



HAL
open science

Caractérisation de l'état de corrosion des aciers dans le béton par cartographie de potentiel

Sylvain Garcia

► **To cite this version:**

Sylvain Garcia. Caractérisation de l'état de corrosion des aciers dans le béton par cartographie de potentiel. Matériaux composites et construction. Université Paul Sabatier - Toulouse III, 2017. Français. NNT : 2017TOU30383 . tel-02016528

HAL Id: tel-02016528

<https://theses.hal.science/tel-02016528>

Submitted on 12 Feb 2019

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

Université Fédérale



Toulouse Midi-Pyrénées

THÈSE

En vue de l'obtention du

DOCTORAT DE L'UNIVERSITÉ DE TOULOUSE

Délivré par *Université Toulouse III Paul Sabatier*
Discipline ou spécialité : *Génie Civil*

Présentée et soutenue par

Sylvain GARCIA

Le 20 Septembre 2017

Titre :

*Caractérisation de l'état de corrosion des aciers dans le béton par
cartographie de potentiel*

JURY

Karim AIT-MOKHTAR, Pr. Université de La Rochelle (Président du Jury)

Véronique BOUTEILLER, Mcf. Université Paris-Est (Rapporteur)

Laurent GAILLET, Dr. de recherche Université de Nantes (Rapporteur)

Stéphane LAURENS, Mcf. INSA Toulouse (Examineur)

Jean-Paul BALAYSSAC, Pr. Université Toulouse III (Co-Directeur de thèse)

Fabrice DEBY, Mcf. Université Toulouse III (Co-Directeur de thèse)

Ecole doctorale : *Mécanique, Energétique, Génie civil et Procédés (MEGEP)*
Unité de recherche : *Laboratoire Matériaux et Durabilité des Constructions (LMDC)*
Directeur(s) de Thèse : *Jean-Paul BALAYSSAC et Fabrice DEBY*

Remerciements :

Je tiens à remercier la Banque Publique d'Investissement pour avoir financé le projet éco-industries ATALANTE regroupant deux thèses, je remercie également ÉTANDEX l'entreprise porteuse du projet.

Je tiens à remercier mes encadrants Jean-Paul BALAYSSAC et Fabrice DEBY pour la bonne ambiance, ainsi que le soutien et la confiance qu'ils ont pu me porter tout au long de cette thèse. Mais aussi Gilles KLYSZ, Kahina AGRED et Quan NGUYEN membres de l'équipe CND avec qui j'ai pu échanger à de nombreuses reprises.

Je remercie tous les membres du jury, Karim AIT-MOKHTAR pour en avoir assuré la présidence, Véronique BOUTEILLER et Laurent GAILLET qui ont fait le travail de rapporter cette thèse et Stéphane LAURENS pour s'être rendu disponible afin d'examiner mon travail, pour nos quelques discussions sur différentes problématiques de la corrosion.

Je souhaite remercier les personnes du laboratoire avec qui j'ai pu discuter et échanger durant ces 3 années de thèse. Merci au personnel technique pour leur support à la fois scientifique, matériel et technique : Sylvain, Yann et René, notamment pour la mise en place des dalles, ainsi que Carole, Vanessa, Maud, Laurent, David et Frédéric. Merci aussi au personnel administratif : Ghislaine et Fabienne. Sans oublier Anaclet TURATSINZE et Gilles ESCADEILLAS, pour m'avoir permis de réaliser des vacations au sein de l'IUT Génie Civil de Toulouse durant ces années de thèses.

Un remerciement particulier à Kahina, avec qui j'ai pu échanger en arrivant au laboratoire à un moment où je ne connaissais personne. Ainsi qu'à mes collègues de bureau Buchette, Youssef, Sophie, Suaad, Pablo, Élie, Pham, Jivko et Guillaume.

Merci à tous les membres du club de renommée internationale du Tarot Upsidien : Mcf. Hugo, Mister White, Bernard, Poupougne, Pierre, Babacar, Aurélie, Carolin', Tito, Mouss, Jin, Saïd, Billy, Chantal et Marius (#annoncéecomptedouble). Sans oublier les challengers de BROFORCE et BOMBERMAN !

Merci à tous mes amis, avec qui j'ai partagé de super moments au cours de ces 27 dernières années.

Pour finir, des remerciements tout particuliers à mes parents, ma sœur et ma famille, car si j'en suis arrivé là, c'est grâce à leur soutien, à leur disponibilité, et à leur aide tout au long de ces années. Et un grand merci à ma Julie avec qui j'ai vécu ces années de thèses et qui m'a encouragée et supportée jour après jour !

Résumé :

La cartographie de potentiel est couramment utilisée afin de détecter les zones de corrosion à risque dans les ouvrages en béton armé. Cette méthode utilise une électrode de référence positionnée à la surface du béton afin de mesurer la différence de potentiel entre un point à la surface du béton et une connexion au réseau d'armatures. Toutefois, il existe deux inconvénients majeurs à cette technique : la connexion au treillis d'armatures qui nécessite d'y avoir accès et la vérification de sa continuité électrique dans la zone de mesure.

Dans le but de ne plus être soumis à ces inconvénients, une nouvelle méthode est proposée. Au lieu de se connecter au treillis, une seconde électrode de référence est utilisée, elle aussi positionnée à la surface du béton étudié. Cette configuration de mesure ne donne plus des potentiels électriques, mais des gradients de potentiel entre les deux électrodes de mesure.

Par la mise en place de simulations numériques et d'essais expérimentaux, cette configuration de mesure est étudiée.

En ce qui concerne le travail expérimental, deux dalles de béton armé de 3x3x0,15m ont été coulées afin d'être proche des conditions rencontrées sur site. Ensuite que des zones corrodées, dont la taille est contrôlée, sont créées de manière accélérée à l'aide d'un dispositif de migration de chlorures. L'épaisseur d'enrobage de la dalle ayant une influence sur les mesures, il a été choisi de couler deux dalles. La première dalle comporte un treillis dont l'épaisseur d'enrobage est constante alors que la seconde dalle possède une épaisseur d'enrobage variable. En ce qui concerne la modélisation, une étude paramétrique utilisant la méthode des éléments finis est réalisée. Cette modélisation permet l'étude de l'influence de nombreux paramètres tels que la résistivité, la taille de la zone corrodée, l'épaisseur d'enrobage, le procédé de mesure, etc.

C'est l'analyse des courants d'échange, mais aussi des cartographies de potentiels et de gradients de potentiel qui permettent la corrélation entre les résultats expérimentaux et de simulation. C'est alors qu'il est possible de conclure sur la faisabilité de cette méthode et de ses avantages par comparaison avec la mesure classique.

Abstract:

Half-cell potential mapping is commonly used to detect corrosion risks in reinforced concrete structures. This method uses a reference electrode positioned on the surface of concrete for measuring potential difference by using a voltmeter connected to the reinforcement. However, there are two major drawbacks in the implementation of this method: the necessity to make an electrical connection to the reinforcement and the electrical continuity of this reinforcement.

In order to overcome these disadvantages, a new method is proposed. Instead of using electrical connection to rebar, a second reference electrode is used, also positioned on the surface. These two electrodes configuration gives the electrical potential gradient on the concrete surface.

By performing both experimental work and numerical modelling this method configuration is tested. For experimental work, two reinforced concrete slabs (3x3x0.15 meter sized) were cast to be close to actual structural conditions. The corroded areas are created with an accelerated method, using the migration of chloride ions. Corrosion size and localisation are controlled during the experiment. The thickness of the concrete cover has an influence on the measures, for this reason in the first slab reinforcement depth is fixed, while it is variable in the second slab. Concerning modelling, a parametric study using a finite element model is performed. This model allows the study of the influence of several parameters such as resistivity, corroded area size, concrete cover and also the measurement process.

It is the analysis of the corrosion current, as well as potential mapping that allows the correlation between the experimental and modelling results. Discussion of both results concludes on the feasibility of this method and confirms its benefits compared to the usual half-cell potential mapping.

Table des Matières

Introduction générale.....	11
Chapitre I. Etat de l'Art.....	27
I.1. Généralités sur la corrosion et le béton armé	28
I.1.1. Le béton armé	28
I.1.2. Porosité	28
I.1.3. Corrosion	29
I.2. Thermodynamique électrochimique : la corrosion.....	38
I.2.1. Généralités	38
I.2.2. Phénomène de pile, réaction spontanée : cas particulier de la corrosion du fer	41
I.2.3. État électrochimique d'un métal.....	43
I.3. Aspects électrocinétiques de la corrosion	45
I.3.1. Relation de Butler-Volmer	45
I.3.2. Réaction contrôlée par le transfert électronique, droites de Tafel	46
I.3.3. Résistance de polarisation	49
I.3.4. Spectroscopie d'impédance électrochimique	51
I.3.5. Loi de Faraday	53
I.4. Modélisation et distributions de courant	54
I.4.1. Généralités	54
I.4.2. Les distributions primaire et secondaire	56
I.4.3. La distribution tertiaire	58
I.4.4. Cas particulier du béton armé	60
I.5. Identification des zones corrodées	61
I.5.1. Méthodes de Contrôle Destructif.....	62
I.5.2. Méthodes de Contrôle Non Destructif.....	64
I.5.3. Choix du dispositif.....	74
I.6. Conclusion.....	78
Chapitre II. Simulations numériques.....	79
II.1. Introduction.....	80

II.2. Présentation de la simulation	80
II.2.1. Géométrie simplifiée et paramètres.....	80
II.2.2. Paramètres d'entrée	81
II.2.3. Résultats pour une géométrie simple	83
II.3. Étude paramétrique	86
II.3.1. Géométrie	86
II.3.2. Résistivité.....	87
II.3.3. Épaisseur d'enrobage	89
II.3.4. Taille de la zone corrodée	91
II.3.5. Second treillis.....	94
II.3.6. Diamètre des barres d'acier.....	97
II.3.7. Maille du treillis	101
II.3.8. Deuxième zone corrodée.....	104
II.4. Influence de la mesure sur les cartographies	110
II.4.1. Paramètres de mesures	110
II.4.2. Influence du pas de mesure	110
II.4.3. Configuration de la mesure	111
II.5. Comparatif des paramètres de Butler-Volmer de la bibliographie	113
II.6. Conclusion	119
Chapitre III. Développement de la méthodologie	121
III.1. Introduction	122
III.2. Conception des dalles en béton armé	122
III.2.1. Dimensions	122
III.2.2. Composition du béton	125
III.2.3. Caractérisation	126
III.3. Création de zones corrodées accélérée	131
III.3.1. Méthodologie	131
III.3.2. Prétest sur formulation similaire.....	133
III.3.3. Validation sur dalle test.....	142
III.4. Présentation du dispositif de mesure	147

III.4.1. Technologie.....	147
III.4.2. Méthode de mesure	148
III.5. Conclusion	153
Chapitre IV. Essais à l'échelle structurelle	155
IV.1. Introduction	156
IV.2. Présentation des zones de travail.....	156
IV.2.1. Dalle à épaisseur d'enrobage constant.....	156
IV.2.2. Dalle à épaisseur d'enrobage variable	157
IV.3. Création des spots de corrosion de la première dalle	159
IV.3.1. Zone 1 : premier spot de corrosion	159
IV.3.2. Zone 3 : second spot de corrosion plus grand.....	161
IV.3.3. Zone 5 : création simultanée de deux spots de corrosion	163
IV.3.4. Conclusion	168
IV.4. Détection des spots de corrosion de la première dalle	169
IV.4.1. Comparatif de la mesure classique et par gradient	169
IV.4.2. Zone 1 : premier spot de corrosion	173
IV.4.3. Zone 3 : second spot de corrosion	177
IV.4.4. Zone 5 : troisième et quatrième spots de corrosion	177
IV.4.5. Influence de la résistivité et de la connexion des deux lits armatures	179
IV.5. Deuxième dalle : épaisseur d'enrobage variable	183
IV.5.1. Zone 8-9 : épaisseur d'enrobage de 7cm	183
IV.5.2. Zone 5-6 : épaisseur d'enrobage de 4cm	186
IV.6. Conclusion.....	189
Conclusion générale et perspectives.....	191
Références bibliographiques	195
Annexes.....	203

Introduction générale

Le parc architectural français est majoritairement composé de structures en béton armé. Ce parc étant vieillissant, des pathologies environnementales s'y développent et le premier facteur de dégradation de ces ouvrages est la corrosion des armatures. L'optimisation de la maintenance des ouvrages de génie civil en béton armé est devenue une préoccupation majeure pour les maîtres d'ouvrage et les exploitants. La surveillance des phénomènes de vieillissement est donc une donnée fondamentale pour atteindre ou rallonger la durée de service des structures prévue à leur conception. Plus la détection des zones corrodées dans ces structures est faite de manière précoce, moins les coûts en entretien seront importants.

Cette thèse s'inscrit dans le cadre du projet ATALANTE. Ce projet Eco-industries sélectionné et soutenu financièrement par la Banque Populaire d'Investissement (BPI) fait partie des projets collaboratifs de recherche et développement à fort potentiel économique et apportant des réponses à des enjeux environnementaux ciblés. Il a pour but de développer un robot de diagnostic des bétons des ouvrages de bâtiment ou de génie civil. ATALANTE est composé de trois partenaires : l'entreprise ETANDEX, porteur du projet, le LMDC qui développe les méthodes de Contrôle Non Destructif (CND) et ECA ROBOTICS qui met au point la robotisation des outils. L'objectif du LMDC est d'implanter les méthodes CND dans le robot afin de réaliser des mesures automatiquement en demandant le moins d'interventions humaines possible. Deux méthodes CND sont ainsi développées et font l'objet de deux thèses : la première concerne la localisation des aciers à l'aide d'un système radar (GPR) et la seconde est l'outil permettant la détection des zones de corrosion.

Cette thèse a pour but de mettre au point l'outil de détection de la corrosion dans le béton armé implantable sur le robot. Pour arriver à ce diagnostic, les méthodes CND sont employées, notamment les mesures de potentiel électrique ainsi que la résistance de polarisation. La cartographie de potentiel électrique est particulièrement adaptée à la détection de la corrosion tandis que la résistance de polarisation est dédiée à la quantification de la cinétique de corrosion. Néanmoins le problème de ces méthodes est qu'elles sont toutes deux intrusives, à savoir qu'elles nécessitent une connexion au réseau d'armatures.

