Figure 5-17 (b), l'augmentation des pressions de contact entre 25°C et 400°C a lieu seulement au niveau supérieur de l'interface puisque la dilatation de l'élément de connexion est insuffisante pour combler l'espace d'air initial au niveau du bas et des bouts de l'interface (provoqué par la déformation irréversible de l'élément de connexion lors de la cuisson). On retrouve donc une faible variation de la chute de voltage en raison d'un contact qui ne progresse pas au niveau du chemin préférentiel lors de la montée en température.

Entre 400°C et 600°C (Région B)

Les résultats des Figures 5-17 (b) et (c) suggèrent que la réduction importante de la chute de voltage entre 500°C et 600°C provient de l'augmentation rapide de pression de contact sur la majorité de la surface au voisinage du chemin préférentiel puisque la dilatation de l'élément de connexion permet de combler l'espace d'air initial au niveau du bas et des bouts de l'interface. De ce fait, les zones ayant subi une déformation irréversible plus importante exigeront des températures plus élevées pour permettre l'apparition d'un contact de qualité, ce qui peut être problématique considérant l'approche de la température opérationnelle qui se situe à environ 680°C.

Entre 600°C et 850°C (Région C)

La distribution des pressions de contact obtenue à la Figure 5-17 (d) mène à une surévaluation de la chute de voltage de 0.23 mV à 725°C (Figure 5-16) et ce, même avec la présence de pressions de contact optimale (supérieure à 9.8 MPa selon [30]) au niveau du chemin préférentiel. Ce constat suggère une surévaluation de la RCE (utilisé dans le modèle, selon [30]) et que le processus de cuisson permet d'augmenter la surface de contact réelle en raison de l'atténuation des aspérités de la pâte d'anode sur la surface de l'élément de connexion en début de cuisson et/ou via des phénomènes d'échange à l'interface acier/carbone (adhésion). L'impact du procédé de cuisson sur la RCE en situation opérationnelle est étudié à la section 5.4. À 800°C, le changement de phase provoque une diminution des pressions de contact au niveau du bas de l'interface provoquant une distribution semblable à celle obtenue à la Figure 5-17 (c).

Influence de l'épaisseur de l'élément de connexion

Ayant été en mesure d'étudier le comportement de l'assemblage expérimental durant le procédé de cuisson ainsi que l'impact de ce dernier sur les performances électriques en situation opérationnelle, la prochaine étape consiste à analyser l'influence de l'épaisseur de l'élément de connexion et ce, afin d'assurer une orientation éclairée quant à l'épaisseur des éléments de connexion à utiliser au niveau du nouveau concept à échelle réelle. La Figure 5-18 montrent l'évolution de la RCE_Num en fonction de la température et ce, pour diverses épaisseurs d'élément de connexion. Tout d'abord, on constate à la Figure 5-18 que, généralement, l'augmentation de l'épaisseur de l'élément de connexion mène à une diminution du confinement initial au niveau supérieur de l'interface (augmentation de la RCE_Num à basse température).

Également, on constate qu'une faible RCE_Num peut être obtenue aux températures opérationnelles pour la totalité des épaisseurs testées.

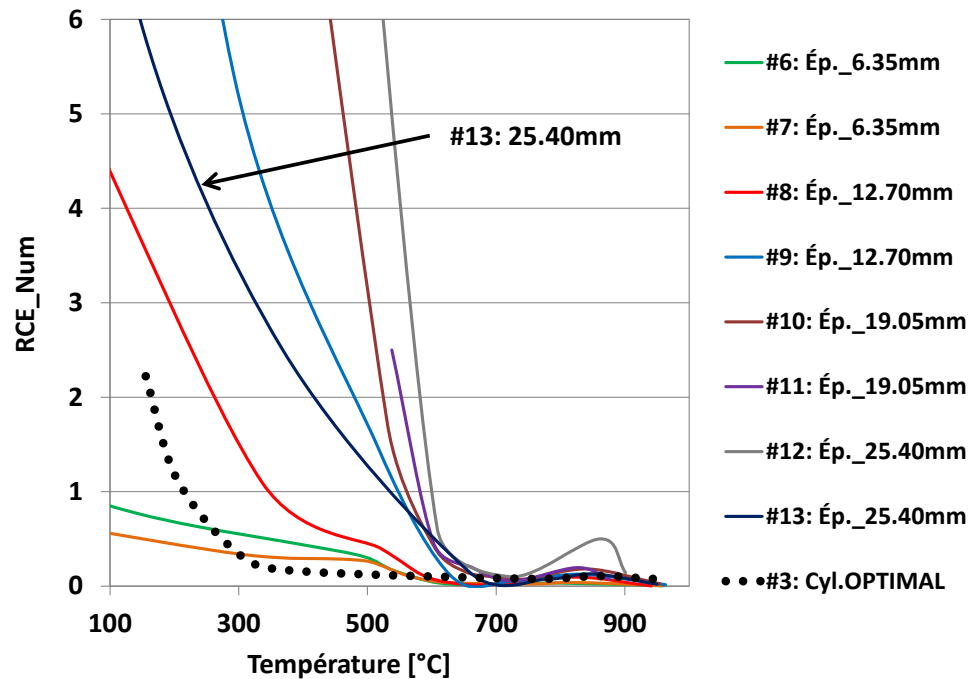


Figure 5-18: Impact de l'épaisseur des éléments de connexions sur la **RCE_Num**

Il a été observé que les assemblages expérimentaux ayant un élément de connexion supérieur à 6.35 mm ont tous fissuré lors de la cuisson suivant le patron montré à la Figure 5-13 (a). Ce patron de fissuration au niveau inférieur de l'interface acier/carbone provoque nécessairement une diminution de la rigidité du carbone selon l'orientation de l'épaisseur de la rainure. De ce fait, considérant qu'un élément de connexion plus épais provoque un état de contrainte plus élevé à l'intérieur du carbone lors de la cuisson, la fissuration sera potentiellement plus importante menant à un confinement moindre (au niveau supérieur de l'interface) après la cuisson en raison de la diminution de la rigidité du carbone.

Suivant ce raisonnement, la Figure 5-19 montre la déformation irréversible après le procédé de cuisson (selon l'épaisseur mesurée au niveau de la portion de l'élément de connexion située au fond de la rainure) en fonction de l'épaisseur initiale. Les mesures confirment qu'un élément de connexion plus épais tend à subir une déformation irréversible moindre après le procédé de cuisson en raison de la fissuration (lors de la cuisson) qui réduit les sollicitations mécaniques à haute température au bas de l'élément de connexion (diminution de l'état de contrainte en compression en direction de l'épaisseur).

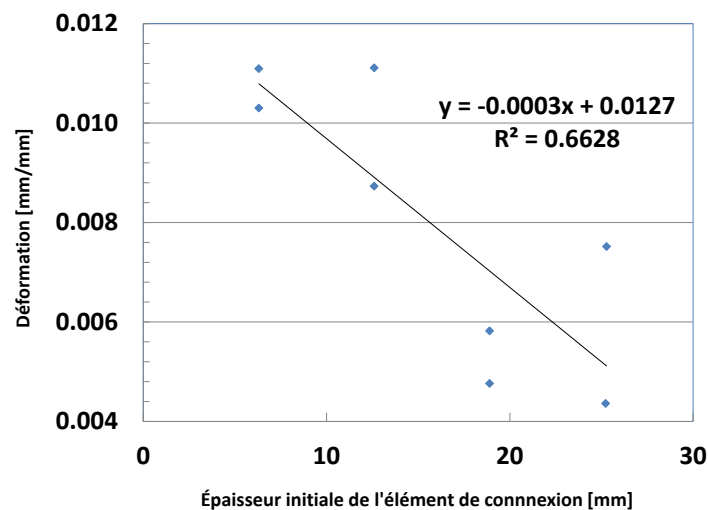


Figure 5-19: Déformation irréversible de l'élément de connexion au niveau du fond de la rainure en fonction de son épaisseur initiale

La Figure 5-20 montre la corrélation entre la déformation irréversible des éléments de connexion et la chute de voltage à température ambiante (indicateur du confinement après le procédé de cuisson au niveau supérieur de l'interface). Cette corrélation confirme, encore une fois, qu'une diminution de la déformation irréversible des éléments de connexion mène à un

confinement moindre (au niveau supérieur de l'interface) après cuisson en raison de la perte de rigidité du carbone.

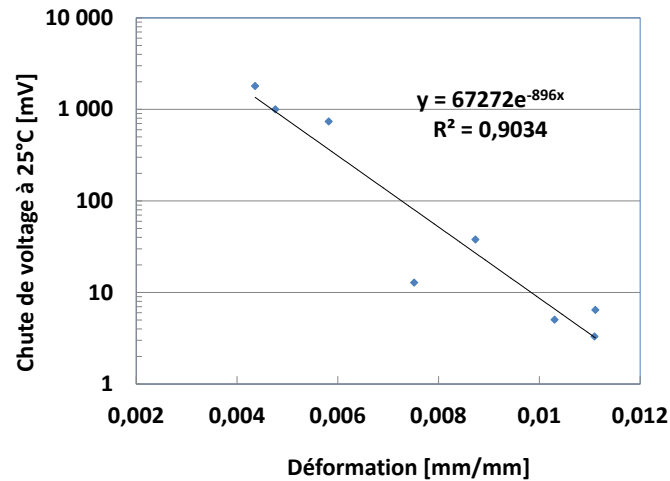


Figure 5-20: Déformation irréversible des éléments de connexion au niveau du fond de la rainure en fonction de leur confinement après cuisson

Au niveau des températures opérationnelles, la Figure 5-21 montre que plus l'épaisseur de l'élément de connexion est grande, plus la RCE_Num minimale est élevée. Bien entendu, une fissuration du carbone au voisinage de l'interface acier/carbone suite au refroidissement de la cuisson diminue l'intensité des pressions de contact lors de la seconde montée en température considérant la réduction de la rigidité de la rainure de l'anode. En associant la perte de rigidité du carbone à une plus faible déformation irréversible, la Figure 5-22 mène à la même conclusion. Il est à noter que, pour la totalité des cas, les huit chutes de voltage mesurées sur le plan de mesure du carbone en fonction de la température variaient très peu entre elles suggérant que le chemin préférentiel n'a pas été perturbé par une fissuration additionnelle ayant lieu lors de l'expérimentation (seconde montée en température). Ce constat suggère que l'opération

n'engendre pas de propagation supplémentaire de la fissure considérant les sollicitations mécaniques plus critiques lors de la cuisson.

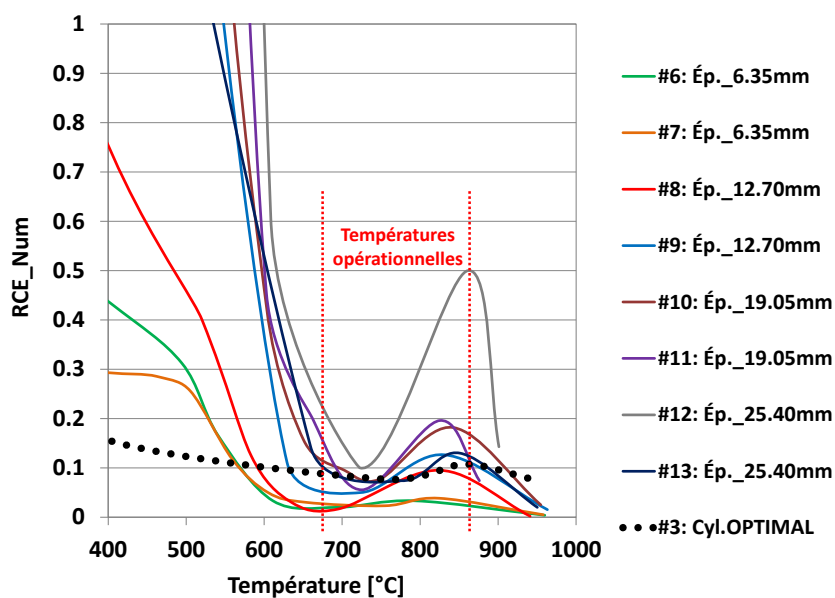


Figure 5-21: Impact de l'épaisseur des éléments de connexions sur la **RCE_Num** aux températures opérationnelles

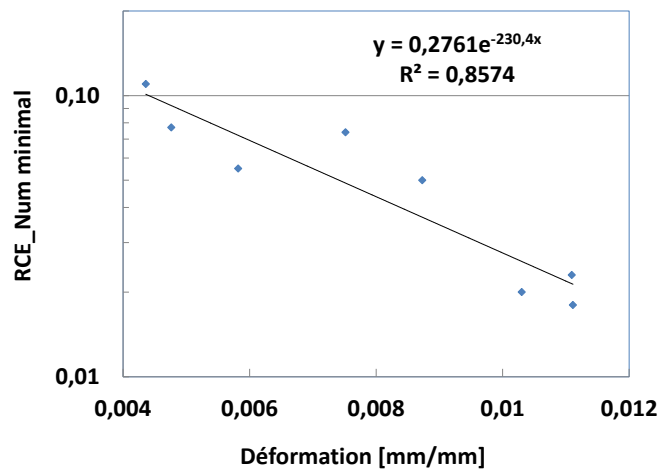


Figure 5-22: Déformation irréversible des éléments de connexion en fonction de la **RCE_Num** minimale

Il est important de souligner que la performance électrique des éléments de connexion supérieure à 6.35 mm est tout de même prometteuse puisqu'elle demeure comparable à l'optimale obtenue avec le cylindre (RCE_Num de 0.08). En effet, la dilatation thermique d'un élément de connexion plus épais lors de l'opération peut compenser la perte de rigidité de la rainure et générer des pressions de contact appréciables aux températures opérationnelles. Cela suggère que la fissuration du carbone permet tout de même le maintien d'une rigidité suffisante menant à la génération de pressions de contact (tel qu'observé à la section 3.3.2).

En somme, ces résultats permettent de confirmer l'hypothèse #1, soit que le procédé de cuisson permet l'obtention d'une faible RCE moyenne sur la surface de contact nominale aux températures opérationnelles et ce, pour la totalité des épaisseurs testées.

5.4 ÉTUDE D'UNE INTERFACE ACIER/CARBONE AU TERME DE LA CUISSON

Cette section a comme objectif spécifique de valider l'hypothèse #2 soit, de vérifier si les pressions de contact générées entre l'élément de connexion et le carbone visqueux en début de cuisson améliorent la RCE. Cela implique spécifiquement de vérifier si l'atténuation des aspérités de la pâte d'anode sur la surface de l'acier et/ou les phénomènes d'échange à l'interface (adhésion) peuvent provoquer une diminution de la RCE en situation opérationnelle.

5.4.1 Montage et démarche expérimentale

Montage expérimental

La Figure 5-23 montre le montage utilisé pour quantifier la RCE à une interface acier/carbone.

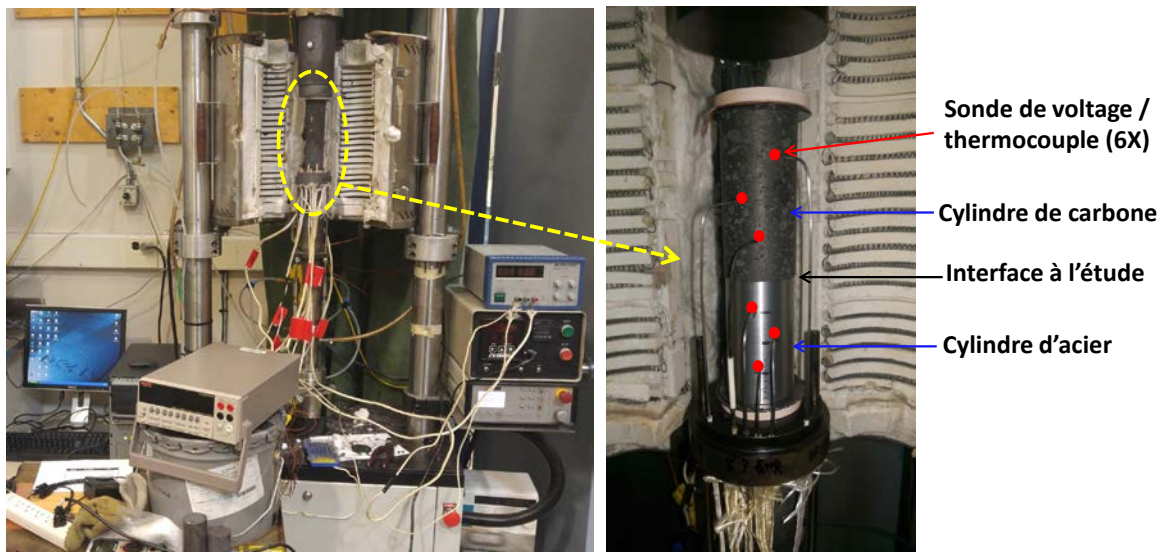


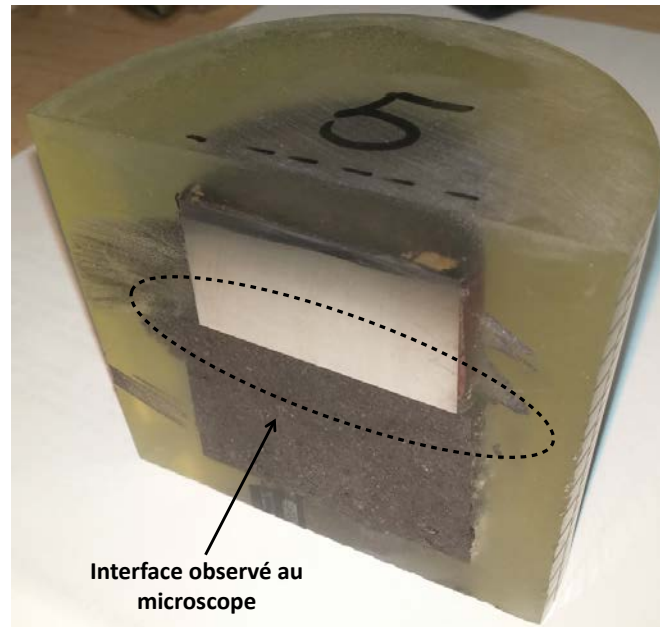
Figure 5-23: Montage expérimental permettant la quantification de la RCE entre un cylindre de carbone et d'acier

De la même façon que Rhedey et Castonguay [30] (Figure 2-8), les deux composants d'acier et de carbone de forme cylindrique et d'environ 50 mm de diamètre sont insérés dans une presse mécanique permettant de contrôler la pression de contact et la température. Un courant de 2 A est traversé dans les deux composants comprenant chacun trois sondes de voltage/thermocouples. Suivant la méthode de Rhedey et Castonguay [30], la RCE est finalement quantifiée par extrapolation de la chute de voltage de chaque côté de l'interface. Il est à noter que deux cuissons additionnelles ont été réalisées de sorte à obtenir des échantillons pouvant être utilisés pour fins d'autopsie dans l'optique de fiabiliser l'interprétation des résultats. Tel que

montré à la Figure 5-24, l'utilisation de pastilles de matériaux immergées dans l'époxy aura permis de préserver l'état de l'interface après cuisson et ce, afin de procéder à leur analyse au microscope.



a) Cuissons des échantillons à observer



b) Assemblage cuit préparé pour observation

Figure 5-24: Montage expérimental et procédure permettant l'autopsie des échantillons cuits

En somme, afin de déterminer si la déformation des aspérités sur les surfaces en contact lors du procédé de cuisson mène à une réduction de la RCE en situation opérationnelle, il est nécessaire de présenter la démarche expérimentale ainsi que les résultats en deux sections distinctes :

- 1- l'étude du comportement de l'interface acier/carbone lors de la cuisson;
- 2- l'étude de la modification de la RCE en situation opérationnelle (provoquée par la cuisson).

Démarche expérimentale : comportement lors de la cuisson

Il est bien connu que la déformation des aspérités sur les surfaces en contact mène à une augmentation de la surface de contact réelle et par le fait même, à une réduction de la RCE. De ce fait, la RCE à l'interface acier/carbone pendant le procédé de cuisson peut donc servir d'indicateur au niveau du comportement thermomécanique de l'interface. Parallèlement, l'évolution de la résistivité électrique et de la viscosité de la pâte d'anode ainsi que l'évacuation des gaz lors de la cuisson (disponible dans la littérature) permettront d'enrichir l'interprétation du comportement de l'interface acier/carbone lors de la cuisson.

Quatre échantillons de carbone crus ont été carottés à partir d'une anode industrielle pour réaliser quatre cuissons fournissant chacun l'évolution de la RCE (à l'aide du montage de la Figure 5-23). L'augmentation de la température a été réalisée suivant un taux de chauffe industriel soit de 11°C/heure en maintenant une pression de contact constante tout au long de la cuisson. Considérant que le carbone cru possède une résistance ultime en compression d'environ 0.1 MPa entre 200°C et 400°C [35], la pression choisie a été de 0.03 MPa afin de s'assurer de ne pas endommager l'échantillon de carbone tout en permettant la déformation des aspérités du carbone lors de la cuisson. Il est à noter, qu'en réalité, la pression de contact varie à l'interface lors du procédé de cuisson. Toutefois, ne connaissant pas l'effet des transformations de la pâte de carbone lors de la cuisson sur une interface pâte/acier, il est nécessaire de minimiser les inconnues afin que l'interprétation des résultats mène à des constats constructifs (d'où l'application d'une pression constante pour débiter l'investigation).

Pour cette expérimentation, il a été nécessaire d'utiliser une minuterie pour arrêter par intermittence la source de courant afin de quantifier la chute de voltage provenant de l'effet Seebeck ($\Delta V_{\text{Effet_TE}}$) lors du procédé de cuisson tel que :

$$\Delta V_{\text{Effet_TE}} = (\alpha_A - \alpha_B) \cdot \Delta T = \Delta \alpha \cdot \Delta T \quad (5.2)$$

où α_A et α_B sont les coefficients de Seebeck des matériaux A et B alors que ΔT est la différence de température entre les deux jonctions des sondes. De cette façon, la chute de voltage attribuable à l'effet Seebeck a pu être soustraite de la mesure (avec circulation du courant) permettant ainsi de fiabiliser la quantification de la RCE.

Démarche expérimentale : modification de la RCE en situation opérationnelle

Une fois la cuisson des échantillons terminée, la dernière étape consiste à déterminer si le procédé de cuisson a permis de diminuer la RCE en situation opérationnelle en raison de la déformation des aspérités lors de la cuisson. Cela implique donc de mesurer la RCE entre un cylindre de carbone et d'acier à l'aide du même montage en situation opérationnelle (à 750°C pour différentes pressions de contact) selon deux scénarios d'instinct soit un cas test et témoin.

Le cas test consiste à mesurer la RCE entre un cylindre de carbone et d'acier qui ont été antérieurement cuits en contact en appliquant une pression constante de 0.03 MPa. De ce fait, ce sera les mêmes quatre échantillons (utilisés antérieurement pour l'étude du comportement lors de la cuisson) qui seront réutilisés suite au refroidissement de la cuisson dans l'optique d'éviter toutes manipulations au niveau du montage pouvant modifier l'état de l'interface acier/carbone.

Ceci implique donc de remonter la température à 750°C et d'extraire la RCE en fonction de la pression de contact.

Le cas témoin consiste à mesurer la RCE entre un cylindre de carbone et d'acier dont l'échantillon de carbone a été antérieurement cuit sans sollicitations mécaniques soit, uniquement en contact avec du poussier. Ce cas témoin représente donc les mêmes expériences réalisées par [29,30,31,33]. Finalement, les courbes obtenues de la RCE en fonction de la pression de contact du cas test et témoin pourront être comparées pour ainsi évaluer si la cuisson a permis de diminuer la RCE en situation opérationnelle.

5.4.2 Résultats et discussion

Comportement lors de la cuisson

La Figure 5-25 présente les résultats de l'évolution de la RCE mesurée lors du procédé de cuisson de quatre répétitions du même test en portant une attention particulière au respect du maintien d'un même fini de surface. Considérant l'instrumentation utilisée, il a été possible d'extraire également l'évolution de la résistivité électrique du carbone lors de la cuisson (Figure 5-26).

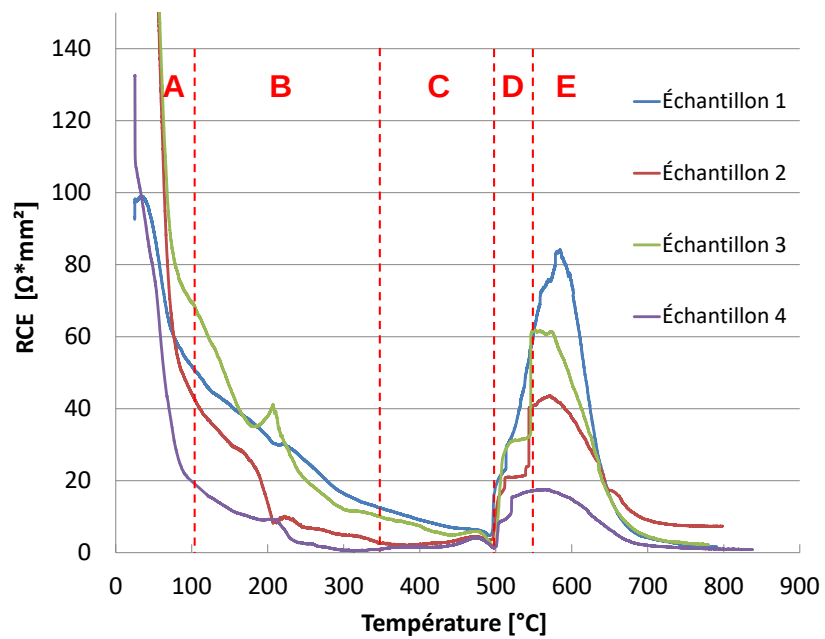


Figure 5-25: Évolution de la RCE en fonction de la température (en cours de cuisson)

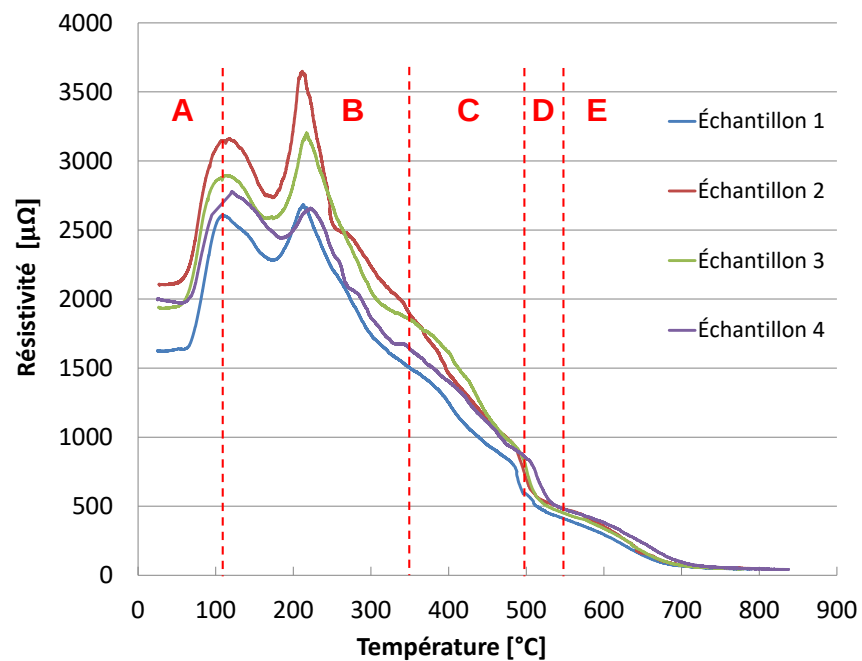


Figure 5-26: Évolution de la résistivité électrique du carbone en fonction de la température (en cours de cuisson)

Région A : 22-100 °C

Tout d'abord, la Figure 5-25 montre une diminution importante de la RCE sur cette plage de température qui s'explique en partie par la diminution du module de Young du carbone [53] (Figure 2-14 (a)). En effet, considérant l'application d'une pression constante à l'interface acier/carbone, la diminution du module de Young du carbone augmente nécessairement la surface de contact réelle, menant ainsi à une diminution de la RCE. On constate à la Figure 5-26 une augmentation de la résistivité du carbone entre 50°C et 100°C. Cela suggère que la contribution provenant du relâchement des contraintes résiduelles dans le carbone causées par la vibrocompaction [37] (engendre une augmentation de la résistivité) est supérieure à la contribution provenant de la migration du brai dans la matrice de carbone [37] (engendre une diminution de la résistivité).