L'objectif principal de la thèse est donc d'améliorer la méthode de mesure de potentiel électrique afin de convenir à une implantation et une automatisation de la mesure sur un robot. Cette thèse est découpée en quatre parties, à commencer par un état de l'art. Cette partie comprend la présentation des aspects thermodynamique de la corrosion, des mécanismes de carbonatation et de pénétration des chlorures ainsi que les lois électrocinétiques régissant ces phénomènes. Différentes méthodes de simulations numériques existantes seront présentées afin de choisir une méthode adéquate à la simulation de la corrosion dans le béton armé. Ensuite un comparatif des différentes méthodes CND électrochimiques permettant la détection de la corrosion sera réalisé afin d'y déceler les avantages et inconvénients de chaque méthode. La méthode la plus avantageuse dans le cadre d'une robotisation sera alors identifiée afin de réaliser des essais.

Dans un second temps, des simulations numériques de la corrosion seront effectuées à l'aide du logiciel COMSOL Multiphysics® qui utilise la méthode des éléments finis. Ces simulations auront pour but d'étudier l'influence de nombreux paramètres sur les informations qu'il est possible d'obtenir en surface du béton. Les paramètres étudiés sont de deux types : géométrique tels que la taille de la zone corrodée, le diamètre des armatures, l'épaisseur d'enrobage, ou encore physico-chimique tels que la résistivité et les paramètres électrocinétiques de Butler-Volmer issue de la bibliographie.

Dans un troisième temps sera présenté le coulage de deux grandes dalles en béton armé afin de réaliser des essais CND à échelle structurelle. La caractérisation du béton selon différents aspects par des essais mécanique et de durabilité sera abordée. Nous mettrons en place un protocole de dégradation accéléré des armatures par migration des chlorures. Ce protocole est développé à l'échelle laboratoire pour être transposé sur les dalles de grandes dimensions cela afin de créer une ou plusieurs zones de corrosion à la fois, d'environ 10cm de diamètre. Enfin, il sera présenté la méthodologie du dispositif de détection de la corrosion, ainsi que la méthode d'exploitation des mesures.

Dans la dernière partie, le procédé de corrosion accéléré par migration des chlorures est utilisé à plusieurs reprises sur les grandes dalles et dans différentes zones de travail. Ainsi des zones corrodées de différentes tailles sont créées. Cela permet de comparer la méthode de mesure de potentiel électrique classique à celle développée durant cette thèse. L'influence de quelques paramètres sur les mesures est aussi étudiée et comparée aux tendances obtenues lors des modélisations. Les paramètres étudiés sont la résistivité du béton d'enrobage, l'épaisseur d'enrobage, la taille du spot de corrosion, et la connexion électrique du treillis supérieur au treillis inférieur.

Ces différentes études nous permettront de conclure sur l'utilité et l'efficacité de la méthode de mesure proposée, mais aussi de la simulation numérique étudiée.

Nomenclature

$[i]$: concentration molaire de l'espèce i	(mol/L)
a_i	: activité chimique de l'espèce i ($a_{solide} = 1, a_{gaz} = p_i, a_{ion} = [i]$)	(-)
A	: surface du matériau étudié	(m ²)
B	: constante de Stern & Geary	(V)
C_i	: concentration molaire de l'espèce i	(mol/m ³)
C_{0i}	: concentration molaire de l'espèce i loin des électrodes	(mol/m ³)
D_i	: coefficient de diffusion de l'espèce i	(m ² /s)
e	: épaisseur de l'élément i consommée ou produite	(m)
E_{corr}	: potentiel électrique de corrosion	(V/ref)
$E_{electrode}$: potentiel électrique de l'électrode	(V/ref)
$E_{ox/red}$: potentiel électrique du couple redox étudié	(V/ref)
$E_{ox/red}^0$: potentiel standard du couple redox défini pour un cas où les activités du réducteur ainsi que de l'oxydant sont égales à 1	(V/ref)
E_{ref}	: potentiel électrique de l'électrode de référence	(V/ref)
$E_{(0,0)}$: potentiel électrique de référence aux coordonnées (0,0) égal à 0V/E _(0,0) ,	(0V/E _(0,0))
$E_{(n,m)}$: potentiel équivalent par rapport à $E_{(0,0)}$ pour le point situé en (n,m),	(0V/E _(0,0))
f	: fréquence	(Hz)
\mathcal{F}	: constante de Faraday	(96500 C/mol)
H_i	: constante de Henry de l'espèce i	(Pa.(mol/L) ⁻¹)
I_{corr}	: intensité de courant de corrosion	(A)
I	: intensité traversant le circuit	(A)
j	: densité de courant locale	(A/m ²)
j_a, j_c	: densité de courant anodique et cathodique	(A/m ²)

j_{corr}	: densité de courant de corrosion	(A/m ²)
K_i	: constante d'équilibre ou de dissolution du composé i	/
m	: numéro de la colonne	(-)
m_i	: masse de l'élément i	(kg)
M_i	: masse molaire de l'élément i	(g/mol)
n	: numéro de la ligne	
n_i	: nombre de moles de l'élément i	(mol)
n_{e-}	: nombre d'électrons échangés	(-)
N_i	: vecteur de flux massique de l'espèce i	(mol/m ² /s)
p_i	: pression partielle de l'élément i	(Pa)
Q	: quantité d'électricité	(C)
R	: constante des gaz parfaits	(8,314 J/mol/K)
R_p	: résistance de polarisation	(Ω)
R_m	: résistance électrique du milieu	(Ω)
S	: surface polarisée	(m ²)
t	: temps	(s)
t_i	: nombre de transport de l'espèce i	(-)
T	: température	(K)
u	: vitesse d'écoulement	(m/s)
u_{mi}	: mobilité de l'espèce i	(m ² /V.s)
ΔV	: différence de potentiel électrique entre deux électrodes	(V)
V_i	: volume de l'élément i	(m ³)
V_{tare}	: tension de tare entre deux électrodes	(V)
$V_{(n,m)}$: tension entre les électrodes de références situées entre les points (n-1,m) et (n,m)	(V)
z_i	: charge électrique de l'espèce i	(-)

Z	: impédance électrique	(Ω)
Z_w	: résistance au transfert de masse par diffusion	($\Omega.m$)
α	: coefficient de transfert de charge hétérogène électrochimique anodique et cathodique	(-)
β	: coefficients de Tafel	(V/dec)
η	: surtension d'activation de l'électrode	(V/ref)
$\eta_{a.electrode}$: surtension d'activation à l'électrode	(V)
$\eta_{c.electrode}$: surtension de concentration à l'électrode	(V)
μ_i^0	: mobilité ionique à dilution infinie de l'espèce i	($m^2/s/V$)
ρ_i	: masse volumique de l'élément i	(kg/m^3)
ρ	: résistivité électrique du milieu considéré	($\Omega.m$)
σ	: conductivité électrique du milieu	(S/m)
φ	: déphasage entre deux ondes	
$\Phi_{electrode}$: potentiel électrique absolu de l'électrode	(V)
Φ_{ref}	: potentiel électrique absolu de l'électrode	(V)
$\Phi_{s\ electrode}$: potentiel électrique absolu de la solution à l'interface de l'électrode	(V)
ϕ_s	: potentiel électrique absolu en solution	(V)
ω	: fréquence angulaire	(Hz)

Liste des Figures

Figure I-1 : Schéma de l'évolution de l'occupation de l'espace intergranulaire cimentaire [Nonat, 2008].	29
Figure I-2: Béton après coulage (à gauche) et après formation de la couche passivante (à droite).	29
Figure I-3: Évolution de la dégradation des armatures au cours du temps [Tuutti, 1982].	30
Figure I-4 : Évolution de la proportion des espèces CO_2 , HCO_3^- et CO_3^{2-} en milieu aqueux en fonction du pH.	32
Figure I-5 : Schéma représentant la première phase de la corrosion du béton armé par carbonatation.	34
Figure I-6 : Schéma représentant le mécanisme réactionnel de la corrosion du béton armé par carbonatation, (a) dépassivation de l'armature, (b) corrosion de l'armature, (c) accroissement de la zone corrodée.	35
Figure I-7 : Schéma représentant la première phase de la corrosion du béton armé par ions chlorure.	36
Figure I-8 : Schéma représentant le mécanisme réactionnel de la corrosion du béton armé par ions chlorure, (a) dépassivation de l'armature par les chlorures, (b) corrosion de l'armature, (c) accroissement de la zone corrodée.	37
Figure I-9: Schéma comparatif des volumes molaires du fer et de ses oxydes [Liu, 1996].	38
Figure I-10 : Schéma du modèle de Helmholtz d'une double couche électrique.	39
Figure I-11: Répartition des potentiels standards des électrodes de références.	40
Figure I-12 : Schéma de l'utilisation de la méthode du gamma.	42
Figure I-13 : Diagramme de Pourbaix du fer pour une concentration ionique de 10^{-6} mol/L ; $T = 25^\circ\text{C}$, $\text{pK}_s(\text{Fe}(\text{OH})_2) = 15,26$, $\text{pK}_s(\text{Fe}(\text{OH})_3) = 37,53$.	44
Figure I-14 : Diagramme de Pourbaix du fer pour une concentration ionique de 1 mol/L ; $T = 25^\circ\text{C}$, $\text{pK}_s(\text{Fe}(\text{OH})_2) = 15,26$, $\text{pK}_s(\text{Fe}(\text{OH})_3) = 37,53$.	45
Figure I-15 : Schéma de la méthode de Tafel sur courbe logarithmique de la densité de courant en fonction du potentiel pour un couple redox.	48
Figure I-16 : Schéma de la méthode de Tafel sur courbe logarithmique de la densité de courant en fonction du potentiel dans le cas de deux couples redox.	49
Figure I-17 : Schéma du domaine de validité de la simplification linéaire de Butler-Volmer définissant la zone d'activation.	50
Figure I-18 : Schéma d'un diagramme de Nyquist	52
Figure I-19 : Circuit équivalent de Randles pour une éprouvette en béton limitée par la résistance au transfert de charge (a) ou de masse (b).	52
Figure I-20 : Schéma de la distribution de lignes de courant entre deux électrodes en contact avec des parois isolantes (adapté de [Dupuy, 2003]).	55

Figure I-21 : Schéma de l'évolution du potentiel dans un milieu électrolytique pour une distribution tertiaire.....	56
Figure I-22 : Schéma de l'évolution du pH en fonction de la distance au front de neutralisation de la phénolphtaléine dans un béton en cours de carbonatation adapté de [Kashino, 1984]. ..	62
Figure I-23 : Schéma de la méthode de détermination de la quantité de chlorures en fonction de la profondeur de l'éprouvette.	63
Figure I-24 : Schéma de l'évolution de la concentration en chlorure dans un béton soumis à un environnement extérieur agressif [Baroghel, 2008].	63
Figure I-25 : Schéma d'une mesure de potentiel électrique sur une dalle comportant un spot de corrosion avec une électrode de référence et une connexion à l'armature. [Stratfull, 1959] [Reichling, 2014] [ASTM, C876-91, 1991]	65
Figure I-26 : Cartographie de potentiel électrique d'un tablier de pont [Laurens, 2001].	65
Figure I-27: Photo du Galvapulse [Nygaard, 2009].	68
Figure I-28 : Photo du Gecor 6, [Macdonald, 2009].	68
Figure I-29 : Schéma de principe de fonctionnement d'un appareil de mesure de Rp avec anneau de garde [Nygaard, 2009].	68
Figure I-30 : Schéma du mécanisme de sous confinement de l'anneau de garde [Nygaard, 2009].	70
Figure I-31 : Schéma du mécanisme d'attraction des lignes de courant dans le cas d'une corrosion localisée [Nygaard, 2009].	70
Figure I-32 : Schéma d'un appareil de mesure de la résistivité par méthode Wenner [Polder, 2000].	71
Figure I-33 : Schéma de quatre configurations pour la mesure de la résistivité par méthode Wenner, (a) mesure sans armature, (b) mesure perpendiculaire aux armatures sans liaison électrique, (c) mesure parallèle aux armatures sans liaison électrique, (d) mesure perpendiculaire aux armatures reliées électriquement.	73
Figure I-34 : Schéma de principe du dispositif à quatre électrodes (à gauche) et photo du dispositif (à droite) [Nguyen, 2017].	73
Figure I-35 : Photos de deux instruments de mesures innovants, (a) Betoscan [Raupach, 2009], (b) Climbing robot [Leibbrandt, 2012].	75
Figure I-36 : Schéma d'une mesure par différence de potentiel électrique sur une dalle comportant un spot de corrosion avec deux électrodes de références.....	75
Figure I-37 : Schéma représentatif de trois méthodes de mesure par électrode de référence, (1) méthode classique avec une électrode de référence et connexion à l'armature, (2) méthode à deux électrodes de référence dont une est fixe et l'autre mobile, (3) méthode à deux électrodes de référence toutes deux mobiles [François, 1994].	76
Figure I-38 : Composition d'une électrode de référence sur roue.....	76
Figure I-39 : Système de mesure par gradient de potentiel avec électrodes à roue [Reichling, 2014].	77