Région B : 100-350°C

La Figure 5-25 montre que la RCE continue de diminuer au niveau de cette plage de température. Tel que montré à la Figure 5-27 (a), à 100°C, lorsque que l'on approche du point de ramollissement du brai (à 120°C), on observe une diminution de la viscosité de la pâte d'anode et par le fait même, une diminution du module de Young de la pâte d'anode (Figure 2-14 (a)). Cela résulte en une déformation des aspérités de la pâte d'anode en contact avec l'acier, permettant ainsi une augmentation additionnelle de la surface de contact réelle et par le fait même, une diminution supplémentaire de la RCE. On constate que la RCE minimale des échantillons #2 et #4 (d'environ $0.6 \mu\Omega\cdot\text{mm}^2$) est atteinte au voisinage de la température associée à la viscosité minimale du mélange ($T_{V,\min} = 350^\circ\text{C}$, Figure 5-27 (a)) démontrant ainsi la sensibilité de la

viscosité de la pâte d'anode sur la RCE. Tel que montré par l'observation microscopique de la Figure 5-28, le mélange visqueux s'introduit à l'intérieur des irrégularités du fini de surface de l'acier (stries d'usinage caractérisées par une forme de vague régulière) menant à une très faible RCE via l'augmentation de la surface de contact réelle et ce, pour une même pression de contact (0.03 MPa, imposée par le protocole expérimental).

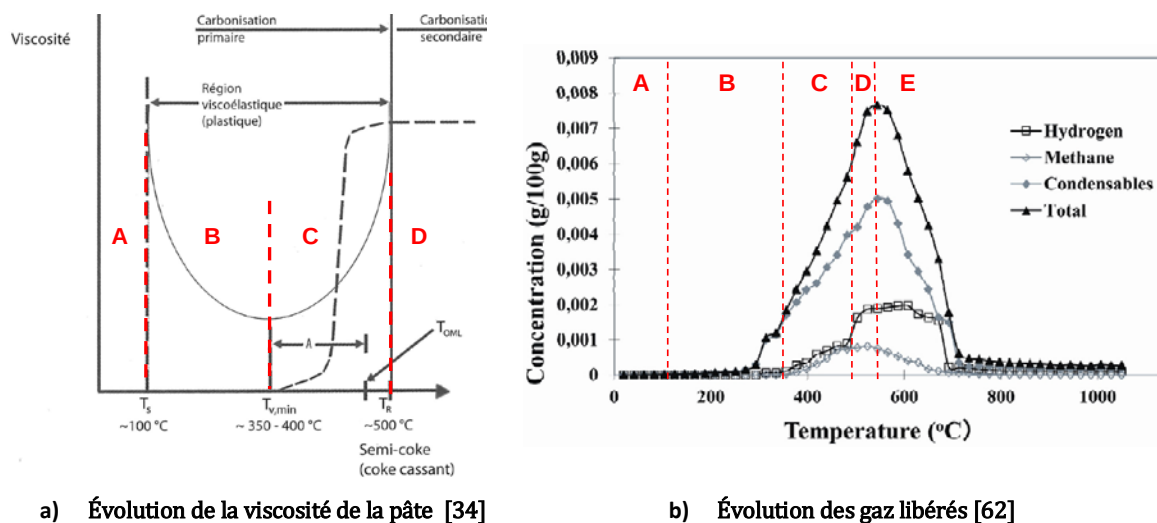


Figure 5-27: Viscosité de la pâte et évolution des gaz libérés en fonction de la température

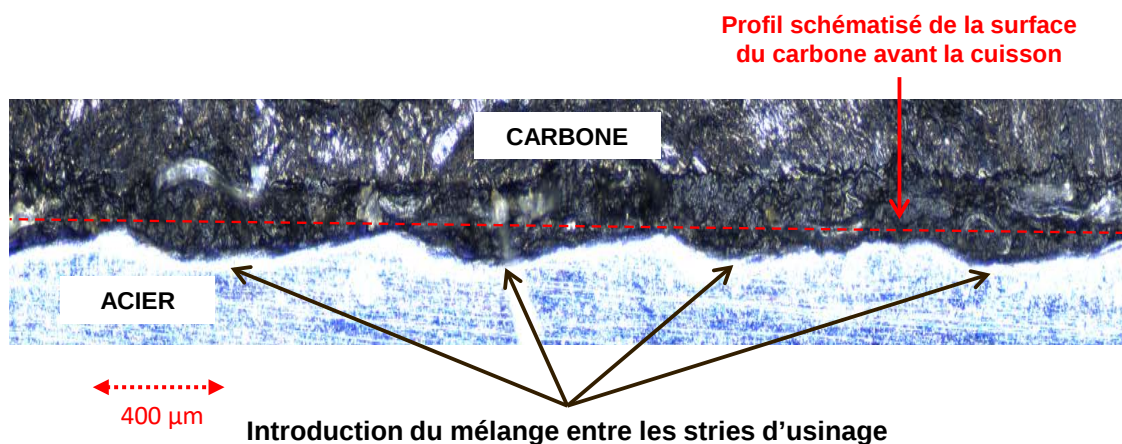


Figure 5-28: Observation microscopique de l'interface acier/carbone après le procédé de cuisson

Région C : 350-500°C

La Figure 5-25 montre une faible variation de la RCE sur cette plage de température. Suivant la perte de masse engendrée par la dévolatilisation des composants condensables, de l'hydrogène et du méthane à 350°C (Figure 5-27 (b)), le mélange commence à se solidifier via la polymérisation du liant et sa polycondensation en un semi-coke [62] engendrant une diminution de la résistivité du carbone (Figure 5-26) ainsi qu'une augmentation de la viscosité (Figure 5-27 (a)). Le mélange commence donc à se solidifier à l'intérieur même des irrégularités du fini de surface de l'acier.

Région D : 500-550°C

La Figure 5-25 montre une augmentation subite de la RCE sur cette plage de température alors que la Figure 5-26 montre une réduction progressive de la résistivité du matériau. Selon la Figure 5-27 (a), à 500°C, le durcissement du carbone provoque la formation d'un coke cassant via la cristallisation du brai [63,64]. Afin de comprendre les phénomènes responsables de cette augmentation, il est nécessaire d'observer de plus près l'état de l'interface. La Figure 5-29 montre l'existence d'une couche distincte d'une épaisseur d'environ 100 µm et composée principalement de brai (gris foncé) entre le mélange de carbone (gris pâle) et l'acier. Aussi, on note que ladite couche est délimitée par une séparation continue (fissure) le long de l'interface entre le brai et le mélange. Cette séparation continue est potentiellement provoquée par la différence de comportement thermique et chimique entre le brai et le mélange et/ou par l'adhérence de la couche de brai sur la surface de l'acier. Cette séparation continue étant perpendiculaire aux lignes de courant, la formation de ladite séparation provoque un obstacle au passage du courant menant

nécessairement à une augmentation soudaine de la RCE (la RCE étant calculée par extrapolation de la chute de voltage au voisinage de l'interface). La Figure 5-30 montre l'état de la surface du cylindre d'acier après avoir séparé le cylindre d'acier de celui du carbone après la cuisson. On constate que la couche de brai d'environ 100 μm d'épaisseur (observée à la Figure 5-29) a adhéré à la surface de l'acier.

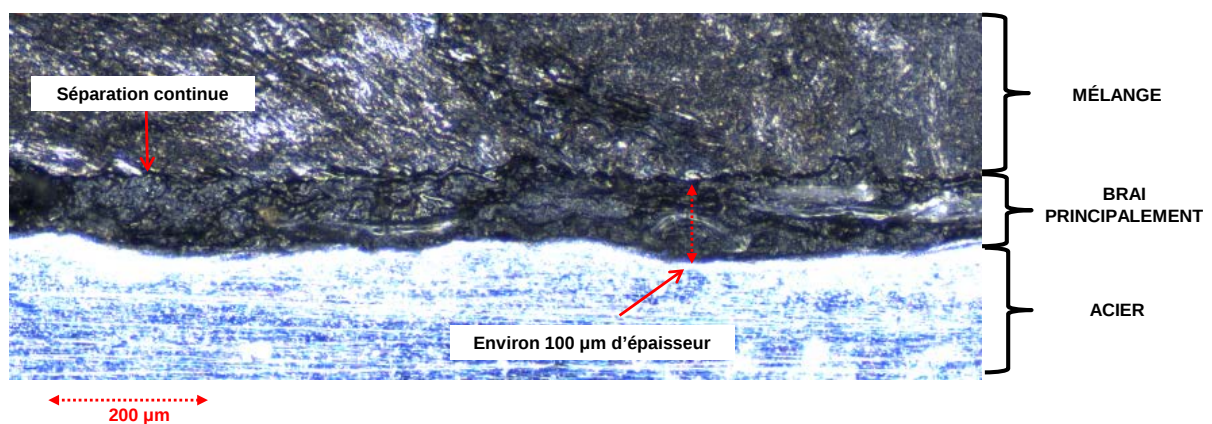


Figure 5-29: Observation microscopique montrant les différentes couches ainsi que la séparation continue

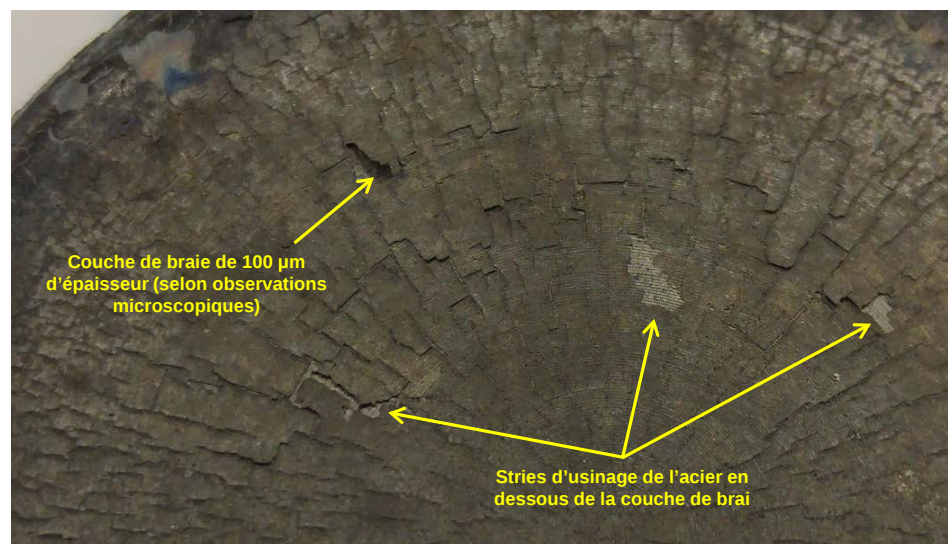


Figure 5-30: Surface de l'acier après la cuisson (en contact avec le carbone lors de la cuisson) montrant l'adhérence du brai sur l'acier

Région E : 550-900° C

Au-dessus de 550°C, le brai entre dans sa phase de restructuration amenant la microstructure de l'anode vers sa forme finale [62] ce qui engendre une diminution de la RCE et de la résistivité du carbone pour finalement se stabiliser à partir de 700°C.

Modification de la RCE en situation opérationnelle

La Figure 5-31 présente les résultats de la RCE en fonction de la pression de contact en situation opérationnelle (à 780°C) pour les cas tests¹⁷ (courbes pleines, RCE entre un cylindre de carbone et d'acier qui ont été antérieurement cuits en contact en appliquant une pression constante de 0.03 MPa) et les cas témoins (courbes pointillées, RCE entre un cylindre de carbone et d'acier dont l'échantillon de carbone a été antérieurement cuit sans sollicitations mécaniques).

¹⁷L'un des quatre échantillons n'a pu être utilisé pour ce test en raison d'une manipulation ayant modifié l'état d'interface après la cuisson.

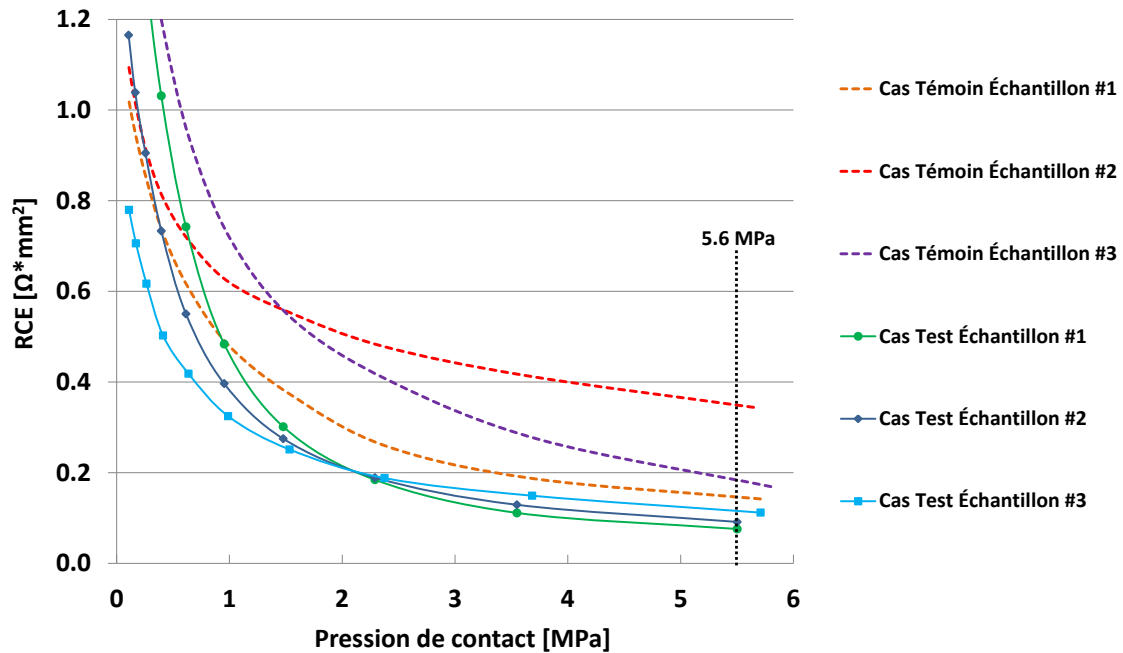


Figure 5-31: RCE en fonction de la pression de contact à $T = 780^\circ\text{C}$

On constate d'abord qu'il existe une importante variabilité entre les tests, particulièrement au niveau des cas témoins. Cette variabilité peut s'expliquer par l'importante hétérogénéité du carbone ainsi que par la grande sensibilité du fini de surface des matériaux du carbone sur la RCE mesurée. Les résultats montrent que les trois cas tests obtiennent une RCE plus faible que les cas témoins à partir d'une pression de contact d'environ 1 MPa. En comparant les résultats des cas témoins et cas tests à une pression de contact de 5.6 MPa, on constate que la RCE moyenne des trois cas témoins est de $0.218 \Omega \cdot \text{mm}^2$ et de $0.093 \Omega \cdot \text{mm}^2$ pour les trois cas tests (diminution de $0.125 \Omega \cdot \text{mm}^2$). Ces résultats permettent de valider l'hypothèse #2 en démontrant que l'application d'une pression à l'interface acier/carbone durant le procédé de cuisson a engendrée la réduction de la RCE (à partir d'environ 1 MPa) en raison de la conformation des

surfaces par la déformation visqueuse du carbone et de la migration du brai à l'interface. Ces résultats suggèrent que l'impact électrique de la conformation des surfaces jumelé aux phénomènes d'adhésion du brai sur l'acier, prédomine sur celui lié à la séparation de la couche de brai avec le mélange de la pâte d'anode.