Figure II-1 : Géométrie simplifiée étudiée, A avant et B après application des symétries.....	81
Figure II-2 : Courbes Intensité-Potentiel d'une armature corrodée et d'une armature saine issues des paramètres électrocinétiques de Sohail et al [Sohail, 2013].	82
Figure II-3 : Tracé de la densité de courant locale en fonction de la position sur le segment [AB] à la surface de la partie supérieure de la barre d'acier ; $\rho_c=200\Omega.m$; $c=2cm$; $L_{za}=10cm$	83
Figure II-4 : Tracé du potentiel électrique à la surface du béton le long de l'armature et du potentiel électrique de la partie supérieure de l'armature ; $\rho_c=200\Omega.m$; $c=2cm$; $L_{za}=10cm$.	85
Figure II-5: Géométrie d'étude pour la simulation de la répartition des lignes de courant pour un bloc de béton armé	86
Figure II-6: Cartographies de potentiel en surface en fonction de la résistivité : A) $\rho_c=200\Omega.m$, B) $\rho_c =475\Omega.m$, C) $\rho_c =750\Omega.m$, D) $\rho_c =1300\Omega.m$; $L_{za}=1cm$, $c=2cm$	88
Figure II-7 : Densité de courant locale de la partie supérieure de l'acier du segment [AB] à proximité du front anode/cathode, pour quatre valeurs de résistivités ; $L_{za}=1cm$, $c=2cm$	89
Figure II-8: Cartographies de potentiel en fonction de l'épaisseur d'enrobage : A) $c=2cm$, B) $c=4cm$, C) $c=5cm$; $L_{za}=1cm$, $\rho_c=200\Omega.m$	90
Figure II-9 : Courant d'échange global en fonction de la résistivité du béton pour trois épaisseurs d'enrobage ; $L_{za}=1cm$	91
Figure II-10: Courant d'échange global en fonction de la résistivité pour quatre longueurs de zone corrodée ; $c=2cm$	92
Figure II-11 : Évolution des densités de courant à proximité de la frontière anode/cathode de la partie supérieure de l'acier situé sur le segment [AB] pour quatre longueurs de zones de corrosion ; $\rho_c=200\Omega.m$, $c=2cm$	93
Figure II-12: Densité de courant cathodique de la partie supérieure de l'acier situé sur le segment [AB] pour quatre tailles de longueur de zones de corrosion ; $\rho_c=200\Omega.m$, $c=2cm$. ..	94
Figure II-13 : Évolution du courant d'échange global en fonction de la résistivité pour un ou deux treillis ; $L_{za}=10cm$, $c_1=2cm$, $c_2=12cm$	95
Figure II-14 : Évolution des densités de courant à proximité de la frontière anode/cathode sur le segment supérieur de l'acier supérieur en [AB] et sur le segment inférieur de l'acier inférieur en [CB] ; $L_{za}=10cm$, $\rho_c=200\Omega.m$, $c=2cm$	96
Figure II-15 : Cartographies de potentiel en fonction de la présence d'un second treillis : A) un treillis, B) deux treillis ; $L_{za}=10cm$, $\rho_c=200\Omega.m$, $c=2cm$	97
Figure II-16 : Évolution du courant d'échange global en fonction de la résistivité pour différents diamètres de 6, 9 et 12mm ; $L_{za}=1cm$, $c=2cm$	98
Figure II-17 : Évolution des densités de courant à proximité de la frontière anode/cathode de la partie supérieure de l'acier situé sur le segment [AB] pour différents diamètres d'armature ; $L_{za}=1cm$, $\rho_c=200\Omega.m$, $c=2cm$	99
Figure II-18 : Schéma du positionnement des surfaces d'intégration des lignes de courant ; $L_{za}=1cm$, $c=2cm$	100

Figure II-19 : Évolution du potentiel électrique en surface du béton selon [ABC] pour trois diamètres d'armature différents ; $L_{za}=1\text{cm}$, $\rho_c=200\Omega.m$, $c=2\text{cm}$	101
Figure II-20 : Courant d'échange global en fonction de la résistivité du béton pour différentes tailles de maille ; $L_{za}=1\text{cm}$, $c=2\text{cm}$	102
Figure II-21 : Évolution des densités de courant à proximité de la frontière anode/cathode de la partie supérieure de l'acier situé sur le segment [AB] pour différentes tailles de maille ; $L_{za}=1\text{cm}$, $\rho_c=200\Omega.m$, $c=2\text{cm}$	103
Figure II-22 : Évolution du potentiel électrique en surface du béton selon [ABC] pour différentes tailles de maille ; $L_{za}=1\text{cm}$, $\rho_c=200\Omega.m$, $c=2\text{cm}$	104
Figure II-23 : Géométrie d'étude pour la simulation de deux zones corrodées sur une dalle de béton armé.....	105
Figure II-24 : Évolution du courant d'échange global en fonction de la résistivité pour une distance d variable ; $L_{za}=10\text{cm}$, $c=2\text{cm}$	106
Figure II-25 : Évolution du courant d'échange de la zone corrodée en B en fonction de la résistivité pour une distance d variable ; $L_{za}=10\text{cm}$, $c=2\text{cm}$	107
Figure II-26 : Évolution du potentiel électrique en surface du béton selon [CB] en présence d'un second spot de corrosion pour différentes distances centre à centre ; $L_{za}=10\text{cm}$, $\rho_c=200\Omega.m$, $c=2\text{cm}$	108
Figure II-27 : Cartographies de potentiel en présence de deux zones corrodées pour différentes résistivités : A) $\rho_c=200\Omega.m$, B) $\rho_c=1300\Omega.m$; $L_{za}=10\text{cm}$, $c=2\text{cm}$	109
Figure II-28 : Cartographies de potentiel en fonction du cas de la mesure et du pas : A) pas=1cm, B) pas=2cm, C) pas=5cm, D) pas=10cm ; $L_{za}=1\text{cm}$, $\rho_c=200\Omega.m$, $c=2\text{cm}$, favorable.	111
Figure II-29 : Cartographies de potentiel en fonction du pas de la mesure et de la configuration : A) favorable et pas=2cm, B) défavorable et pas=2cm, C) favorable et pas=10cm, D) défavorable et pas=10cm ; $L_{za}=1\text{cm}$, $\rho_c=200\Omega.m$, $c=2\text{cm}$	112
Figure II-30 : Courbes log-normal de la densité de courant en fonction du potentiel (pour $E_{\text{corr a}} = -650$ et $E_{\text{corr c}} = -150\text{mV/ECS}$) pour une armature totalement corrodée et une armature saine selon différents auteurs.....	114
Figure II-31 : Courbes log-normal de la densité de courant en fonction du potentiel pour une armature totalement corrodée et une armature saine selon différents auteurs.	116
Figure II-32 : Potentiel électrique en surface le plus électronégatif (reporté en valeur absolue) en fonction des paramètres de Butler-Volmer utilisés ; $L_{za}=10\text{cm}$, $\rho=200\Omega.m$, $c=2\text{cm}$	117
Figure II-33 : Courant d'échange global en fonction des paramètres de Butler-Volmer utilisés ; $L_{za}=10\text{cm}$, $\rho=200\Omega.m$, $c=2\text{cm}$	118
Figure II-34 : Fenêtre de potentiel en surface de la dalle en fonction des paramètres de Butler-Volmer utilisés ; $L_{za}=10\text{cm}$, $\rho=200\Omega.m$, $c=2\text{cm}$	118
Figure III-1 : Photo de la dalle à épaisseur d'enrobage constante.....	123
Figure III-2 : Photo de la dalle à épaisseur d'enrobage variable.....	123

Figure III-3 : Schéma des dalles à épaisseur d'enrobage constante (à gauche) et variable (à droite) avec une vue du dessus du treillis supérieur et une vue en coupe.	124
Figure III-4 : Photos des cales de maintien des épaisseurs d'enrobage	124
Figure III-5: Schéma du procédé de migration de chlorures [NT Build 492].	127
Figure III-6 : Schéma du montage électrique de mesures de résistivité en transmission.....	128
Figure III-7 : Évolution de la résistivité en fonction du taux de saturation de deux éprouvettes cylindriques	129
Figure III-8 : Évolution de la résistivité en fonction du taux de saturation de deux éprouvettes cylindrique sur une échelle log-log.	130
Figure III-9 : Schéma d'une dalle armée de 28x25x7cm utilisée pour le développement du protocole de création accélérée de corrosion.	132
Figure III-10 : Schéma et photo du dispositif de création de corrosion.	133
Figure III-11 : Photos des éprouvettes A (diffusion/absorption) et B (diffusion/absorption/migration) après l'essai de migration de chlorure, sciage et pulvérisation d'une solution d'AgNO ₃	133
Figure III-12 : Photos des autopsies des éprouvettes A (diffusion/absorption) et B (migration/diffusion/absorption) après extraction des aciers.	135
Figure III-13 : Suivi du pH dans les manchons des éprouvettes A et B.	136
Figure III-14 : Suivi de la tension aux bornes du générateur, du potentiel de l'armature et de l'intensité au cours de l'essai de création accélérée de zones corrodées par migration de chlorures.	137
Figure III-15 : Schéma de l'évolution du volume de produit de corrosion au cours du temps adapté de [TUUTTI, 82].	138
Figure III-16 : Dépolarisation sur 22h de l'éprouvette B.	141
Figure III-17 : Suivi de la tension aux bornes du générateur, du potentiel de l'armature et de l'intensité au cours de l'essai de création accélérée de zones corrodées par migration de chlorures.	143
Figure III-18 : Dépolarisation durant 95min de l'éprouvette test.	144
Figure III-19 : Photos des résultats de l'essai de corrosion accéléré sur une dalle de 28x25x7cm de 2cm d'épaisseur d'enrobage pendant 138h ; A) face supérieure, B) face inférieure, C) vue de côté.	145
Figure III-20 : Photos et schéma de l'électrode au sulfate-sulfate de cuivre monté sur roue et du dispositif de mesure de gradient de potentiel utilisant deux électrodes.	147
Figure III-21 : Schéma du maillage des mesures pour l'obtention d'une cartographie de gradients de potentiel.	148
Figure III-22 : Schéma d'un profil de potentiel en présence de corrosion.	149
Figure III-23 : Exemple d'une cartographie de gradient de potentiel comportant des spots de corrosion.	150

Figure III-24 : Schéma du maillage des mesures pour l'obtention d'une cartographie de potentiel équivalente.	150
Figure III-25 : Schéma du maillage des mesures pour l'obtention d'une cartographie de potentiel équivalente.	151
Figure IV-1 : Schéma à l'échelle du lit d'armature supérieur de la première dalle.	157
Figure IV-2 : Schéma à l'échelle du lit d'armature supérieur de la seconde dalle.....	158
Figure IV-3 : Suivi de la tension aux bornes du générateur, du potentiel de l'armature et de l'intensité au cours de l'essai de création accélérée de zones corrodées par migration de chlorures sur la dalle de grande dimension (zone 1-1).....	160
Figure IV-4 : Suivi de la tension aux bornes du générateur, du potentiel de l'armature et de l'intensité au cours de l'essai de création accélérée de zones corrodées par migration de chlorures sur la dalle témoin (zone 1-1 témoin).....	160
Figure IV-5 : Suivi de la tension aux bornes du générateur, du potentiel de l'armature et de l'intensité au cours de l'essai de création accélérée de zones corrodées par migration de chlorures sur la dalle de grande dimension (zone 3).	162
Figure IV-6 : Suivi de la tension aux bornes du générateur, du potentiel de l'armature et de l'intensité au cours de l'essai de création accélérée de zones corrodées par migration de chlorures sur la dalle témoin (zone 3 témoin).	162
Figure IV-7 : Suivi de la tension aux bornes du générateur, du potentiel de l'armature et de l'intensité au cours de l'essai de création accélérée de zones corrodées par migration de chlorures sur la dalle de grande dimension pour deux spots simultanés (zone 5).....	164
Figure IV-8 : Suivi de la tension aux bornes du générateur, du potentiel de l'armature et de l'intensité au cours de l'essai de création accélérée de zones corrodées par migration de chlorures sur la dalle témoin pour deux spots simultanés (zone 5 témoin).....	165
Figure IV-9 : Photos des résultats de l'essai de corrosion accéléré sur une dalle de 60x60x12cm de 2cm d'épaisseur d'enrobage pendant 98h ; A) face supérieure et B) face inférieure.	167
Figure IV-10 : Évolution de la consommation finale en chlorure en fonction de la quantité d'électricité consommée durant les essais sur dalle.	169
Figure IV-11 : Photo de la présence de corrosion en surface de la dalle de béton à l'extrémité de la zone 6.....	170
Figure IV-12 : Cartographies de potentiels classiques et équivalentes des zones 3-6-9 réalisées le même jour pour des conditions hygrométriques différentes ; A) et B) résistivité plus faible que pour C) et D).....	172
Figure IV-13 : Cartographie de gradient de potentiel utilisant deux électrodes de références avec une distance d'électrode et un pas de mesure de 10cm.	173
Figure IV-14 : Cartographie de potentiel équivalente utilisant deux électrodes de références avec une distance d'électrode et un pas de mesure de 10cm. $E_{(0,0)}=0V$	174

Figure IV-15 : Cartographies de gradient potentiel de la zone 1 de la dalle à épaisseur d'enrobage constant pour un pas de mesure et une distance de roue de 10cm.	175
Figure IV-16 : Cartographies de potentiel équivalentes de la zone 1 de la dalle à épaisseur d'enrobage constant pour un pas de mesure et une distance de roue de 10cm.	175
Figure IV-17 : Cartographie de potentiel dont le centre correspond à la zone de corrosion numérotée 1 à l'aide d'une électrode au calomel saturée connectée à l'armature dont le pas de mesure est de 1cm.	176
Figure IV-18 : Cartographie de gradients de potentiel selon l'axe (0,y) en A et cartographie de potentiel équivalente en B, des zones 3-6-9.	177
Figure IV-19 : Cartographie de gradients de potentiel selon l'axe (0,y) en A et cartographie de potentiel équivalente en B, des zones 2-3-5-6-8-9.	178
Figure IV-20 : Mesures de potentiels électriques utilisant une électrode de référence au calomel saturée, connectée à l'armature, depuis le centre du spot de corrosion de la zone 1 sur 20 cm selon l'axe 0y.	180
Figure IV-21 : Cartographies de potentiels équivalentes des zones 3-6-9 réalisées le même jour pour des conditions hygrométriques différentes ; A) en matinée, B) en après-midi.....	181
Figure IV-22 : Évolution des gradients de potentiel sans connexion à l'armature (plein) ou avec (rayé blanc) en fonction de la zone de mesure pour une dalle sèche et une distance interélectrodes de 10cm.....	183
Figure IV-23 : Évolution des gradients de potentiel sans connexion à l'armature (plein) ou avec (rayé blanc) en fonction de la zone de mesure pour une dalle humidifiée et une distance interélectrodes de 10cm.....	183
Figure IV-24 : Cartographies de gradient potentiel des zones 7-8-9 de la dalle à épaisseur d'enrobage variable avec une échelle de gradient de potentiel compris entre -100 et 100mV/dm à gauche et une échelle de gradient compris entre -50 et 50mV/dm droite. Le pas de mesure et la distance des roues sont de 10cm.....	185
Figure IV-25 : Cartographie de potentiel équivalente des zones 7-8-9 de la dalle à épaisseur d'enrobage variable utilisant deux électrodes de références avec une distance d'électrode et un pas de mesure de 10cm ; $E_{(0,0)}=0V$	185
Figure IV-26 : Suivi de la tension aux bornes du générateur, des potentiels d'armature et des intensités au cours de l'essai de création accélérée de zones corrodées par migration de chlorures des zones 5 et 6 sur la dalle à épaisseur d'enrobage variable.....	186
Figure IV-27 : Cartographies de gradient potentiel des zones 5-6-8-9 de la dalle à épaisseur d'enrobage variable avec une échelle de gradient de potentiel compris entre -100 et 100mV/dm à gauche et une échelle de gradient compris entre -50 et 50mV/dm. Pas de mesure et une distance de roue de 10cm.	188
Figure IV-28 : Cartographie de potentiel équivalente des zones 5-6-8-9 de la dalle à épaisseur d'enrobage variable utilisant deux électrodes de références avec une distance d'électrode et un pas de mesure de 10cm ; $E_{(0,0)}=0V$	189

Liste des Tableaux

Tableau I-1: Synthèse non exhaustive des électrodes de références les plus courantes.....	40
Tableau I-2 : Définition de l'état de corrosion par mesure de potentiel électrique [Broomfield, 1997] [Cox, 1997] [ASTM, 1991]	66
Tableau I-3 : Domaines de potentiel typiques d'un acier dans le béton [RILEM, 2003]	66
Tableau I-4 : Comparaison des constantes de Stern and Geary selon différents auteurs.....	68
Tableau I-5 : Définition de l'état de corrosion par mesure de résistance de polarisation [Law, 2004].....	69
Tableau I-6: Définition du risque de corrosion par mesure de résistivité du béton [Polder, 2000]	72
Tableau I-7: Résumé comparatif des méthodes électrochimiques classiques.....	74
Tableau II-1 : Paramètres électrocinétiques [Sohail, 2013]	82
Tableau II-2 : Résumé des intégrations de densités de courant du plan coplanaire au front anode/cathode selon la surface d'étude.	100
Tableau II-3 : Récapitulatif de l'influence de l'augmentation des paramètres étudiés sur le potentiel minimum et le gradient de potentiel observés en surface du béton et le courant d'échange global.	109
Tableau II-4 : Récapitulatif des paramètres de Butler-Volmer selon auteurs	113
Tableau II-5 : Résumé des constantes de Stern-Geary et des résistances de polarisation.....	115
Tableau II-6 : Résultats de simulation selon différents jeux de paramètres.....	117
Tableau III-1 : Récapitulatif des éprouvettes coulées	125
Tableau III-2 : Formulation du béton	126
Tableau III-3 : Formulation du béton test	131
Tableau III-4 : Bilan matière du manchon	139
Tableau III-5 : Récapitulatif de l'exploitation du bilan matière sur l'efficacité du procédé..	140
Tableau III-6 : Récapitulatif des valeurs des potentiels	142
Tableau III-7 : Récapitulatif des valeurs des potentiels à l'équilibre avant et après le procédé de corrosion accéléré.....	144
Tableau III-8 : Composition de poudres récoltées sur les aciers (pourcentage massique)....	146
Tableau IV-1 : Bilan matière du manchon réalisé en zone 1-1	161
Tableau IV-2 : Récapitulatif des valeurs des potentiels à l'équilibre avant et après le procédé de corrosion accéléré de la zone 3.....	163
Tableau IV-3 : Bilan matière du manchon de l'essai réalisé en zone 3	163
Tableau IV-4 : Récapitulatif des valeurs des potentiels à l'équilibre avant et après le procédé de corrosion accéléré pour la dalle (zone 5).....	165
Tableau IV-5 : Récapitulatif des valeurs des potentiels à l'équilibre avant et après le procédé de corrosion accéléré pour la dalle (zone 5 témoin)	166

Tableau IV-6 : Bilan matière du manchon	168
Tableau IV-7 : Quantité d'électricité consommée pour chaque essai	168
Tableau IV-8 : Tableau des gradients de potentiel mesurés en mV/dm selon les conditions, la connexion ou non des lits d'armatures et la localisation.....	182
Tableau IV-9 : Bilan matière des solutions des manchons de l'essai réalisé en zone 8 et 9..	184
Tableau IV-10 : Bilan matière des solutions des manchons de l'essai réalisé en zone 5 et 6	187

Chapitre I. Etat de l'Art

I.1. Généralités sur la corrosion et le béton armé

I.1.1. Le béton armé

Le béton armé est un matériau composite, comprenant des armatures métalliques hautes adhérences et du béton, mettant en jeu des granulats inertes, du ciment, et de l'eau qui est en partie consommée afin d'hydrater le ciment, lui permettant alors de durcir. A l'état durci, le béton est un matériau poreux et ces pores peuvent être plus ou moins remplis d'eau. Cette eau est appelée solution interstitielle et est chargée en ions. La composition de cette solution est à la fois dépendante de la nature du ciment, mais aussi du milieu environnant. Le béton est un matériau très alcalin dû à la quantité importante de portlandite formée à l'hydratation du ciment ; c'est pourquoi initialement le pH de la solution interstitielle est élevé, autour de 13. C'est ce pH élevé qui permet la passivation des aciers les protégeant alors de la corrosion. Toutefois il est possible que des éléments extérieurs pénètrent dans le béton et modifient la composition de la solution interstitielle, et donc les équilibres chimiques de la matrice cimentaire mais aussi des aciers en contact avec celle-ci.

Il existe deux types d'actions pouvant dégrader le béton armé : physiques, avec les cycles de gel/dégel, ou chimiques, dont la carbonatation, les attaques sulfatiques ou acides. Mais dans tous ces cas de figure, la présence d'eau liquide dans le béton est nécessaire afin que ces phénomènes de dégradations se produisent. La corrosion des aciers provoque la production d'oxydes de fer induisant un endommagement du béton et une réduction de la section des armatures diminuant alors la durabilité de l'ouvrage, et ce jusqu'à éclatement de l'enrobage. L'acier est mis à nu et le diagnostic visuel suffit alors pour déceler la présence de corrosion. La corrosion dans le béton armé est généralement provoquée par la carbonatation ou encore la pénétration d'ions chlorure. Un couplage de ces phénomènes induit une accélération de la dégradation du béton armé. L'initiation de la corrosion des armatures est peut être facilitée lors d'une fissuration provoquant une pénétration accentuée du dioxyde de carbone et/ou des ions chlorures. Dans le domaine du génie civil, la corrosion des armatures est la principale cause de dégradation du béton armé, cette corrosion va être dépendante des caractéristiques du béton (composition, porosité, hydratation), de l'acier (état de surface, composition), mais aussi du milieu environnant (température, hygrométrie, présence d'agents agressifs).

I.1.2. Porosité

L'origine de la porosité du béton vient de la méthode de fabrication de ce matériau. En effet, le béton est obtenu à partir de granulats, d'eau et de ciment, les deux derniers composés se solidifiant en pâte de ciment hydraté. Il existe trois types de porosité : la porosité induite lors du coulage à cause de l'entraînement d'air au malaxage dont la taille est d'ordre macrométrique, la porosité capillaire dont l'ordre de grandeur est le micromètre, et la porosité des hydrates qui est de l'ordre du nanomètre. La porosité capillaire résulte de l'hydratation des grains de ciment, induisant alors la consommation des molécules d'eau. L'hydratation des grains de ciment induit

l'expansion de ces derniers (Figure I-1). Toutefois, le volume massique des hydrates étant inférieur à celui des anhydres additionné à celui de l'eau. En conclusion, l'hydratation du ciment engendre donc la formation de vides.

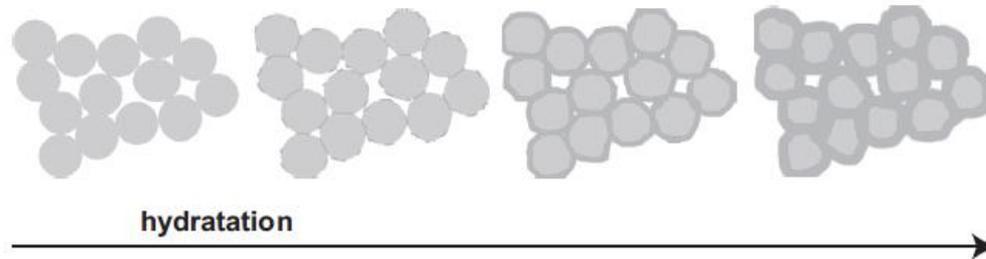


Figure I-1 : Schéma de l'évolution de l'occupation de l'espace intergranulaire cimentaire [Nonat, 2008].

Même dans le cas où l'hydratation serait complète, il existerait toujours une porosité capillaire résiduelle [Powers, 1948]. Il est important de comprendre que la connectivité entre les pores formant la porosité capillaire va jouer un rôle prédominant sur la rapidité de dégradation du béton. En effet, une connectivité importante des pores induit un transport plus aisé des agents agressifs provenant de l'environnement et engendre donc une détérioration plus rapide du béton. C'est pourquoi il est important de déterminer un rapport eau sur ciment le plus faible possible tout en permettant une bonne hydratation des anhydres. Plus l'hydratation progresse et plus la porosité capillaire diminue, la connexion entre les pores n'est alors qu'en partie ou totalement faite au travers de la porosité des hydrates [Mehta, 1980]. Durant l'hydratation, il y a donc une diminution de la porosité capillaire et augmentation de la nanoporosité [Mehta, 1980].

I.1.3. Corrosion

Dans le cas d'un béton armé sain, à l'interface acier/béton, la forte basicité de la solution interstitielle provoque la formation d'une couche passivante d'oxydes ou d'hydroxyde de fer [Noda, 1990], [Suda, 1993], [Simon, 1998]. Cette couche passive aurait une épaisseur de quelques nanomètres selon [Gjørsv, 1998], [Waseda, 2006], [Pan 2011] et [Hussain, 2014], et une épaisseur comprise entre 5 et 20nm selon [Noda, 1990]. Cette couche passivante joue alors le rôle d'une barrière contre la corrosion (Figure I-2).

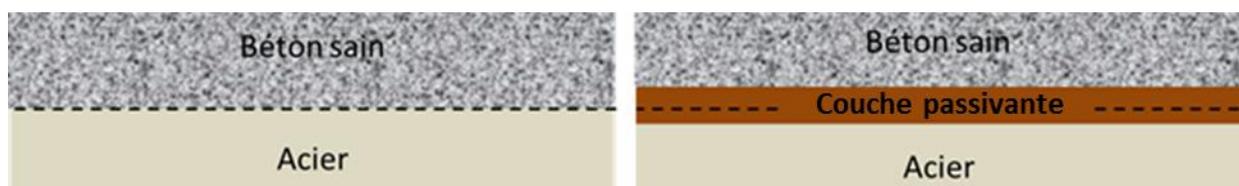


Figure I-2: Béton après coulage (à gauche) et après formation de la couche passivante (à droite).

L'évolution de la dégradation des armatures dans le béton schématisée par [Tuutti, 1982] (Figure I-3), connaît deux phases bien distinctes. Une première phase dite d'amorçage où les agents agressifs pénètrent le béton jusqu'à atteindre les armatures. Il s'agit des phénomènes de carbonatation et/ou de corrosion par ions chlorure. Durant cette première phase, le volume de produits de corrosion est faible et assez stable. Une fois que les agents agressifs atteignent les armatures, la dépassement a lieu, ce qui induit l'apparition d'une zone de corrosion et engendre la propagation de la corrosion correspondant à la deuxième phase. La propagation est caractérisée par une forte augmentation du volume de produits de corrosion jusqu'à fissuration du béton et destruction de l'enrobage, ceci accélérant encore davantage le phénomène.

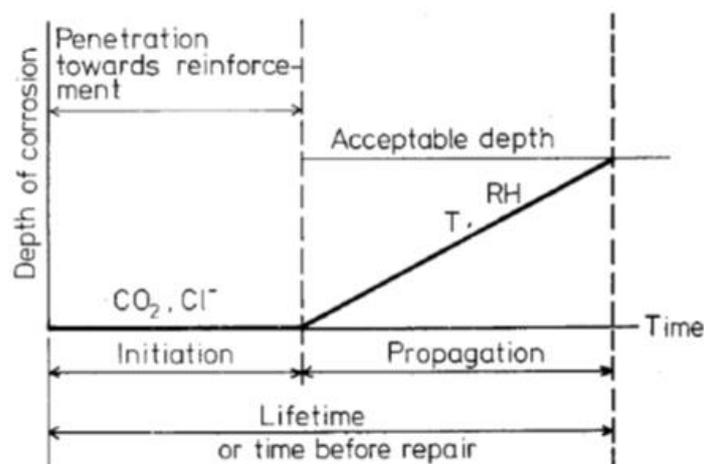
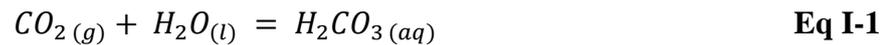


Figure I-3: Évolution de la dégradation des armatures au cours du temps [Tuutti, 1982].

Les phénomènes d'amorçage par carbonatation et ions chlorure ont des mécanismes qui diffèrent. Dans le premier cas la dissolution du gaz carbonique dans la solution interstitielle engendre un déséquilibre et par la suite une modification de la composition de la solution interstitielle mais aussi de la matrice cimentaire. Dans le second cas, les chlorures pénètrent au travers des pores jusqu'à l'acier où ils vont détruire la couche passivante.