5.5 DÉVELOPPEMENT ET ÉTUDE NUMÉRIQUE DU NOUVEAU CONCEPT

La dernière section de ce chapitre implique de réaliser les choix relatifs à la géométrie du nouveau concept à échelle réelle en plus de valider les trois dernières hypothèses. Plus spécifiquement, cette section a comme sous objectif de :

1. déterminer l'épaisseur et le nombre d'éléments de connexion dans l'anode;
2. déterminer la géométrie de la traverse;
3. valider l'hypothèse #3 : l'augmentation de la surface de contact nominale jumelée à la distribution plus uniforme du courant peut réduire la résistance électrique du nouveau concept en comparaison avec l'assemblage anodique actuellement utilisé (concept témoin).
4. valider l'hypothèse #4 : la perte de chaleur du nouveau concept permet le maintien de l'équilibre thermique;
5. valider l'hypothèse #5 : le comportement TM du nouveau concept permet de minimiser les contraintes dans l'anode et les composants métalliques assurant ainsi l'intégrité du bloc de carbone.

Ces sous-objectifs sont tous évalués à l'aide du modèle numérique du chapitre 4 représentant la situation opérationnelle. Les conditions limites et chargements sont les mêmes à

l'exception de la RCE à l'interface élément de connexion/carbone ainsi que les facteurs de forme associés à la radiation. La RCE utilisée dans l'analyse TE sera fixée à $1 \Omega \cdot \text{mm}^2$ (RCE moyenne du contact nominal du concept témoin soit d'AAI) considérant notamment que le modèle ne peut estimer l'effet de la perte de rigidité du carbone suite à sa fissuration lors de l'utilisation d'éléments de connexion de plus de 6.35 mm d'épaisseur. De plus, tel que mentionné à la section 3.2.1, puisque le critère RCE_Num (RCE moyenne du contact nominal) est lié à la géométrie, il est à noter que celui-ci puisse être non représentatif à l'échelle industrielle considérant la géométrie significativement différente de celle des cas expérimentaux. Pour cette raison, la comparaison entre le concept témoin et nouveau concept se fait avec une RCE égale et que seulement le gain relatif à la surface de contact nominale, à l'aire de section et à la distribution du courant est considéré.

5.5.1 Choix géométriques;

Géométrie et nombre d'éléments de connexion

Une première simulation TE permet de déterminer la réduction de la chute de voltage en fonction du nombre d'éléments de connexion nécessaire pour éviter la surchauffe occasionnée par une densité de courant trop élevée (Figure 5-32 (a)). L'épaisseur des éléments de connexion utilisée pour la simulation est déterminée de sorte à totaliser une aire de section de 50000 mm^2 (conséquent du concept témoin) avec le nombre d'éléments de connexion choisie. Les résultats montrent que la variation de la chute de voltage diminue significativement avec l'utilisation de plus de trois éléments de connexion en raison d'une constriction des lignes de courant qui augmente avec le nombre d'éléments de connexion (tel que montré par les densités de courant

sur la Figure 5-32 (b)). D'un autre côté, l'utilisation de moins de trois éléments de connexion augmente significativement la chute de voltage principalement en raison de la diminution importante de la surface de contact nominale.

De ce fait, afin de maintenir une simplicité comparable au concept actuel, il a été choisi d'utiliser trois éléments de connexion de 15.2 mm. De plus, l'utilisation de trois éléments de connexion permet d'augmenter la hauteur des rainures (servant à la circulation des bulles de gaz) sur la totalité de la hauteur de l'anode menant ainsi à des gains énergétiques supplémentaires. Également, considérant les limitations dimensionnelles évaluées à environ 50 mm des chanfreins de l'anode, les éléments de connexion se doivent d'être distancés le plus possible l'un par rapport à l'autre dans l'optique de minimiser la distance globale à parcourir par le courant pour se rendre à la base de l'anode.

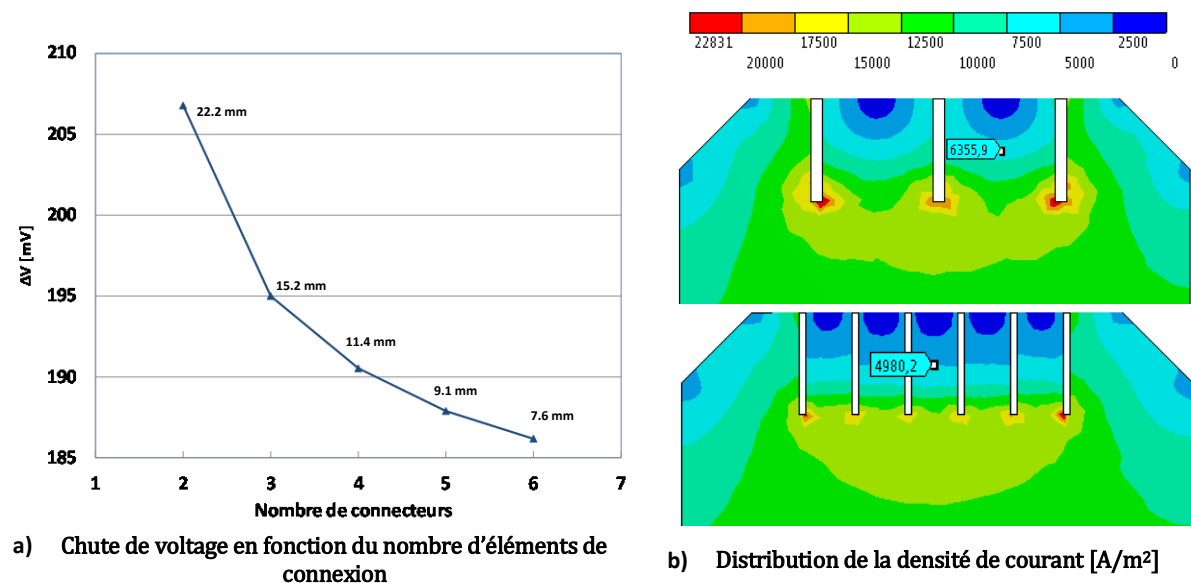


Figure 5-32: Influence du nombre d'éléments de connexion sur la chute de voltage et sur la densité de courant

Géométrie de la traverse

Au niveau de la conception de la traverse (partie supérieure devant se connecter à l'anode), sa résistance électrique peut-être réduite en maximisant l'aire de section de ses composants. Toutefois, une aire de section excessive peut provoquer un déséquilibre thermique via une perte de chaleur trop importante par le dessus de la cuve et également une masse trop élevée pouvant engendrer un bris prématuré du joint intermétallique [65]. De plus, la perte d'énergie peut être minimisée en s'assurant d'un chemin direct entre le joint intermétallique et les éléments de connexion dans l'optique de minimiser la distance à parcourir par le courant. Toutefois, avec l'utilisation de deux anodes/assemblage, une telle géométrie risquerait d'être problématique pour l'automatisation du nettoyage de l'assemblage en raison de sa complexité géométrique accrue. Outre la minimisation de la résistance électrique, les points suivants sont également à prendre en considération afin que le nouveau concept soit implantable industriellement:

- considérer l'aspect économique relié à la fabrication, au nettoyage et à l'entretien du nouveau concept ceux-ci étant influencés par la robustesse du système et sa capacité d'automatisation;
- ne pas dépasser une densité de courant de 0.2 A/mm^2 afin de ne pas surchauffer les composants;
- faire en sorte que la portion en contact avec le produit de couverture puisse être remplacée;
- minimiser la surface de la traverse en contact avec le bain de sorte à minimiser la contamination en fer lors d'un niveau de bain trop élevé;

- s'assurer que la dilatation thermique de la traverse n'endommagera pas l'anode aux températures opérationnelles.

La Figure 5-33 présente finalement la géométrie choisie du nouveau concept. Il est à noter que la géométrie des plaques trapézoïdales permet de réduire la quantité d'acier nécessaire en plus de permettre d'effectuer des soudures couvrant une plus grande aire de section à la jonction des plaques et de la base d'acier (cet élément étant déterminant sur la résistance électrique de la traverse [58]). La matrice à l'intérieur du carbone (nommé support mécanique, Figure 5-33) sert uniquement à supporter l'anode via la fonte et est conçue de sorte à éviter la génération de contraintes à l'intérieur de l'anode lors de la montée en température.

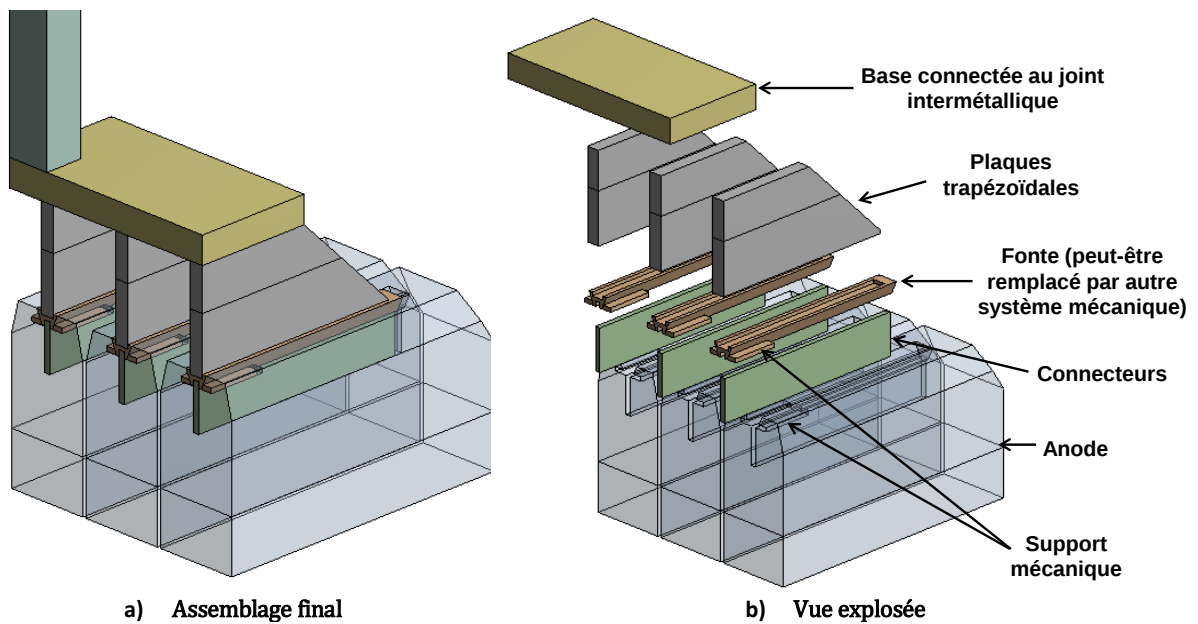


Figure 5-33: Représentation du quart de la géométrie du nouveau concept

5.5.2 Étude du comportement du nouveau concept

Performance électrique du nouveau concept

Le modèle TE représentant le nouveau concept à échelle réelle est utilisé afin de quantifier sa résistance électrique en situation opérationnelle pour ensuite la comparer au concept témoin. Tel que représenté à la Figure 5-34 (a), le modèle TE du nouveau concept utilise les mêmes conditions limites et chargements que le modèle TE du concept témoin (section 4.2.3, calibré à l'aide de mesures *in situ* chez AAI) en incluant les facteurs de forme du rayonnement calculés également selon [60] donc spécifique à la traverse du nouveau concept (Figures 5-34 (a) et (b)).