I.1.3.a. Carbonatation

Le phénomène de carbonatation est un phénomène naturel ayant pour cause la dissolution du CO_2 atmosphérique dans l'eau, provoquant une acidification ainsi que la formation de composés carbonatés. C'est ce phénomène qui se produit dans la porosité du béton. Cette dissolution du CO_2 est régie par différents équilibres physico-chimiques, dont la loi de Henry.



$$[H_2CO_3] = \frac{p_{CO_2}}{H_{CO_2}} \quad \text{Eq I-2}$$

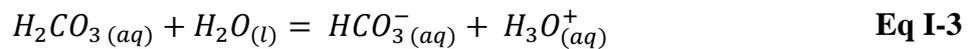
Où :

$[H_2CO_3]$ est la concentration en CO_2 dissous,

p_{CO_2} est la pression partielle en CO_2 dans l'air,

H_{CO_2} , est la constante de Henry pour le CO_2 dans l'eau pour une température donnée.

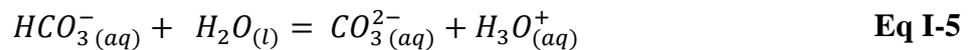
La quantité de CO_2 dissous est donc directement liée à la proportion de CO_2 dans l'air et à la température. Mais cette forme chimique n'est pas nécessairement stable et peut donc évoluer suivant la solution étudiée.



$$K_{H_2CO_3} = \frac{[HCO_3^-].[H_3O^+]}{[H_2CO_3]} ; pK_{H_2CO_3} = 6,40 \quad \text{Eq I-4}$$

Où :

$K_{H_2CO_3}$ est la constante d'équilibre du CO_2 dissous (mol/m^3).



$$K_{HCO_3^-} = \frac{[CO_3^{2-}].[H_3O^+]}{[HCO_3^-]} ; pK_{HCO_3^-} = 10,38 \quad \text{Eq I-6}$$

Le CO_2 existe potentiellement sous 3 formes en solution. Les formes prédominantes sont régies par le pH de la solution. La présence d'une espèce dans la solution interstitielle va alors dépendre du pH (Figure I-4). Plus le pH est basique, plus l'équilibre va tendre à la formation d'ions CO_3^{2-} . C'est pourquoi la solution interstitielle des pores du béton, qui est basique, va tendre à former des ions CO_3^{2-} et ainsi acidifier le milieu lors de sa formation en libérant des ions H_3O^+ .

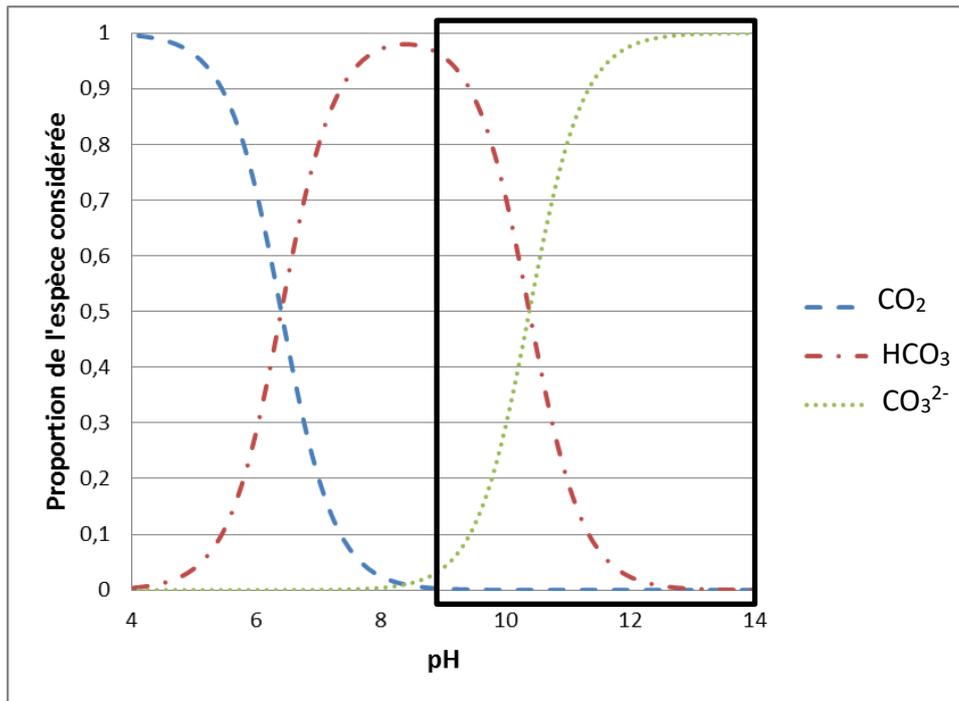
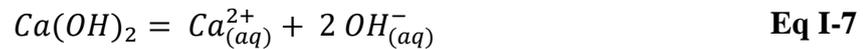


Figure I-4 : Évolution de la proportion des espèces CO_2 , HCO_3^- et CO_3^{2-} en milieu aqueux en fonction du pH.

L'apparition des ions CO_3^{2-} dans la solution interstitielle déstabilise la portlandite ($\text{Ca}(\text{OH})_2$) induisant sa dissolution en ions Ca^{2+} et OH^- . La portlandite joue un rôle tampon sur le pH, elle représente la réserve basique du béton.

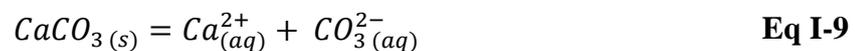


$$K_{\text{Ca}(\text{OH})_2} = [\text{Ca}^{2+}] \cdot [\text{OH}^-]^2 = 5,5 \cdot 10^{-6} ; pK_{\text{Ca}(\text{OH})_2} = 5,2 \quad \text{Eq I-8}$$

Où :

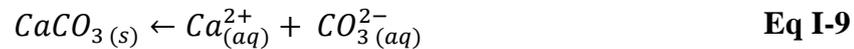
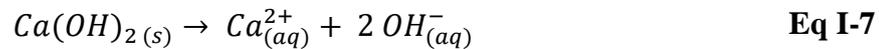
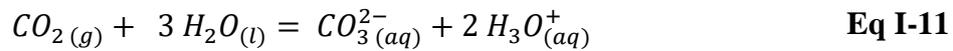
$K_{\text{Ca}(\text{OH})_2}$ est la constant de dissolution (mol^3/m^9).

Par la suite les ions CO_3^{2-} réagissent avec le calcium donnant alors de la calcite.

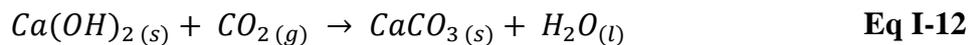


$$K_{\text{CaCO}_3} = [\text{Ca}^{2+}] \cdot [\text{CO}_3^{2-}] = 3,2 \cdot 10^{-9} ; pK_{\text{CaCO}_3} = 8,5 \quad \text{Eq I-10}$$

Ces équations peuvent être résumées de la manière suivante afin d'obtenir la réaction globale de carbonatation de la portlandite :

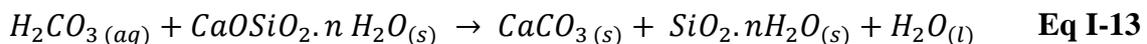


Réaction globale :



La carbonatation induit un abaissement du pH du milieu suite à la production d'eau, et une diminution de la réserve basique que constitue la portlandite via la consommation des ions OH⁻.

La portlandite n'est pas le seul composé affecté par la carbonatation, les silicates et aluminates de calcium sont eux aussi atteints. En ce qui concerne les C-S-H, la réaction de carbonatation engendre la formation d'eau, de calcite ainsi qu'un gel de silice amorphe. Cette réaction peut être résumée par l'équation bilan suivante [Slegers, 1976] [Dunster, 1989] :



Pour résumer, l'absorption chimique du CO₂ dans le milieu est la première phase de la carbonatation. Il s'en suit une modification de la matrice cimentaire par la dissolution de la portlandite produisant de la calcite, mais les silicates ainsi que les aluminates de calcium vont aussi induire la production de la calcite modifiant encore davantage la matrice cimentaire (Figure I-5).

Une fois que le front de carbonatation du béton atteint les armatures, l'amorçage de la corrosion est alors possible. La solution interstitielle en contact avec les armatures est modifiée, avec un pH passant alors d'environ 13 à 9. La diminution du pH provoque alors la déstabilisation de l'interface entre le film passif et la solution interstitielle en contact.

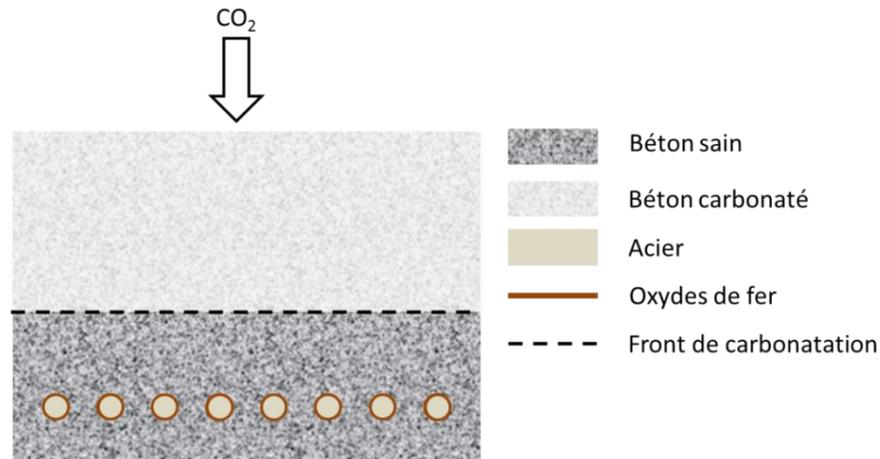
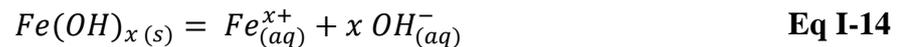


Figure I-5 : Schéma représentant la première phase de la corrosion du béton armé par carbonatation.

Il s'en suit une dépassivation des armatures par la dissolution d'une partie des oxydes protecteurs de l'acier rendant alors le fer métal accessible à la solution (Figure I-6 (a)).

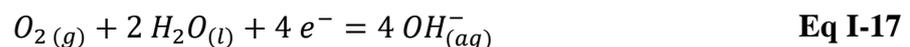


C'est à ce moment que la deuxième phase de la corrosion débute : la propagation.

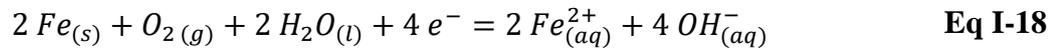
Un système de pile galvanique va alors se mettre en place entre les zones dépassivées des armatures et les zones saines. Tout d'abord, le fer va se dissoudre libérant deux électrons (Figure I-6 (b)).



Ces électrons vont se déplacer via l'armature métallique jusqu'aux sites cathodiques (zones saines) provoquant la réduction du dioxygène dissous en surface des barres et produire des ions hydroxydes.



C'est ensuite que les ions vont migrer au travers des pores entre les sites anodiques et cathodiques [Gulikers, 2005], les ions positifs se dirigeant vers les sites cathodiques et les ions négatifs vers l'anode. Voici l'équation bilan de ce phénomène :



La corrosion de l'acier due à ce phénomène de pile va donc provoquer l'augmentation de la zone corrodée, déplaçant ainsi le front de corrosion et donc la position de l'interface anode/cathode (Figure I-6 (c)). Suite à l'écriture de ce mécanisme réactionnel, il est mis en évidence que sans dioxygène et/ou dans le cas d'un béton totalement sec, le phénomène de corrosion serait stoppé le temps que ces deux éléments soient à nouveau disponibles à l'interface.

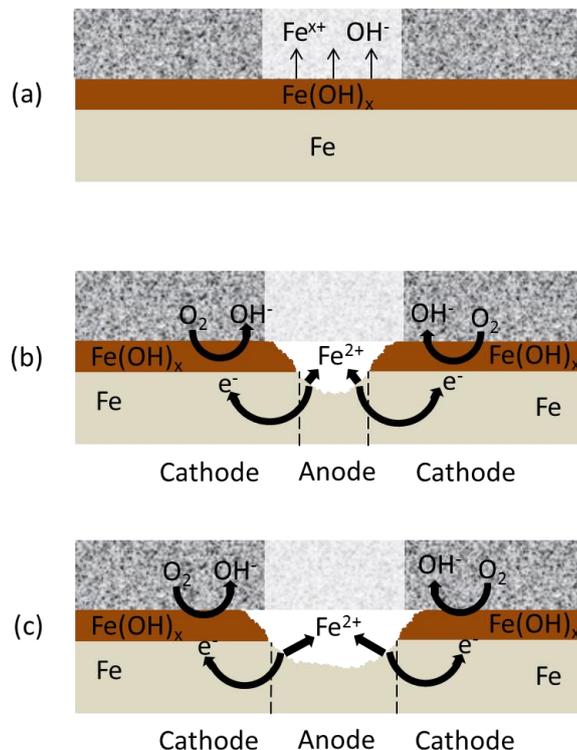


Figure I-6 : Schéma représentant le mécanisme réactionnel de la corrosion du béton armé par carbonatation, (a) dépassivation de l'armature, (b) corrosion de l'armature, (c) accroissement de la zone corrodée.

I.1.3.b. Corrosion par les chlorures

La corrosion par les chlorures est une attaque chimique des armatures métalliques du béton par les ions chlorures. Il existe deux origines possibles à la présence de chlorures dans le béton : une pénétration via la porosité ouverte depuis le milieu environnant, ou bien lors de la fabrication du béton en utilisant une eau de gâchage ou des granulats contaminés. Lors de la pénétration des chlorures, une partie est fixée dans la matrice cimentaire, ralentissant alors la

pénétration de ces derniers, et une autre partie est dite libre. Ce n'est pas la modification de la matrice cimentaire qui va engendrer la corrosion des armatures, mais la perturbation des équilibres chimiques à l'interface acier béton induite par la présence des chlorures libres. Ces ions diffusent à travers la porosité ouverte (Figure I-7) jusqu'à atteindre une concentration seuil au contact des armatures [Hausmann, 1967], [Gouda, 1970], [Bird, 1988], [Alonso, 2000], [Angst, 2009].

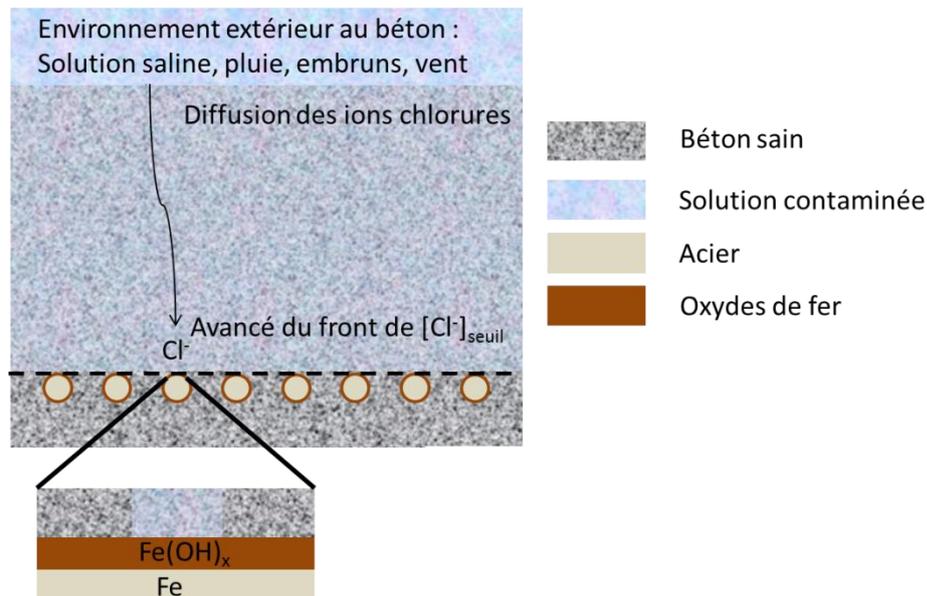
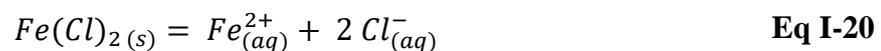
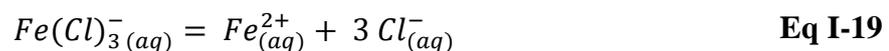


Figure I-7 : Schéma représentant la première phase de la corrosion du béton armé par ions chlorure.

Cette concentration critique est traduite par la recombinaison des oxydes de fer protecteurs en surface de l'armature avec les chlorures formant un complexe Fer/Chlorure.



Cette intrusion de chlorures au sein de la couche passive modifie l'équilibre entre l'acier et la matrice cimentaire (Figure I-8). L'acier est alors dépassivé, et c'est ainsi que le phénomène de pile galvanique est mis en place. Le mécanisme de pile galvanique lors de la corrosion par les ions chlorure est identique à celui de la carbonatation.

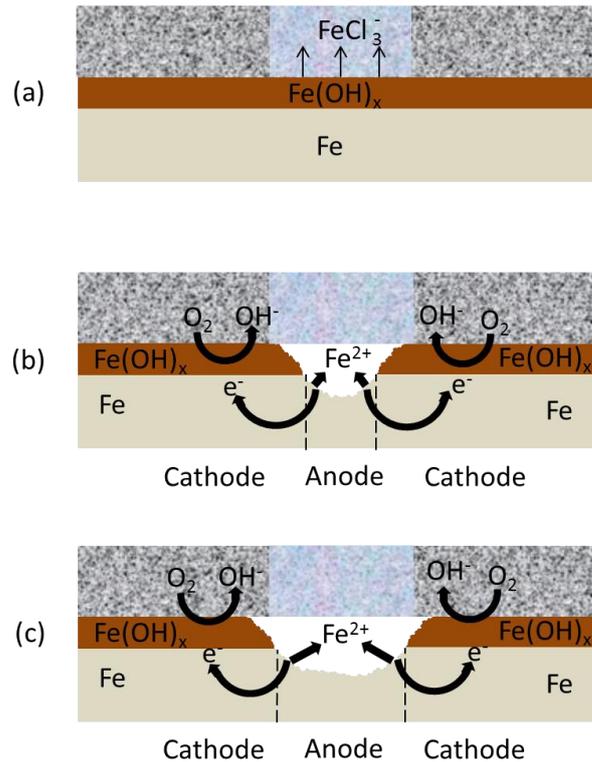


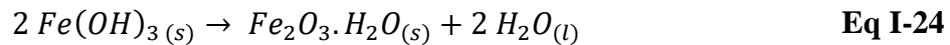
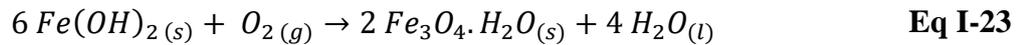
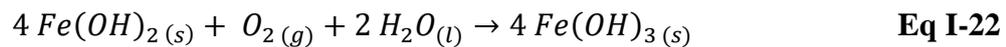
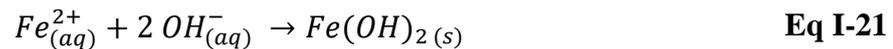
Figure I-8 : Schéma représentant le mécanisme réactionnel de la corrosion du béton armé par ions chlorure, (a) dépassivation de l'armature par les chlorures, (b) corrosion de l'armature, (c) accroissement de la zone corrodée.

La corrosion des aciers est donc un phénomène électrochimique qui a pour origine un déséquilibre de l'interface dû à l'intrusion d'agents agressifs.

Les phénomènes de carbonatation, et de corrosion par ions chlorure ainsi que de pile galvanique n'expliquent pas à eux seuls l'origine de la fissuration du béton et de l'éclatement du béton d'enrobage. Il existe une dernière étape à l'origine de la destruction de l'enrobage des armatures.

I.1.3.c. Destruction de l'enrobage

Dans le cadre de la corrosion par carbonatation ou d'ions chlorure, la concentration en fer dans les pores à proximité des armatures se voit augmentée. Cette augmentation est induite par la dépassivation de l'armature et surtout par la réaction de dissolution de l'acier lors du phénomène de pile galvanique. Les équilibres se voient à nouveau modifiés, induisant la recombinaison du fer avec des ions hydroxyles. Ces équilibres sont dépendants à la fois de la concentration en fer, en hydroxyles ainsi qu'en oxygène dissous. Il se forme alors des oxydes de fer à différents degrés d'oxydation selon les réactions suivantes [Landolt, 1993], [Broomfield, 1997] :



Il s'en suit une formation d'oxydes de fer en surface de la barre de manière non homogène, mais aussi dans les porosités du béton. Ces couches d'oxydes non protectrices ont un volume molaire plus important que celle du fer initialement dissous (Figure I-9), ce qui provoque une expansion du volume [Liu, 1996]. Par exemple, l'hydroxyde de fer au degré d'oxydation deux est quatre fois plus volumineux que le fer, l'hydroxyde de fer trois l'est même quatre et demi fois plus. Cette expansion volumique est à l'origine de contraintes à l'interface acier-béton, induisant la formation de fissures dans le béton et à plus long terme, la destruction de l'enrobage.

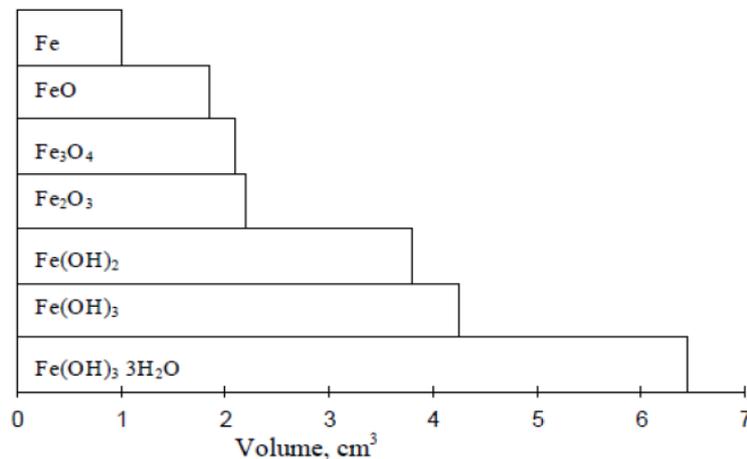


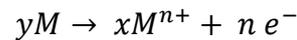
Figure I-9: Schéma comparatif des volumes molaires du fer et de ses oxydes [Liu, 1996].

I.2. Thermodynamique électrochimique : la corrosion

I.2.1. Généralités

Le phénomène de corrosion est défini par un échange d'électrons par le biais de réactions d'oxydoréduction sur une interface. Cette réaction engendre le passage du métal sous forme ionique en solution. La réaction de corrosion peut être induite par différents facteurs provenant de l'environnement. Ces facteurs sont d'origine chimique (apport d'un élément agressif par l'environnement), électrochimique (deux métaux différents induisant un système de pile galvanique), biologique (acidification du milieu par les bactéries/champignons, formation de biofilm).

La réaction de corrosion des métaux peut être écrite de manière très générale suivant la réaction d'oxydation d'un métal :



Où :

M est le métal sous forme solide,

M^{n+} le métal sous forme ionique au degré d'oxydation n,

n le nombre d'électrons échangés.

Un équilibre se forme alors à la surface de l'électrode (métal) entre le métal et son ion associé. Un potentiel électrique absolu ϕ_m est obtenu en surface du métal, de même un potentiel électrique absolu est aussi défini en surface du métal mais en solution, noté ϕ_s . Ces potentiels dépendent de différents paramètres comme la température, la pression/concentration en espèces, mais aussi du type d'espèce mis en jeu. Cette différence est due à la présence d'une double couche électrique d'une épaisseur L_H dont le premier modèle a été développé par [Helmholtz, 1878] (Figure I-10).

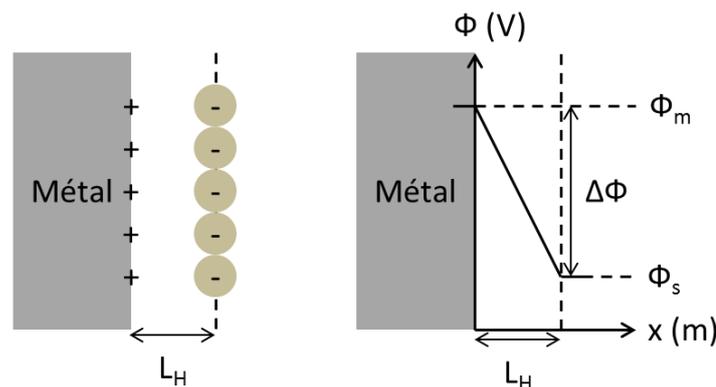


Figure I-10 : Schéma du modèle de Helmholtz d'une double couche électrique.

Ces valeurs de potentiel sont obtenues de manière empirique à l'aide d'une électrode de référence. A une constante près, les électrodes de référence, couplées à un multimètre, permettent d'obtenir des valeurs de potentiels électrochimiques à l'aide de la différence de potentiel (tension) entre l'électrode étudiée et l'électrode de référence. Cette différence est définie grâce à l'équation suivante :

$$E_{ox/red} = \phi_m - \phi_{ref} \quad \text{Eq I-25}$$

Où :

$E_{ox/red}$ est le potentiel électrique de l'électrode étudiée (V/ref),

ϕ_m : le potentiel électrique absolu de l'électrode étudiée (V),

ϕ_{ref} : le potentiel électrique absolu de l'électrode de référence (V).

La référence absolue à ces potentiels électriques a été définie à partir de l'Electrode Standard à l'Hydrogène (ESH en français ou SHE en anglais) qui possède donc un potentiel standard $E^0_{H^+/H_2}$ égal à 0V/ESH.

Il existe de nombreuses électrodes de références employées dans le domaine de l'électrochimie qui sont plus faciles à utiliser et surtout moins dangereuses que l'électrode à hydrogène, les plus courantes ont été référencées dans le Tableau I-1.

Tableau I-1: Synthèse non exhaustive des électrodes de références les plus courantes

Électrode de référence	Sigles français/anglais	Couples	Potentiel (25°C et 1 atm)
Standard à l'hydrogène	ESH / SHE	Pt H _{2(gaz)} , H ⁺ _(aq)	E _{ref} = 0V/ESH
Sulfate de cuivre saturé	Cu-CuSO ₄ / CSE	Cu _(s) /CuSO _{4(sat)}	E _{ref} = 0,316V/ESH
Calomel saturé	ECS/SCE	Pt Hg/Hg ₂ Cl _{2(s)} KCl _(sat)	E _{ref} = 0,244V/ESH
Chlorure d'argent saturé	Ag-AgCl	Ag/AgCl _(s) /KCl _(sat)	E _{ref} = 0,197V/ESH

Ces électrodes sont considérées comme étant des références, car leur potentiel est invariable en fonction de la solution en contact et du métal auquel elles sont connectées. Cette invariabilité est due aux différents équilibres mis en jeu dans ces électrodes, et donc aux concentrations des espèces présentes dans l'électrode. Il est donc possible de les positionner sur une échelle linéaire de potentiel (Figure I-11).

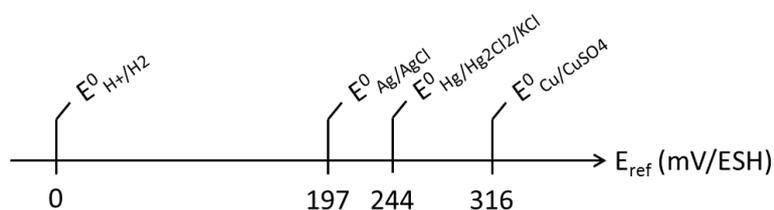


Figure I-11: Répartition des potentiels standards des électrodes de références.

La loi de Nernst permet de déterminer le potentiel d'un couple oxydo-réducteur pour des conditions différentes des conditions standards (25°C, activité des espèces égales à 1). Cette loi s'applique lorsque les deux espèces du couple redox sont présentes, et lorsqu'un seul couple redox est présent. En voici l'équation :

$$E_{ox/red} = E_{ox/red}^0 + \frac{R \cdot T}{n_{e^-} \cdot F} \ln \frac{a_{ox}^x}{a_{red}^y} \quad \text{Eq I-26}$$

Où :

$E_{ox/red}^0$: potentiel standard du couple redox défini pour un cas où les activités du réducteur ainsi que de l'oxydant sont égales à 1 (V/ref),

R : constante des gaz parfaits (8,314 J/mol/K),

T : température (K),

n_{e^-} : nombre d'électrons échangés (-),

F : constante de Faraday (96500 C/mol),

a_{ox} et a_{red} : activités chimique de l'oxydant et du réducteur (-),

Appliquée au cas d'un métal la relation de Nernst est la suivante :

$$E_{M^{n+}/M} = E_{M^{n+}/M}^0 + \frac{R \cdot T}{n_{e^-} \cdot F} \ln \frac{a_{M^{n+}}}{a_M} \quad \text{Eq I-27}$$

$$E_{M^{n+}/M} = E_{M^{n+}/M}^0 + \frac{R \cdot T}{n_{e^-} \cdot F} \ln(a_{M^{n+}}) \quad \text{Eq I-28}$$

C'est cette relation ainsi que l'étude des couples oxydo-réducteurs qui vont nous intéresser afin de comprendre le phénomène de la corrosion des métaux.