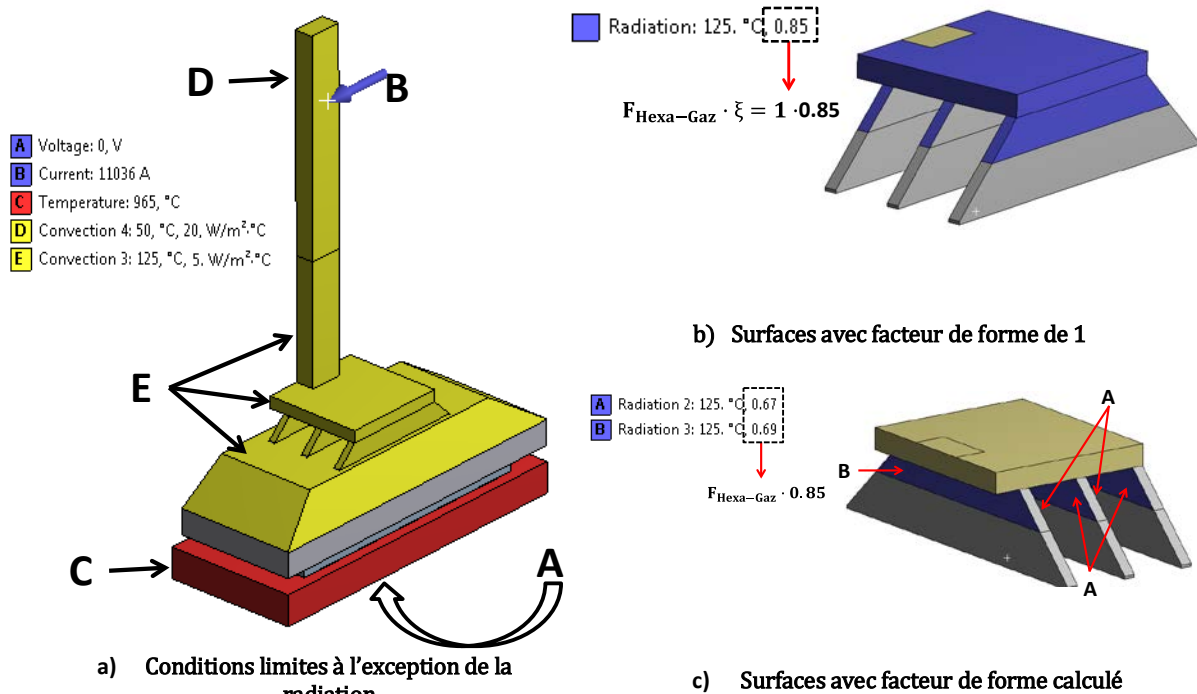


Figure 5-34: Conditions limites en opération du nouveau concept

où, pour la Figure 5-33 (a) :

- A : Surfaces de la base de l'anode;
- C : Surfaces de l'anode immergée dans le bain;
- D : Surfaces exposées à l'air ambiant à l'extérieur de la cuve;
- E : Surfaces exposées à l'air ambiant à l'intérieur de la cuve.

Le modèle TE estime une résistance électrique inférieure de $5.80 \mu\Omega$ soit 55.1 mV de moins que le concept actuel supposant une technologie de 380 kA (4.41 M\$/an pour AAI en économie d'énergie électrique) et ce, avec la même RCE pour les deux concepts comparés. La réduction de la résistance s'explique principalement en raison de la surface de contact nominale pratiquement doublée jumelée à une distribution plus uniforme du courant. On note à la Figure 5-35 une densité de courant également plus importante au niveau des extrémités de l'anode (de la longueur et de la largeur) en raison de passage du courant par les canaux centraux et latéraux.

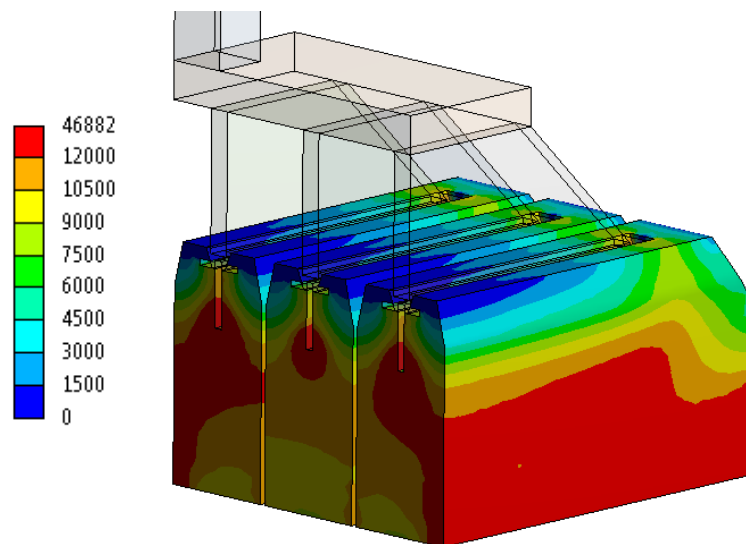


Figure 5-35: Densité de courant dans l'anode du nouveau concept [A/m^2]

Respect de l'équilibre thermique du nouveau concept

Il est bien connu que l'équilibre thermique d'une cuve d'électrolyse est sensible au comportement thermique des assemblages anodiques en raison de leurs importantes contributions à la perte de chaleur. De ce fait, la perte de chaleur provenant de l'assemblage anodique simulée avec le modèle représentant le concept témoin (calibré à l'aide de mesures *in situ* chez AAI) est utilisée comme référence à l'égard du respect de l'équilibre thermique, celle-ci étant de 6.682 kW/anode soit 267.2 kW/cuve (section 4.3.2). Finalement, le modèle estime une perte de chaleur du nouveau concept 6.878 kW/anode soit de 275.1 kW/cuve provoquant une perte de +7.9 kW de plus que le concept témoins. De plus, à partir de la perte de chaleur totale du nouveau concept (6.878 kW/anode), le modèle estime la contribution de la convection à 40%, de la radiation à 54% et de la conduction à 6% (section de la tige sortant de l'enceinte de la cuve).

Tel que montré à la Figure 5-36, la perte de chaleur plus importante du nouveau concept s'explique en partie par la plus grande aire de section moyenne de la traverse (en comparaison au concept témoin) qui engendre un flux thermique important à l'intérieure des plaques trapézoïdales à la hauteur du produit de couverture. Certains correctifs devraient être apportés au design de ces plaques afin d'assurer le respect de l'équilibre thermique du procédé sans augmenter significativement la résistance de la traverse.

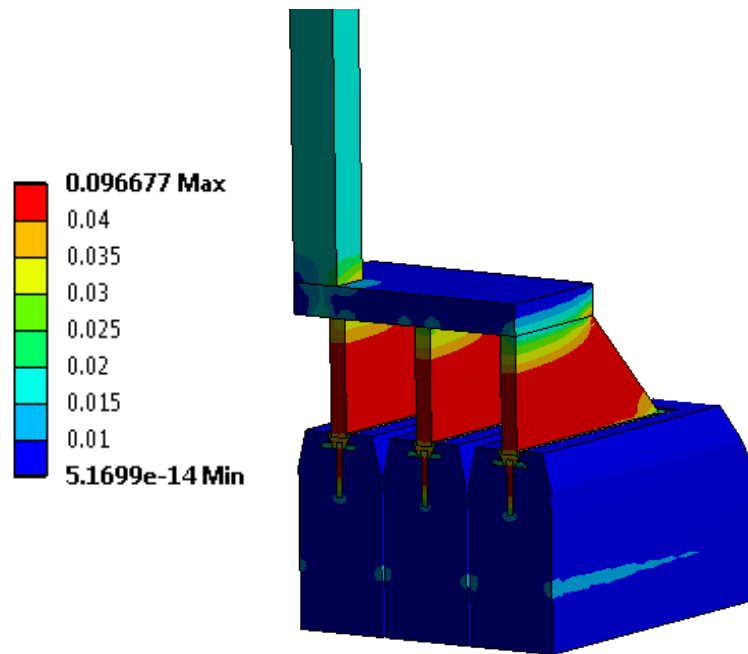


Figure 5-36: Flux thermique du nouveau concept en opération [W/mm²]

Comportement thermomécanique du nouveau concept

Au niveau du comportement TM, la Figure 5-37 (a), présente une distribution très sécuritaire du ratio M-C et ce, en raison des rainures séparant l'anode qui évite la sollicitation du carbone en provenance de la dilatation thermique de la traverse. De ce fait, le potentiel de fissuration de l'anode en fin de vie ou lors de son refroidissement est réduit considérablement. Au niveau de la traverse, et tel que montré à la Figure 5-37 (b), la forme géométrique des plaques trapézoïdales jumelées à l'important gradient de température verticale (en raison du produit de couverture) engendre la flexion du bas des plaques menant à d'importantes contraintes en compression au niveau de la base et par le fait même, en-dessous du produit de couverture. Cet état de contrainte est susceptible de mener à des déformations irréversibles desdites plaques

trapézoïdales suite à leur usage répété et par le fait même, à des coûts d'entretien supplémentaires. Certains correctifs devraient être apportés au design de ces plaques afin de minimiser cet effet indésirable.

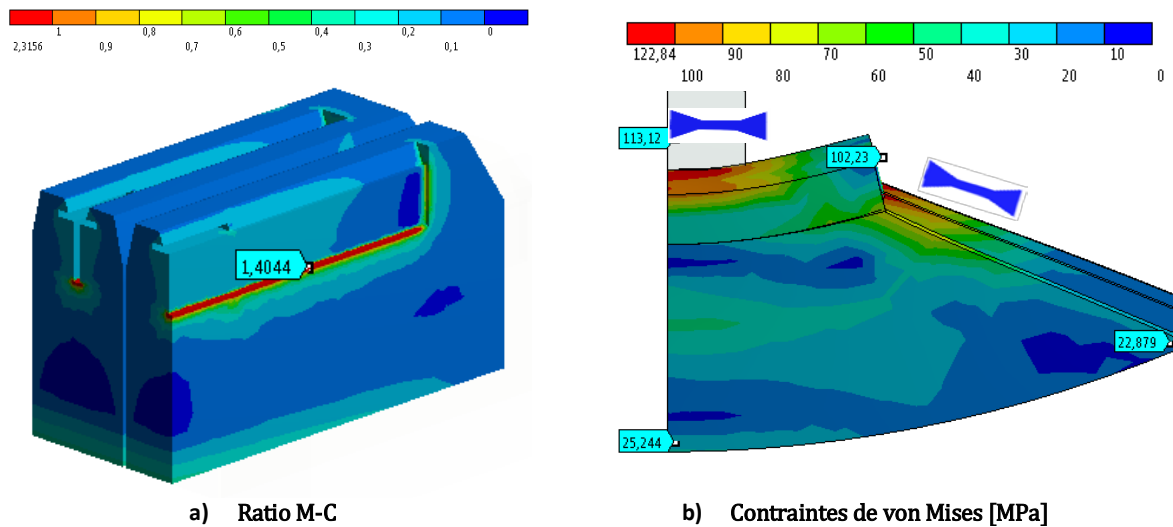


Figure 5-37: Comportement mécanique du nouveau concept

Le Tableau 5-2 résume les avantages et inconvénients quantifiables du nouveau concept pour une configuration à mi-vie avec un courant de 9.5 kA/anode (380 kA/cuve). Conséquent de l'étude conceptuelle réalisée ainsi que des exigences industrielles, le nouveau concept peut présenter les particularités suivantes :

- la dégradation de la performance électrique du nouveau concept est potentiellement moins importante considérant la procédure d'assemblage qui permet un meilleur potentiel d'accommodement des éléments de connexion qui afficheraient de légères modifications géométriques en raison de leur vieillissement;

- les faibles contraintes générées dans le carbone devraient permettre une réduction des complications opérationnelles et de nettoyage associées à la fissuration des anodes;
- la géométrie des éléments de connexion pourrait provoquer une mauvaise redistribution de la pâte d'anode lors de la vibrocompaction, augmentant ainsi la résistivité de l'anode et/ou la qualité du contact;
- la carburation répétée des éléments de connexion lors de la cuisson pourrait mener à la leur fragilisation et donc à une réduction de leur durée de vie;
- le poids supplémentaire de l'assemblage (103.8 kg) pourrait occasionner une défaillance prématurée du joint intermétallique;
- le nouveau concept utilise une quantité de carbone brut comparable (- 2 kg);
- dans le cas d'une montée importante du niveau du bain liquide, l'importante surface exposée de la traverse (+195%) pourrait provoquer une dégradation plus rapide du composant et une contamination en fer plus rapide dans l'aluminium;
- des modifications importantes des vibrocompacteurs et des ateliers responsables du scellement, du nettoyage, de la récupération ainsi que de l'entretien des assemblages anodiques deviennent nécessaires et ce, en raison de la nouvelle géométrie proposée.

Tableau 5-2 : Comparaison entre le concept actuel et le nouveau concept

Paramètre	Concept actuel	Nouveau concept	Différence
Chute de voltage totale à RCE égale [mV]	245.4	190.3	<u>-55.1</u>
Chute de voltage provenant de la traverse [mV]	69.2	59.3	<u>-9.9</u>
Chute de voltage provenant du connecteur à RCE égale [mV]	176.1	130.9	<u>-45.2</u>
Perte de chaleur par le dessus/cuve [kW]	267.2	275.1	<u>+7.9</u>
Quantité de carbone nécessaire pour produire une anode [kg]	928	921	<u>-2</u>
Température du joint intermétallique [°C]	237	229	<u>-8</u>
Surface d'acier exposée au produit de couverture [m ²]	0.46953	0.91754	<u>+0.44801</u>
Masse totale/assemblage [kg]	2354.2	2458.0	<u>+103.8</u>

CHAPITRE 6

CONCLUSION ET RECOMMANDATIONS

6.1 GÉNÉRALITÉS

Ce chapitre présente une rétrospective ainsi que l'ensemble des conclusions générales et recommandations relatives aux travaux réalisés dans le cadre de cette thèse de doctorat dont les principaux objectifs furent de réaliser une étude conceptuelle de l'assemblage anodique utilisé dans les cellules d'électrolyse pour la production de l'aluminium primaire et ce, afin d'en venir à la proposition d'un nouveau concept permettant l'atteinte d'une baisse notable de la résistance électrique.

6.2 CONCLUSIONS

Sur la base d'une idée de départ consistant à introduire des éléments de connexion dans l'anode lors de sa vibrocompaction, l'atteinte de l'objectif de cette thèse passe nécessairement par la réalisation d'une méthodologie qui a permis d'en venir à une compréhension des différents mécanismes d'interface en actions durant la cuisson de l'anode modifiée, phénomènes qui sont en lien direct avec les performances électriques de l'assemblage anodique.

Dans un premier temps, l'état de l'art au niveau des connaissances relatif au comportement des assemblages anodiques a été réalisé (Chapitre 2). Cette étape a permis d'extraire les paramètres clés susceptibles de mener à une amélioration de la performance électrique d'un assemblage anodique ainsi que leurs facteurs dépendants. L'analyse de

l'interrelation des paramètres identifiés aura mené à l'identification de ceux nécessitant une investigation plus poussée et ce, afin d'en venir à une compréhension claire du comportement de l'assemblage anodique; compréhension requise à l'établissement d'un nouveau concept. En ce sens, on s'est attardé à l'influence de la fissuration du carbone sur le comportement de la connexion anodique, l'influence de la distribution du contact sur la résistance électrique de la connexion et l'influence de la résistance électrique de la connexion sur l'évolution du courant.