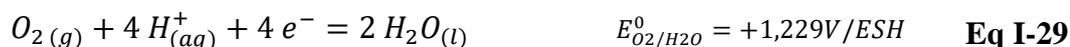
1.2.2. Phénomène de pile, réaction spontanée : cas particulier de la corrosion du fer

Dans le cas d'un acier non allié, le métal est considéré comme étant le fer, composant le plus important de ce type d'acier. La réaction correspondant à l'équilibre redox de ce métal est donc la suivante [Milazzo, 1978], [Vanýsek, 1998] :



Il est ensuite nécessaire d'associer à cette réaction d'oxydation, une réaction complémentaire de réduction, dans le cas du béton armé, deux espèces principales peuvent réagir, l'eau ainsi que l'oxygène.

Voici les éventuels couples redox des espèces pouvant réagir avec le fer dans un milieu aqueux [Milazzo, 1978], [Vanýsek, 1998] :



Et / ou



Afin de déterminer si une réaction d'oxydoréduction est thermodynamiquement spontanée, l'enthalpie libre de la réaction doit être négative, soit :

$$\Delta_r G < 0 \quad \text{Eq I-32}$$

$$\Delta_r G = n_{ox} \cdot n_{red} \cdot F \cdot (E_{oxydation} - E_{réduction}) \quad \text{Eq I-33}$$

$$E_{oxydation} - E_{réduction} < 0 \quad \text{Eq I-34}$$

$$E_{oxydation} < E_{réduction} \quad \text{Eq I-35}$$

Il existe une méthode graphique rapide afin de comparer les potentiels des couples redox et de déterminer si une réaction est thermodynamiquement spontanée. Elle s'appelle la méthode du gamma et consiste à placer les couples redox sur une échelle de potentiel du plus faible au plus élevé (Figure I-12). Il est préférable d'utiliser les potentiels déterminés à l'aide de la loi de Nernst plutôt que les potentiels standards afin de se rapprocher des conditions du cas étudié. Il suffit alors de relier l'oxydant et le réducteur consommés lors de la réaction et ensuite d'atteindre l'oxydant et pour finir le réducteur produit. À l'issue de cette construction graphique, la forme obtenue doit représenter la lettre grecque gamma « γ ».

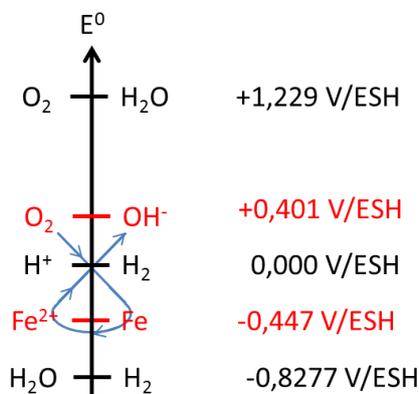
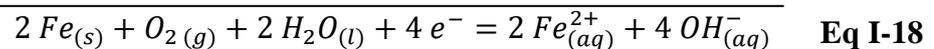
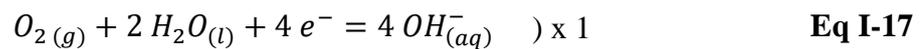


Figure I-12 : Schéma de l'utilisation de la méthode du gamma.

Selon la méthode du gamma, seuls trois couples peuvent réagir spontanément avec le Fer formant ainsi une pile galvanique, ces couples sont O_2/H_2O , O_2/OH^- , et H^+/H_2 .

En revanche, appliquées à l'environnement béton, le pH étant compris entre 9 et 13, les réactions mettant en jeu des protons sont considérées comme inexistantes. Il ne reste donc plus que la réaction consommant de l'oxygène et produisant des ions hydroxydes ($E^0 = 0,401V/ESH$).

La réaction globale est donc :



Afin d'oxyder le fer, il est alors nécessaire d'être en présence d'eau et d'oxygène pour que la réaction complémentaire ait lieu, sans quoi la réaction globale ne pourrait pas se produire, et le fer ne pourrait donc pas s'oxyder spontanément. La réaction de corrosion devant être en présence d'eau, il est alors nécessaire d'étudier l'état électrochimique du fer en solution en fonction du pH.

I.2.3. État électrochimique d'un métal

Un métal peut être considéré sous trois formes en électrochimie :

- d'immunité où il se trouve thermodynamiquement stable dans les conditions spécifiées,
- de passivation, où une couche d'oxyde solide se forme à sa surface le protégeant de l'environnement dans lequel il se trouve,
- de corrosion, où le métal est attaqué par le milieu environnant et n'est donc pas thermodynamiquement stable.

Afin de traduire ces trois états, il est possible de tracer des diagrammes Potentiel-pH (Figure I-13) ou dit « de Pourbaix » [Pourbaix, 1963] [Pourbaix, 1974], le plus connu étant celui du fer.

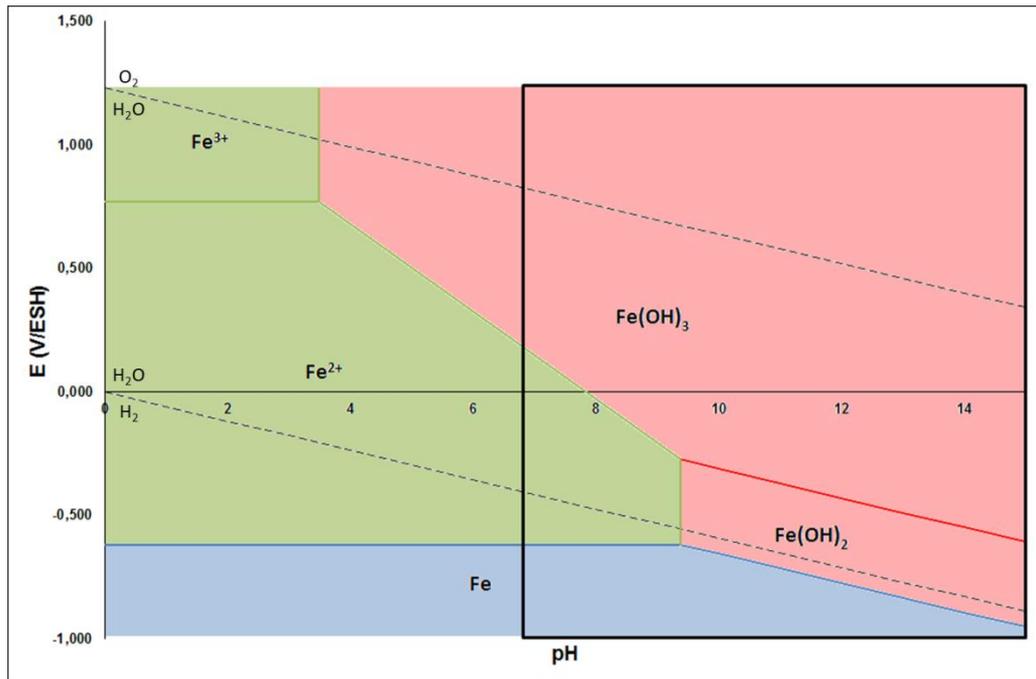


Figure I-13 : Diagramme de Pourbaix du fer pour une concentration ionique de 10^{-6} mol/L ;
 $T = 25^{\circ}\text{C}$, $\text{pKs}(\text{Fe}(\text{OH})_2) = 15,26$, $\text{pKs}(\text{Fe}(\text{OH})_3) = 37,53$.

Dans un milieu aqueux, sans sollicitation du milieu et donc à l'équilibre, l'élément étudié se situe dans le domaine de stabilité de l'eau représenté par les deux droites parallèles en pointillés. Le fait de solliciter le milieu via une polarisation pourrait induire de sortir de ce domaine et engendrer la production de dihydrogène (droite inférieure), ou de dioxygène (droite supérieure) à partir de molécules d'eau. La zone bleue correspond à un état thermodynamique stable du fer induisant son immunité dans le milieu aqueux correspondant. Dans le cas du fer, le domaine d'immunité est situé en dehors du domaine de stabilité de l'eau, c'est pourquoi le fer sous forme métallique ne peut être stable dans un milieu aqueux. La zone verte correspond à un état de corrosion où des ions ferreux ou ferriques seront formés. La zone rouge est donc la zone de passivité où une épaisseur superficielle du fer va être consommée afin de former une couche d'oxyde protectrice. La zone encadrée en noir correspond au domaine de basicité, de pH supérieur à 7.

Il faut savoir qu'un diagramme Potentiel-pH est dépendant des concentrations en espèces dissoutes mais aussi de la température, c'est pourquoi il y a une forte différence entre la Figure I-13 et la Figure I-14 où dans le premier cas la concentration en fer dissous est de 10^{-6} mol/L et dans le deuxième cas elle est de 1 mol/L.

Dans le cas d'une concentration en ions élevées, le domaine de corrosion est beaucoup moins important à l'inverse du domaine de passivité. En effet, les équilibres vont plutôt tendre à former des oxydes de fer solides en raison de la très grande concentration en ions ferriques et ferreux en solution.

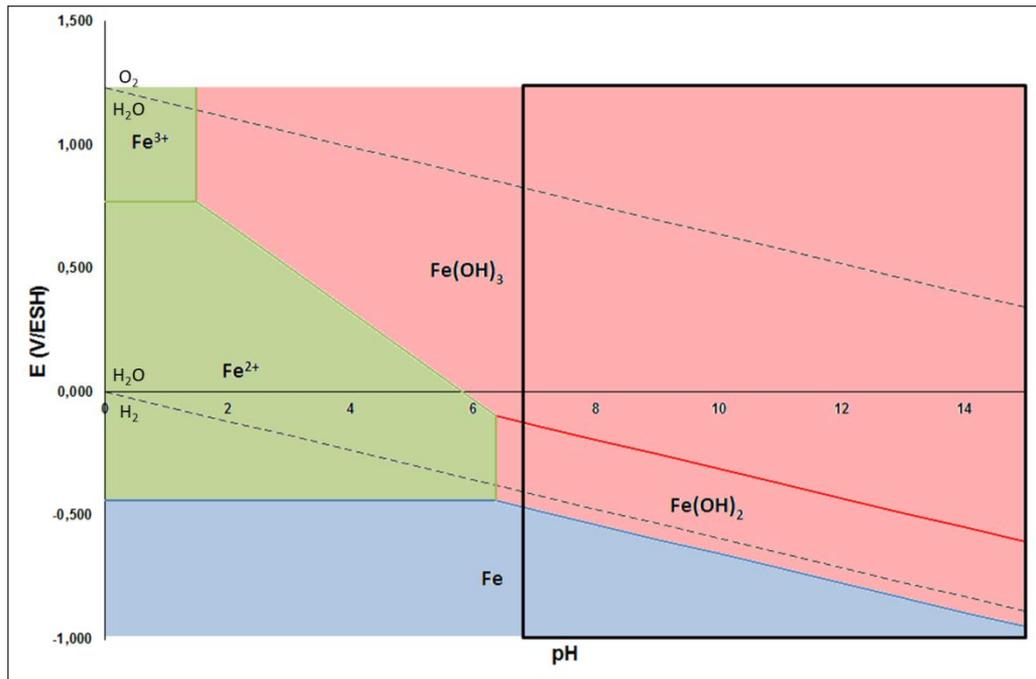


Figure I-14 : Diagramme de Pourbaix du fer pour une concentration ionique de 1 mol/L ; $T = 25^\circ\text{C}$, $pK_s(\text{Fe}(\text{OH})_2) = 15,26$, $pK_s(\text{Fe}(\text{OH})_3) = 37,53$.

Dans le cas du béton armé, une fois la barre d'acier enrobée de béton, une couche passivante de fer se forme spontanément en raison de la forte alcalinité du béton. Il serait possible de suivre l'évolution du potentiel d'abandon (de corrosion, E_{corr}) des aciers à l'aide d'une électrode de référence. Durant cette transition, aucun courant ne circule ni en direction, ni en provenance du système, mais il est possible d'observer la transition de potentiel d'abandon du fer nu vers un potentiel d'abandon plus élevé correspondant à une surface d'oxydes de fer.

Ces diagrammes de Pourbaix permettent aussi de comprendre le phénomène de dépassivation des aciers dans le cas d'une carbonatation (cf : §I.1.3.a). L'équilibre va tendre à passer de la zone passivée vers la zone de corrosion lors de la diminution du pH de la matrice cimentaire. En revanche, le diagramme de Pourbaix n'indique pas la vitesse à laquelle ces réactions se produisent.

I.3. Aspects électrocinétiques de la corrosion

I.3.1. Relation de Butler-Volmer

La loi décrivant la cinétique électrochimique de corrosion peut être décrite par la relation de Butler-Volmer. Cette relation donne la densité de courant locale (j) en fonction de paramètres électrocinétiques dont la surtension de l'électrode (η).

$$j_a = j_{a\text{ corr}} \left[\exp\left(\frac{\alpha_{aa} \cdot n_{e-} \cdot F}{R \cdot T} \cdot \eta_a\right) - \exp\left(\frac{-\alpha_{ca} \cdot n_{e-} \cdot F}{R \cdot T} \cdot \eta_a\right) \right] \quad \text{Eq I-36}$$

$$j_c = j_{c\text{ corr}} \left[\exp\left(\frac{\alpha_{ac} \cdot n_{e-} \cdot F}{R \cdot T} \cdot \eta_c\right) - \exp\left(\frac{-\alpha_{cc} \cdot n_{e-} \cdot F}{R \cdot T} \cdot \eta_c\right) \right] \quad \text{Eq I-37}$$

Où :

j_a et j_c : densité de courant locales de la réaction anodique et cathodique (A/m^2),

$j_{a\text{ corr}}$ et $j_{c\text{ corr}}$: densité de courant de corrosion anodique et cathodique (A/m^2),

α_a et α_c : coefficient de transfert de charge hétérogène électrochimique anodique et cathodique (-),

η_a et η_c : surtension d'activation de la réaction anodique et cathodique (V/ref).