Dans l'optique d'identifier l'influence desdits paramètres, une étude expérimentale ainsi qu'une campagne de mesure *in situ* en salle de cuve chez AAI ont été réalisées (Chapitre 3). Au niveau de l'expérimentation, un banc d'essai a été utilisé afin de mesurer la résistance électrique aux températures opérationnelles entre un connecteur d'acier cylindrique et un bloc de carbone cuit. Afin de quantifier l'impact électrique de la fissuration du carbone, une méthodologie impliquant un modèle TE a été proposée afin de fournir une quantité caractéristique de l'interface, nommée RCE_Num, permettant de fiabiliser la comparaison de la performance électrique entre différentes configurations. L'utilisation de cette méthodologie a d'ailleurs permis de constater qu'une faible résistance électrique peut être obtenue dans un carbone fissuré lorsque la dilatation thermique du connecteur demeure suffisamment faible pour éviter l'augmentation de la perte de rigidité du carbone qui serait provoquée par la propagation de la fissure.

Ensuite, dans l'optique d'évaluer l'influence de la distribution du contact sur la résistance électrique de la connexion, un modèle TEM représentant l'expérimentation réalisée a été développé. L'interprétation des résultats expérimentaux à l'aide du modèle TEM a permis de définir des indicateurs de performance de la qualité du contact basés sur la variation non linéaire de la chute de voltage en fonction de la température. Le modèle TEM a également permis

d'identifier des scénarios critiques à la fissuration du carbone puisqu'il a été possible d'identifier la température à laquelle le carbone a fissuré durant le test (via la variation des densités de courant).

Au niveau de la campagne de mesure *in situ*, l'instrumentation d'assemblages anodiques en opération aura permis de constater que la résistance électrique de la connexion anodique actuellement utilisée a une influence négligeable sur l'évolution du courant dans l'anode et par le fait même, sur les perturbations associées à la redistribution du courant dans la cuve et ce, puisque celle-ci est contrôlée en quasi-totalité par la refonte de bain à la base de l'anode. Ce constat a d'ailleurs permis d'identifier la plage de température à prioriser et par le fait même, l'évolution du comportement TEM recherché.

En lien avec la campagne *in situ* et dans l'optique d'orienter le développement du nouveau concept, un modèle TEM de l'assemblage anodique actuel a été développé. Le modèle TEM a permis d'identifier les causes à l'origine des problématiques associées à la déformation des rondins ainsi que la fissuration du carbone et de quantifier l'impact électrique de la dégradation des rondins et la perte de chaleur par le dessus de l'assemblage anodique actuel (Chapitre 4). Les résultats provenant des simulations TEM ont permis notamment d'estimer l'impact électrique de la réduction du diamètre des rondins de 15 mm à 44.4 mV (à 9500 A/anode) et la perte thermique par le dessus de la cuve associée au respect de l'équilibre thermique à 267.2 kW/cuve. Ensuite, les résultats de simulation permettant de simuler le comportement TM de l'assemblage anodique en fin de vie ainsi qu'au refroidissement ont permis de préciser les causes à l'origine des profils de déformations des rondins ainsi que celles associées à la fissuration du carbone, celui-ci étant le plus critique lors du refroidissement du mégot.

Au terme de l'étude menée, une nouvelle approche a été proposée puis analysée dans l'optique d'en retirer son plein potentiel. La nouvelle approche consiste à substituer la connexion actuellement obtenue par le scellement d'un rondin dans le tourillon de l'anode de carbone par l'introduction de trois éléments de connexion d'acier rectangulaires dans la pâte d'anode lors de la mise en forme de l'anode. Une fois l'assemblage cuit, de la fonte est versée entre la nouvelle traverse et les éléments de connexion afin d'assurer la liaison qui permettra le passage du courant entre les composants métalliques jusqu'à l'anode via les faces latérales desdits éléments de connexion.

Afin de valider l'approche proposée, une première série d'essais ont été réalisés en laboratoire et ce, afin de mesurer l'impact du procédé de cuisson de l'assemblage sur les performances électriques de l'interface en opération. L'expérimentation réalisée consiste à introduire un connecteur d'acier rectangulaire (élément de connexion) à l'intérieur d'un bloc de carbone cru qui sera par la suite cuit selon le taux de chauffe prescrit. Conséquent de la déformation irréversible négative du carbone lors du processus de cuisson, on a pu observer un confinement des éléments de connexion à l'intérieur de la rainure de l'anode. Au niveau des résultats obtenus en situation opérationnelle, l'approche a permis l'atteinte d'une RCE_Num très prometteuse. Les observations en microscopie ont démontré la présence d'un espace initial au bas des éléments de connexion (déformation irréversible de l'élément de connexion lors de la cuisson) et que le confinement des éléments de connexion à température ambiante provient essentiellement de la portion supérieure.

Finalement, les observations aux microscopes, les mesures électriques et de déformations irréversibles des éléments de connexion ont permis d'associer la diminution de la déformation

irréversible des éléments de connexion à la diminution de la rigidité du carbone lors de la cuisson (via sa fissuration). Ces observations ont été validées via la corrélation entre la diminution de la déformation irréversible des éléments de connexion avec la diminution du confinement à température ambiante (quantifier selon la chute de voltage à 25°C) et l'augmentation de la RCE aux températures opérationnelles. Toutefois, il est à souligner que toutes les épaisseurs testées ont démontré une faible RCE aux températures opérationnelles en référence à la situation optimale rencontrée avec le connecteur cylindrique.

Par la suite, on s'est attardé à valider l'impact du procédé de cuisson sur la RCE. En fait, il était impératif de valider dans quelle mesure la déformation des aspérités en contact avec l'élément de connexion pouvait favoriser l'augmentation de la surface de contact réelle, celle-ci étant directement reliée à la RCE. En ce sens, la RCE à l'interface acier/carbone pendant le procédé de cuisson peut alors servir d'indicateur au niveau du comportement de l'interface. La stratégie adoptée fut de mesurer l'évolution de la RCE à l'interface acier/carbone pendant le procédé de cuisson de sorte à identifier l'influence des différentes phases de transformations du carbone sur la RCE. Le constat fut que l'évolution de la RCE lors de la cuisson montre une grande sensibilité à la viscosité de la pâte d'anode et ce, avant le durcissement du carbone (500°C). Les observations microscopiques ont pu démontrer que la faible RCE s'explique par l'imprégnation du carbone visqueux à l'intérieur des irrégularités du fini de surface de l'acier (stries d'usinage) menant ainsi à l'augmentation de la surface de contact réelle. Lors du durcissement du carbone (entre 500°C et 550°C), la RCE subit une augmentation soudaine qui s'explique par la cristallisation du brai. Les observations microscopiques illustrent alors une proportion de brai très importante au voisinage de la surface d'acier sur une épaisseur d'environ 100 µm. De ce fait, le comportement lors de la

cristallisation n'est pas le même entre le mélange et le brai ce qui occasionne une séparation continue à l'interface des deux composés qui se situe au voisinage de l'interface acier/carbone. Cette séparation étant perpendiculaire aux lignes de courant provoque une augmentation soudaine de la RCE entre 500°C et 550°C. Malgré cette résistance électrique additionnelle, les valeurs de la RCE en fonction de la pression de contact montrent que les échantillons ayant subi la cuisson avec l'acier à pression constante permettent une plus faible RCE en comparaison à un carbone cuit séparément dans le poussier. Cela suggère que l'impact électrique de la conformation des surfaces jumelé aux phénomènes d'adhésion du brai sur l'acier, prédomine sur celui lié à la séparation de la couche de brai avec le mélange de la pâte d'anode.

Finalement, l'étude comparative des concepts (actuel et nouveau) montre une réduction notable de la chute de voltage du nouveau concept de 55.1 mV pour un courant de 9500 A/anode en considérant la même RCE sur la totalité de l'interface des connecteurs. Toutefois, la nouvelle géométrie de la traverse, qui expose une surface deux fois plus élevée au produit de couverture, avec une masse accrue de 103.8 kg, engendre une perte thermique additionnelle de 7.9 kW. Au niveau mécanique, le nouveau concept permet une réduction significative des contraintes à l'intérieur de l'anode.

En somme, les travaux du doctorat ont permis de préciser les orientations à privilégier pour l'obtention de scénarios réalistes et prometteurs. Les résultats obtenus auront permis de développer un nouveau concept permettant d'améliorer la performance électrique des assemblages anodiques et d'expliquer les mécanismes d'interface en actions durant la cuisson qui sont responsable de cette amélioration. Après discussion avec le superviseur industriel d'AAI, il a été conclu que les perspectives à moyen terme sont très encourageantes et AAI s'est dès lors

montrée intéressée à pousser cette idée au niveau prototype. Le concept proposé a fait l'objet d'un dépôt de brevet international et une preuve de concept est prévue chez AAI et ce, afin de déterminer le réel potentiel du nouveau concept considérant les spécificités de la mise en œuvre dudit concept à l'échelle industrielle. L'Annexe B présente une description de la démarche permettant la réalisation de la preuve de concept alors que l'Annexe C présente les différentes pièces à fabriquer pour la production de ladite preuve de concept.

En somme, les travaux réalisés ont permis d'apporter les éléments originaux suivants :

- proposition d'une nouvelle approche pour augmenter la performance électrique des assemblages anodiques [66];
- décomposition de la résistance électrique des composants de l'assemblage anodique de dernière génération ainsi que leur influence sur l'évolution du courant [67];
- investigation de la distribution du courant à l'intérieur d'une anode en opération [68];
- investigation du comportement thermomécanique des assemblages anodique en fin d'opération et au refroidissement [61];
- caractérisation de l'évolution d'une interface acier/pâte de carbone lors du procédé de cuisson anodique (publication potentielle);
- développement d'une nouvelle approche permettant d'augmenter la performance électrique des assemblages anodiques [69].

6.3 RECOMMANDATIONS POUR TRAVAUX FUTURS

Nous terminons ce chapitre par quelques recommandations dans le but d'apporter une meilleure orientation des travaux futurs ainsi que diverses solutions appliquées relatives à la modification des assemblages anodiques.

Fluage des composants métalliques

Les modèles purement élastiques permettent d'identifier l'origine des profils obtenus suite à une utilisation répétée des rondins. Toutefois, ils ne permettent pas d'en quantifier leur impact électrique au fil du temps. De ce fait, en supposant que les déformations soient uniquement d'origine mécanique, la considération du fluage des composants métalliques pourrait déterminer l'évolution de la déformation de l'assemblage en fonction de son nombre de cycles et, par le fait même, la dégradation électrique associée.

Insertion des éléments de connexion lors de la compaction

Il a été démontré que l'ajout des éléments de connexion lors de la vibrocompaction modifie le comportement dynamique du compacteur. Il serait donc pertinent de réaliser une étude de cas relative aux différentes méthodes d'insertion des éléments de connexion dans l'optique d'atteindre les densités nécessaire à l'obtention d'anodes de qualité et tout particulièrement aux voisinages des éléments de connexion.

Simulation des anodes en phase de cuisson

Le développement d'un modèle numérique permettant de simuler le comportement TM des anodes en phase de cuisson incluant la prise en compte du fluage de l'acier et du comportement thermochimique de la pâte d'anode afin de fournir une meilleure compréhension du comportement de l'interface. De plus, en réalité, il est bien connu que le taux de chauffe lors de la cuisson est variable [34] et il a été démontré que ce taux de chauffe influence le comportement de la pâte lors de la cuisson [37]. De ce fait, il serait constructif d'étudier numériquement l'impact de taux de chauffe variable sur le comportement de l'assemblage lors de la cuisson.

Étude métallographique

La réalisation d'une étude métallographique exhaustive des éléments de connexion permettrait de bien quantifier l'ampleur de l'enrichissement en carbone et de valider l'évolution de leur comportement thermomécanique et électrique en fonction du niveau de contamination.

Preuve de concept et analyse économique

La fabrication d'un prototype permettrait de valider le comportement du nouveau concept en salle de cuve dans l'optique de comparer les résultats avec ceux présentés au chapitre 3. Une étude économique permettrait par la suite de quantifier l'impact d'un scénario de remplacement dans une usine existante. On parle ici des coûts associés à la mise à niveau des divers équipements nécessaires à la mise en place et à l'exploitation de ce nouveau concept.

Références

- [1] <https://aluminium.ca>, [Internet], 2017 [cited 2017].
- [2] US Geological Survey MCSA, <http://www.explainthatstuff.com/aluminum.html>, [Internet], 2017 [cited 2017].
- [3] https://www.rd-carbon.com/data/documents/publications/general/Prebaked_Anodes_Aluminium_Electrolysis_2014, [Internet], 2014 [cited 2017].
- [4] Haupin, *Interpreting the Components of Cell Voltage*, Proc. TMS Light Metals (1998) 531-537.
- [5] Haupin, *Energy Considerations, Production of Aluminium and Alumina*, ed. A.R. Burkin (Chichester, U.K.: John Wiley & Sons, 1987) 150 -158.
- [6] H. Kvande & K. Grjotheim, *Introduction to Aluminum Electrolysis*, Aluminum-Verlag (1993).
- [7] M. Segatz *et al.*, *Magnetohydrodynamic Effect of Anode Set Pattern on Cell Performance*, Proc. TMS Light Metals (1997) 352-358.
- [8] V. Gusberti *et al.*, *Modeling the effect of the anode change sequence with a non-linear shallow water stability model*, Proc. TMS Light Metals (2007) 317-322.
- [9] JH Carbon, <https://www.linkedin.com/pulse/anode-forming-solios-carbone-vibrocompactor-jun-xiang/>. [Internet]. 2002 [cited 2017].
- [10] Gudbransen *et al.*, *Field study of the anodic overvoltage in prebaked cells*, Proc. TMS Light Metals (2003) 166-171.
- [11] <https://aluminium.fivesgroup.com/solutions/anode-rodding-shop.html>, [Internet], 2017 [cited 2017].
- [12] J. Bugnion *et al.*, *Carbon dust in aluminum electrolysis pots - a vicious circle*, Proc. ICSOBA (2016)
- [13] https://en.wikipedia.org/wiki/Electrical_resistance_and_conductance#/media/File:Resistivity_geometry.png, [Internet], [cited 2017].
- [14] Gunasegaram *et al.*, *Towards improved energy efficiency in the electrical connections of Hall-Heroult cells through Finite Element Analysis (FEA) modeling*, Journal of Cleaner Production (2015) 174-192.
- [15] Drouin, *Éléments de machines*, deuxième édition, Édition de l'école Polytechnique de Montréal, Montréal (1986).
- [16] Yovanovich, *Thermal contact correlation spacecraft Radiative Transfer*, Vol 83, New York (1982).
- [17] D. Richard. *et al.*, *Thermo-electro-mechanical modeling of the contact between steel and carbon cylinders using the finite element method*, Proc. TMS Light Metals (2000) 523-528.
- [18] S. Wilkening *et al.*, *Problem of the stub-anode connection*, Proc. TMS Light Metals (2007) 865-873.

- [19] Gagné *et al.*, *Anode stub inspection system*, Proc. TMS Light Metals (2007) 1021-1024.
- [20] D. Lukovnikov *et al.*, *On the Evolution of Steel Stub Thermo-Physical and Thermo-Mechanical Properties during Operational Stage*, Proc. TMS Light Metals (2015) 1181-1186.
- [21] Gunasegaram *et al.*, *A fully coupled thermoelectrical-electrical-mechanical transient FEA model for a 3D anode assembly*, Proc. TMS Light Metals (2013) 1341-1346.
- [22] Données Aluminerie Alouette Inc, Sept-Îles, 2017.
- [23] R. W. Peterson, *Temperature and voltage measurement in Hall cell anodes*, Proc. TMS Light Metals (1976) 365-382.
- [24] R. W. Peterson, *Studies of stub to carbon voltage*, Proc. TMS Light Metals (1978) 367-378.
- [25] R. W. Peterson *et al.*, *Anode cast iron thickness optimization*, Proc. TMS Light Metals (1989) 499-503.
- [26] Gagné *et al.*, *Anode butts automated visual inspection system*, Proc. TMS Light Metals (2008) 895-898.
- [27] Molenaar *et al.*, *Experimental investigation of factors affecting the electrical performance of the stub to carbon connection*, Proc. TMS Light Metals (2013) 1359-1364.
- [28] S. Kolås *et al.*, *High frequency measurements of current through individual anodes*, Proc. TMS Light Metals (2015) 729-734.
- [29] Brooks *et al.*, *Factor in the design of reduction cell anodes*, Proc. TMS Light Metals (1984) 961-976.
- [30] Rheday *et al.*, *Effects of carboneous rodding mix formation on steel-carbon*, Proc. TMS Light Metals (1985) 1089-1105.
- [31] M. Sorlie *et al.*, *Cathode collector bar to carbon contact resistance*, Proc. TMS Light Metals (1992) 779-787.
- [32] D. Richard *et al.*, *Challenges in stub hole optimisation of cast iron rodded anodes*, Proc. TMS Light Metals (2009) 1067-1072.
- [33] L. St-Georges *et al.*, *Evaluation of contact resistance in electrodes of hall-heroult process*, Proc. TMS Light Metals (2009) 1103-1108.
- [34] A. Charette, Y.S. Kocaefe, and D. Kocaefe, *Le carbone dans l'industrie de l'aluminium*. 2012, Chicoutimi, Canada, Les presses de l'aluminium, xxi, 325 p
- [35] W. Kallel *et al.*, *Evolution of Mechanical Properties of Carbon Anodes During Baking*, Proc. ICSOBA (2016).
- [36] G. D'Amours, *Développement de Lois Constitutives Thermomécaniques pour les Matériaux à Base de Carbone lors du Préchauffage d'une Cuve d'Électrolyse*, Thèse de doctorat, Québec, Canada, Université Laval (2004)
- [37] P.-L. Girard *et al.*, *Numerical Investigation of the Load Free Permanent Strain in Carbon Anode During Baking Process*, Proc. ICSOBA (2016).

- [38] M. Dupuis, *Using Ansys based aluminum reduction cell energy balance models to assist efforts to increase Lauralco's smelter productivity*, ANSYS conference proceedings (1998) 233-240.
- [39] D. Richard *et al.*, *Aluminum reduction cell anode stub hole design using weakly coupled thermo-electro-mechanical finite element models*, Journal of Finite Elements in Analysis and Design (2001) 287–304.
- [40] H. Fortin *et al.*, *FEM analysis of voltage drop in the anode connector assembly*, Proc. TMS Light Metals (2009) 1055-1060.
- [41] O.E. Frosta *et al.*, *Modelling of anode thermal cracking behaviour*, Proc. TMS Light Metals (2008) 923-927.
- [42] N. Kandev *et al.*, *Electrical losses in the stub-anode connection: computer modeling*, Proc. TMS Light Metals (2009) 1061-1066.
- [43] W. Li *et al.*, *Numerical analysis of the anode voltage drop of a reduction cell*, Proc. TMS Light Metals (2009) 1169-1171.
- [44] K. Ding *et al.*, *Prediction of voltage loss on electrical connections for aluminium smelter reduction cells*, Proc. of the Institution of Mechanical Engineers, Vol. 226 (2011) 981-994.
- [45] Taylor, *Anode cover material and future needs*, 9th Australasian Aluminium Smelting Technology Conference (2007), Terrigal, Australia, P7.
- [46] E. Jeddi *et al.*, *Experimental and numerical investigation of voltage drop in anode assemblies*, Proc. TMS Light Metals (2013) 1347-1352.
- [47] E. Jeddi, *Numerical study of anodic voltage drop in the Hall-Héroult cells by finite element method*, Mémoire de maîtrise, Chicoutimi, Canada, Université du Québec à Chicoutimi (2012).
- [48] Gunasegaram *et al.*, *Rodding in hall-héroult cells: an fea model that predicts room temperature mechanical properties and cracking tendency of thimbles*, Proc. TMS Light Metals (2014) 1287-1292.
- [49] Friedli, inventor, *U.S. Patent* 4574019 (1986).
- [50] Tsomae, inventor, *Int. Patent* 055761 A1 (2002).
- [51] Fafard, inventor, *Int. Patent* 100340A1 A1 (2012).
- [52] Berends, inventor. *U.S. Patent* US62/181087 (2014).
- [53] Richard & Dupuis, inventors, *Int. Patent* WO2016134462 (2016).
- [54] M. Dupuis, *Development and application of an ANSYS based thermo-electro-mechanical anode stub hole design tool*, Proc. TMS Light Metals (2010) 519-524.
- [55] SimutechGroup. <https://www.simutechgroup.com/tips-and-tricks/fea-videos/432-ansys-workbench-fea-tips-tricks-contact-gap>. [Internet].
- [56] PADT. <http://www.padtinc.com/blog/the-focus/what-every-user-should-know-about-tables-in-ansys-mechanical-apdl>, [Internet], 2012 [cited 2017].

- [57] J. Hives *et al.*, *Electrical Conductivity of Molten Cryolite-Based Mixtures Obtained with a Tube-type Cell Made of Pyrolytic Boron Nitride*, Proc. TMS Light Metals (1994) 65-72.
- [58] M. Gagnon *et al.*, *Hexapod Fleet Migration in Order to Upgrade to AP40LE Technology*, Proc. TMS Light Metals (2017) 1375-1383.
- [59] Rye *et al.*, *Heat transfert, thermal conductivity and emissivity of Hall-Heroult top crust*, Proc. TMS Light Metals (1994) 630-635.
- [60] Y.Çengel, and J. Ghajar, *Heat and Mass Transfer, Fundamentals and Applications*. 2011, New York, US, McGraw-Hill, 4th édition, xix, 924 p.
- [61] S.-O. Tremblay *et al.*, *Numerical investigation of the thermomechanical behaviour of anode butt*, Proc. TMS Light Metals (2018) 1403-1412.
- [62] Y. Lu, *Effect of pitch properties on anode properties*, Mémoire de maîtrise, Chicoutimi, Canada, Université du Québec à Chicoutimi (2016).
- [63] Hulse, *Anode manufacture: Raw materials, formulation and processing parameters*, Thèse de doctorat, Sierre, Switzerland, University of Aukland (2000).
- [64] Bouchard, *Pyrolyse de divers brais utilisés dans la technologie söderberg et analyse des matières volatiles*, Mémoire de maîtrise, Chicoutimi, Canada, Université du Québec à Chicoutimi (1998).
- [65] Kapoor *et al.*, *Analysis of prebake anode assembly of hall-heroult cells to enhance life of conductor bar*, Proc. TMS Light Metals (2006) 259-264.
- [66] S.O. Tremblay *et al.*, *Development of a new approach to increase the electrical performance of anodic assemblies*, Proc. TMS Light Metals (2015) 1173-1180.
- [67] S.O. Tremblay *et al.*, *In situ investigation of the behaviour of the anode assemblies*, Proc. TMS Light Metals (2016) 959-964.
- [68] S.O. Tremblay *et al.*, *In Situ Investigation of Current Distribution in the Anode*, Proc. ICSOBA (2016).
- [69] S.O. Tremblay & D. Marceau, inventors, *Int. Patent WO2016141475 A1* (2016).

ANNEXE A

RCE LORS D'UNE INSERTION AVEC VIBROCOMPACTEUR

La Figure A1 montre les résultats obtenus avec l'insertion des éléments de connexion durant la vibrocompaction. Tout d'abord, aucune fissure apparente n'a été observée avant et après la cuisson. Les résultats démontrent en premier lieu que les éléments de connexion ayant été insérés à la compaction (#14 à #19) obtiennent une résistance électrique beaucoup plus élevée que ceux étant insérés dans une rainure usinée (#6 à #13), et ce, pour toutes les épaisseurs. Ce constat s'explique par les complications associées à l'ajout du gabarit et des éléments de connexion dans le procédé de fabrication de l'anode.

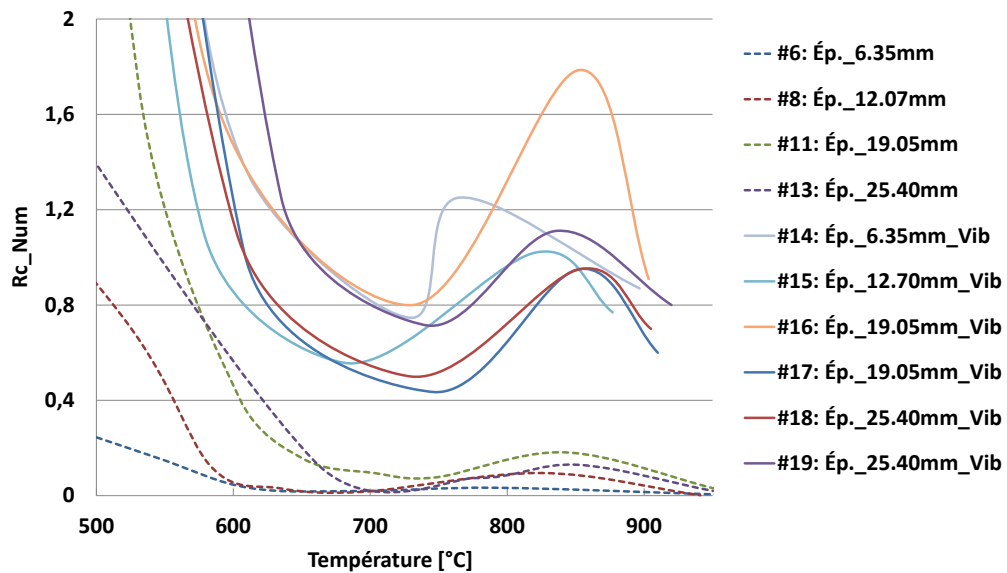


Figure A1: Impact de l'épaisseur des éléments de connexion sur la RCE incluant la vibrocompaction

ANNEXE B

DESCRIPTION DE LA PREUVE DE CONCEPT

Suite aux résultats prometteurs, il a été décidé de réaliser une preuve de concept chez le partenaire industriel soit AAI. Considérant que le gain potentiel au niveau de la chute de voltage peut aisément être quantifié via l'utilisation d'un modèle TE, la présente preuve de concept à comme objectif d'estimer la chute de voltage associé à l'interface acier/carbone considérant l'insertion des éléments de connexion lors de la vibrocompaction industrielle suivit de la cuisson. Une méthodologie a dû être définie en collaboration avec AAI de sorte à respecter les contraintes temporelles et économiques en plus d'assurer des manipulations sécuritaires tout en demeurant représentatif supposant une implantation industrielle. En se basant sur la Figure B1, la stratégie adoptée relative à la fabrication de l'anode crue implique les étapes suivantes.

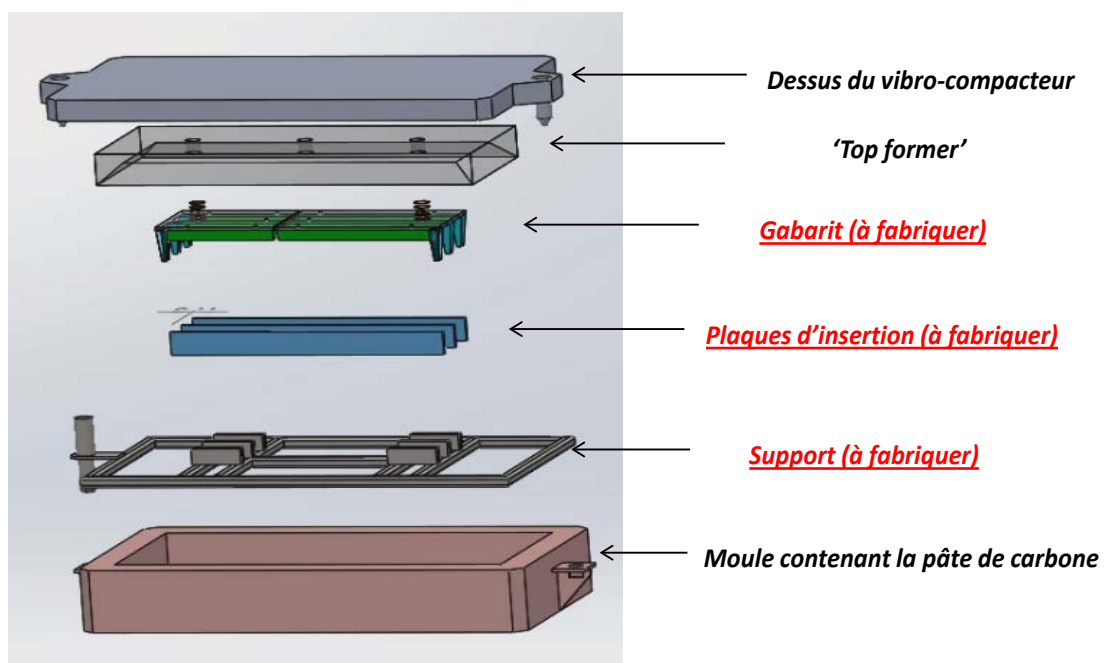


Figure B1: Équipement permettant l'insertion des éléments de connexion lors de la compaction

- a) Remplacer les tourillons fixés à la plaque de formage («top former») par le gabarit (à fabriquer);
- b) Insérer les trois éléments de connexion d'aciers sur le support (18 kg/connecteur) qui lui est initialement au sol;
- c) Installer le support incluant les éléments de connexion sur le dessus du moule (appuie sur le périmètre du dessous du moule). Le support sert de guide pour insérer les éléments de connexion d'acier dans le gabarit et permet de minimiser les manipulations humaines;
- d) Descendre la plaque de formage afin de fixer les éléments de connexion au gabarit. Le système de fixation magnétique du gabarit permet un support mécanique suffisant pour soutenir le poids des connecteurs d'aciers. Également la conception du support/gabarit considère les tolérances nécessaires pour assurer le bon fonctionnement;
- e) Une fois les éléments de connexion fixés au gabarit, remonter la plaque de formage et enlever le support;
- f) Insérer la pâte d'anode dans le moule;
- g) Procéder à la vibrocompaction (la conception proposée permet le relâchement des éléments de connexion au gabarit une fois l'anode compactée);
- h) Recommencer l'étape b à g, 10 fois.

La Figure B2 montre les différents composants du système permettant la fabrication des anodes tests.

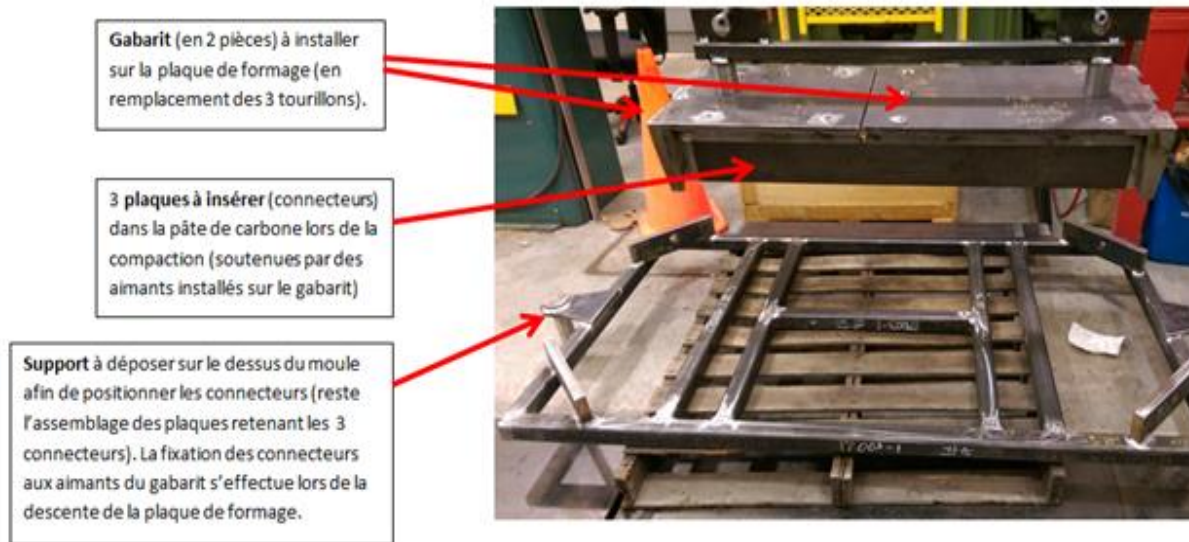


Figure B2: Vérification du fonctionnement du système permettant la fabrication des anodes tests

38.55

12.30

2%

4.32

4.32

DETAIL A

3/4"

3/4" TYP

Simon Tremblay

Assemblage Trovata®

MATERIALS		FINISHES		COLORS		TEXTURES	
ITEM	DESCRIPTION	ITEM	DESCRIPTION	ITEM	DESCRIPTION	ITEM	DESCRIPTION
1	ROOFING	2	UNDERLAYMENT	3	INSULATION	4	FLASHING
5	VENTS	6	DRAINAGE	7	SKYLIGHTS	8	PARAPETS
9	WALLS	10	CEILING	11	FLOORS	12	STAIRS
13	ELEVATORS	14	MECHANICAL	15	ELECTRICAL	16	PLUMBING
17	HEATING	18	Cooling	19	Water	20	Sewer
21	Gas	22	Oil	23	Electric	24	Phone
25	Television	26	Internet	27	Security	28	Fire
29	Alarm	30	Smoke	31	Carbon Monoxide	32	Radon
33	Lead	34	Asbestos	35	Mold	36	Pest
37	Termites	38	Ants	39	Bees	40	Wasps
41	Flies	42	Moths	43	Crickets	44	Spiders
45	Scorpions	46	Lizards	47	Snakes	48	Turtles
49	Snails	50	Slugs	51	Shrimp	52	Crabs
53	Clams	54	Mollusks	55	Amphibians	56	Reptiles
57	Birds	58	Mammals	59	Insects	60	Plants
61	Animals	62	Humans	63	Angels	64	Devils
65	Saints	66	Monks	67	Nuns	68	Popes
69	Cardinals	70	Bishops	71	Archbishops	72	Papal Legates
73	Procurators	74	Chaplains	75	Canon Lawyers	76	Monks
77	Nuns	78	Religious	79	Secular	80	Laity
81	Clergy	82	Ministry	83	Diocese	84	Archdiocese
85	Episcopate	86	Synod	87	Conciliar	88	Ecumenical
89	Interfaith	90	Religious Freedom	91	Human Rights	92	Peace
93	Justice	94	Law	95	Medicine	96	Education
97	Science	98	Technology	99	Environment	100	Climate Change

256

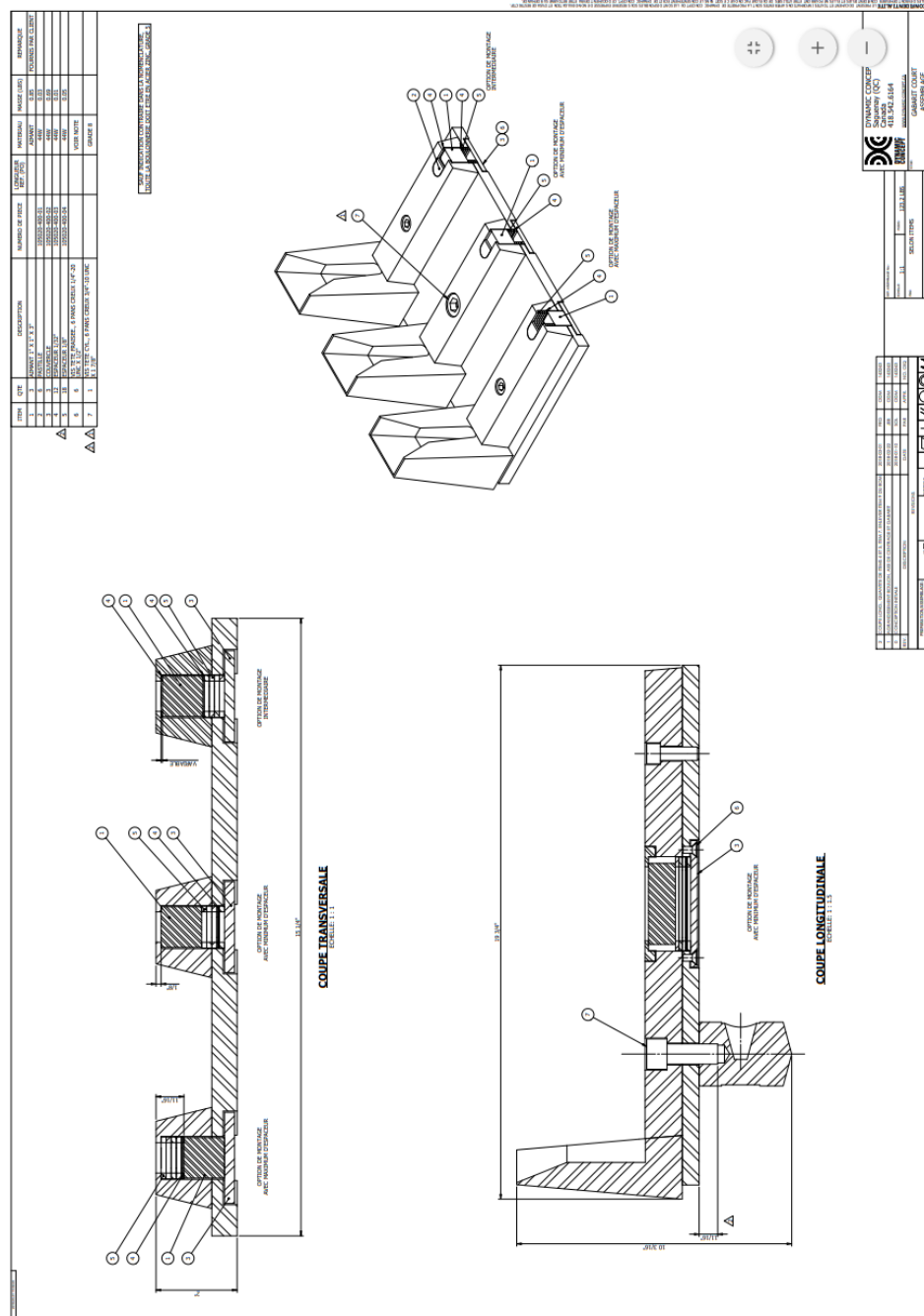


Figure C2 : Plan du gabarit allant sur la plaque de formage, #1

Figure C4 : Support allant sur le moule permettant le positionnement des éléments de connexion

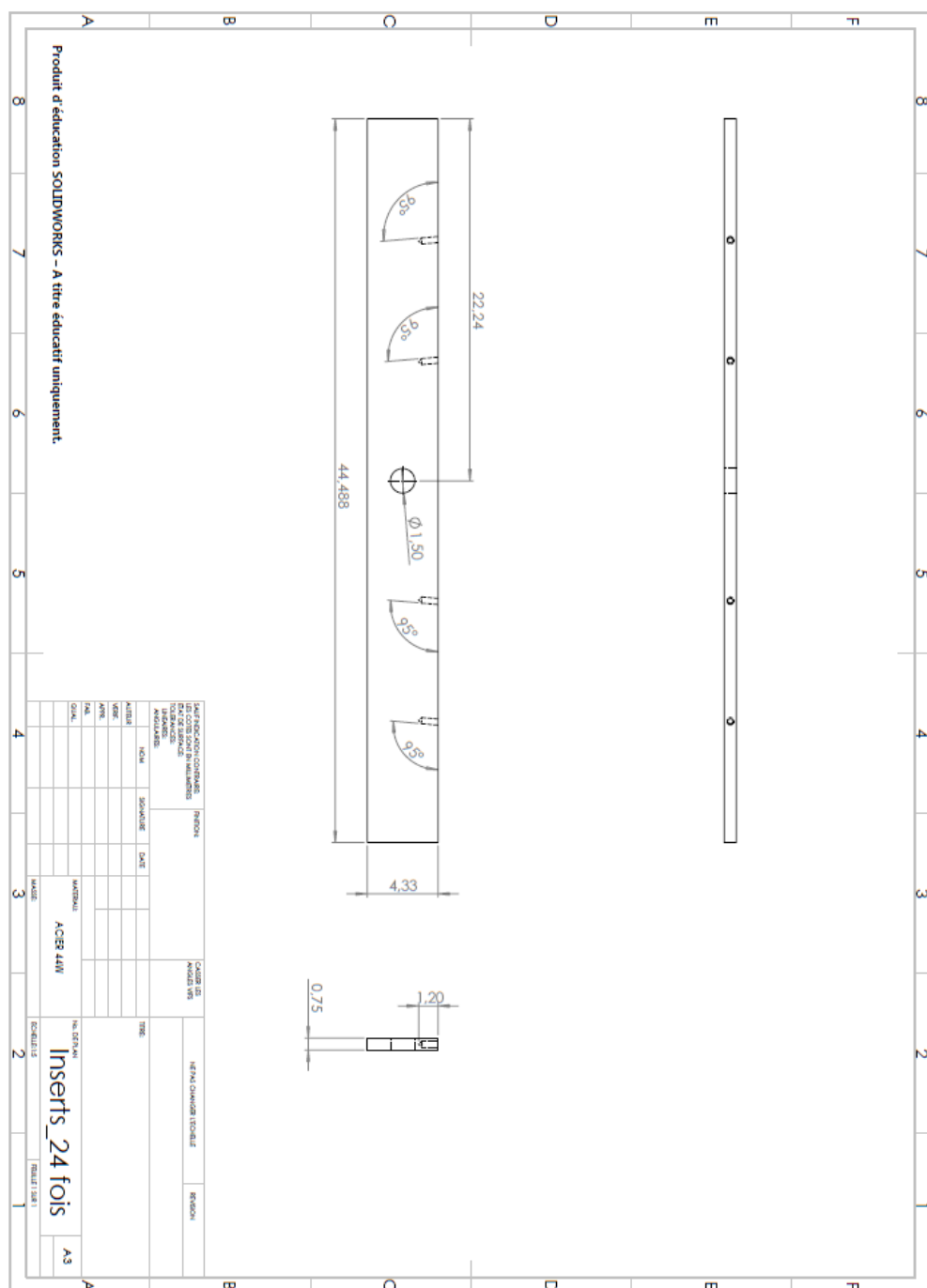


Figure C5 : Plan de l'élément de connexion