La surtension d'activation correspond à l'écart entre le potentiel électrique mesuré et le potentiel électrique de corrosion :

$$\eta = E - E_{\text{corr}} \quad \text{Eq I-38}$$

Les paramètres de Butler-Volmer (α_a , α_c , j_{corr} , ainsi que E_{corr}) peuvent être déterminés en effectuant des courbes intensité-potentiel à l'aide d'une construction de Tafel. Cette construction est réalisée en émettant l'hypothèse que la corrosion n'est pas limitée par l'apport des espèces consommées en surface de l'électrode (régime d'activation), hypothèse acceptable si la cinétique de la réaction est suffisamment lente.

I.3.2. Réaction contrôlée par le transfert électronique, droites de Tafel

Dans le cas général d'une forte surtension, il est possible de simplifier la relation de Butler-Volmer en négligeant une partie de l'exponentielle devant l'autre terme de la manière suivante :

- Si forte surtension anodique :

$$j \cong j_{\text{corr}} \left[\exp\left(\frac{\alpha_a \cdot n_{e-} \cdot F}{R \cdot T} \cdot \eta_a\right) \right] \quad \text{Eq I-39}$$

- Si forte surtension cathodique :

$$j \cong j_{\text{corr}} \left[\exp\left(\frac{-\alpha_c \cdot n_{e-} \cdot F}{R \cdot T} \cdot \eta_c\right) \right] \quad \text{Eq I-40}$$

Afin de pouvoir obtenir une relation linéaire entre la densité de courant et la surtension, il est nécessaire d'introduire le logarithme décimal dans les équations.

$$\log_{10}(j) = \log_{10}(j_{\text{corr}}) + \log_{10} \left(\exp\left(\frac{\alpha \cdot n_{e-} \cdot F}{R \cdot T} \cdot \eta\right) \right) \quad \text{Eq I-41}$$

$$\log_{10}(j) = \log_{10}(j_{corr}) + \frac{\log_{10}(e) \cdot \alpha \cdot n_{e-} \cdot F \cdot \eta}{R \cdot T} \quad \text{Eq I-42}$$

Il est possible de simplifier ces équations en remplaçant les paramètres constants par les coefficients de Tafel anodique et cathodique :

$$\beta_a = \frac{R \cdot T}{n_{e-} \cdot F} \cdot \frac{1}{\alpha_a} \quad \text{Eq I-43}$$

$$\beta_c = \frac{R \cdot T}{n_{e-} \cdot F} \cdot \frac{1}{\alpha_c} \quad \text{Eq I-44}$$

$$\log_{10}(j) = \log_{10}(j_{corr}) + \frac{\log_{10}(e) \cdot \eta}{\beta} \quad \text{Eq I-45}$$

$$\log_{10}(j) \cong \log_{10}(j_{corr}) + \frac{\eta}{2,30 \cdot \beta} \quad \text{Eq I-46}$$

Les équations finales donnent pour la partie anodique et cathodique :

$$\log_{10}(j_a) = \log_{10}(j_{corr}) + \frac{\eta_a}{2,30 \cdot \beta_a} \quad \text{Eq I-47}$$

$$\log_{10}(j_c) = \log_{10}(j_{corr}) + \frac{-\eta_c}{2,30 \cdot \beta_c} \quad \text{Eq I-48}$$

Ces deux équations donnent alors des droites pour des surtensions importantes.

Afin de déterminer les densités de courant d'échange ainsi que les constantes de Tafel, il est nécessaire de réaliser des tracés intensité-potentiel du système étudié. Ces acquisitions sont réalisées à l'aide d'un montage à 3 électrodes qui est composé : d'une électrode de travail (barre d'acier), d'une électrode de référence pour suivre l'évolution du potentiel (surtension) de l'électrode de travail et d'une contre électrode inerte dans le milieu, afin de faire circuler le courant. L'acquisition est faite grâce à un potentiostat qui peut délivrer un courant électrique entre l'électrode de travail et la contre électrode, ceci en fonction du choix de potentiel entre l'électrode de travail et l'électrode de référence ; ou inversement en choisissant un courant électrique à faire circuler et en récupérant les valeurs de potentiels.

Lors de ces essais, l'hypothèse est faite que l'électrode étudiée est uniformément polarisée, mais également que son état électrochimique est homogène sur toute sa surface.

Après avoir réalisé cette acquisition il est nécessaire de tracer les résultats sous la forme $\log_{10}(j)=f(E)$, puis de tracer les deux droites de Tafel pour un couple redox : une pour la partie anodique et une pour la partie cathodique. La Figure I-15 est un schéma explicatif de l'obtention du potentiel réversible et de la densité de courant d'échange concernant un seul couple redox.

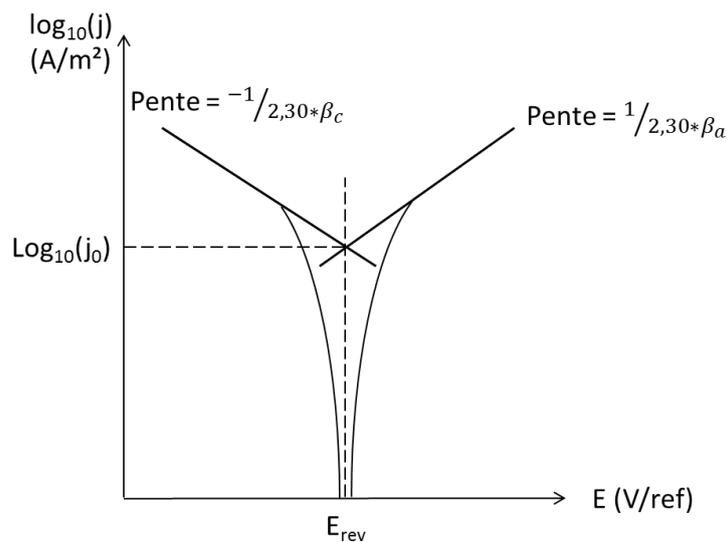


Figure I-15 : Schéma de la méthode de Tafel sur courbe logarithmique de la densité de courant en fonction du potentiel pour un couple redox.

Dans le cas de la corrosion du béton, il est important de réaliser ce travail en deux temps, tout d'abord sur barre saine, et dans un deuxième temps sur une barre totalement corrodée. En couplant ces deux éprouvettes, la barre corrodée serait polarisée de telle manière que l'on observerait une polarisation anodique donnant la dissolution du fer ; tandis que la barre non corrodée serait polarisée cathodiquement donnant alors la réduction de l'oxygène dissous en ions hydroxyles. C'est ce qui est observable sur un seul acier comportant une zone corrodée et une zone non corrodée. Il y a alors la mise en place d'un potentiel de corrosion, et une densité de courant de corrosion induit par ce couplage galvanique.

La Figure I-16 est un schéma explicatif de l'obtention du potentiel de corrosion et de la densité de courant de corrosion mettant en jeu les deux couples redox.

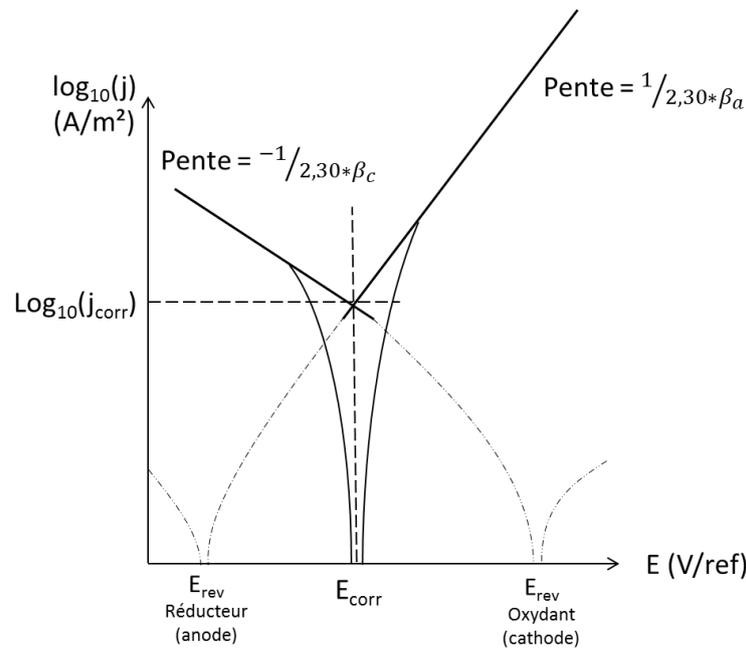


Figure I-16 : Schéma de la méthode de Tafel sur courbe logarithmique de la densité de courant en fonction du potentiel dans le cas de deux couples redox.

I.3.3. Résistance de polarisation

Dans le cas d'une faible surtension, il est possible de simplifier la relation de Butler-Volmer et d'y remplacer les exponentielles par leurs développements limités au premier ordre donnant alors :

$$j = j_{corr} \left(\frac{\alpha_a \cdot n_{e-} \cdot F}{R \cdot T} \cdot \eta + \frac{-\alpha_c \cdot n_{e-} \cdot F}{R \cdot T} \cdot \eta \right) \quad \text{Eq I-49}$$

$$j = j_{corr} \left(\frac{n_{e-} \cdot F}{R \cdot T} \cdot \eta \right) \quad \text{Eq I-50}$$

Cela permet de remarquer que pour une surtension faible l'intensité évolue linéairement en fonction du potentiel de l'électrode (Figure I-17).

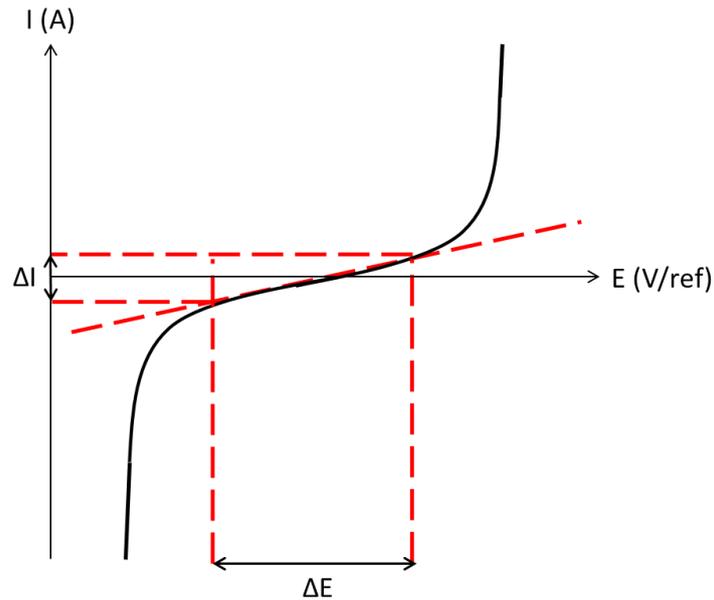


Figure I-17 : Schéma du domaine de validité de la simplification linéaire de Butler-Volmer définissant la zone d'activation.

Il y a donc une relation linéaire entre le courant et le potentiel par analogie avec la loi d'Ohm :

$$R_p = \frac{R \cdot T}{n_{e^-} \cdot F \cdot I_{corr}} \quad \text{Eq I-51}$$

La résistance de polarisation peut s'écrire aussi de la manière suivante :

$$R_p = \frac{B}{I_{corr}} = \frac{(\Delta E)}{(\Delta I)_{\Delta E \rightarrow 0}} \quad \text{Eq I-52}$$

Où B est la constante de Stern-Geary qui vaut :

$$B = \frac{\log_{10}(e) \cdot \beta_a \cdot \beta_c}{(\beta_a + \beta_c)} = \frac{\beta_a \cdot \beta_c}{2,30 \cdot (\beta_a + \beta_c)} \quad \text{Eq I-53}$$

Le problème de cette méthode est qu'elle ne permet pas, à elle seule, de déterminer ni les coefficients de transfert de charge, ni les paramètres de Tafel. Il y a donc une perte d'information en comparaison avec la méthode de Tafel.

I.3.4. Spectroscopie d'impédance électrochimique

Les techniques vues dans les parties précédentes permettent de retirer des informations sur la thermodynamique ainsi que sur la cinétique du système étudié. Mais ces systèmes peuvent avoir des limitations dans le cas de systèmes très résistants comme dans le cas du béton armé.

La méthode par spectroscopie d'impédance électrochimique nécessite l'utilisation d'un potentiostat, qui va alors injecter une perturbation de faible amplitude de type sinusoïdale. L'étude est alors effectuée sur la réponse à cette excitation qui va également être de type sinusoïdale.

La réponse retirée permet d'obtenir des informations à la fois sur le milieu via la résistance de l'électrolyte mais aussi sur le matériau suivant deux grandeurs qui sont la capacitance et la résistance au transfert de charge. C'est pourquoi cette méthode a été utilisée dès les années 80 afin de caractériser des aciers contre la corrosion dans une matrice cimentaire [John, 1981], [Wenger, 1986].

La perturbation du milieu est réalisée à l'aide d'une variation sinusoïdale du potentiel électrique à une fréquence donnée :

$$E(t) = |\Delta E|. \sin(2. \pi. f. t) = \Delta E. \sin(\omega. t) \quad \text{Eq I-54}$$

Où :

f : fréquence (Hz),

t : temps (s),

ω : fréquence angulaire (Hz).

La réponse obtenue est une intensité électrique sous la même forme mais comportant un certain déphasage φ entre $E(t)$ et $I(t)$.

$$I(t) = |\Delta I|. \sin(\omega. t - \varphi) \quad \text{Eq I-55}$$

L'impédance notée Z est une fonction complexe comportant une portion réelle ($Re(Z)$) et imaginaire ($Im(Z)$).

$$Z(\omega) = \frac{E(t)}{I(t)} = \frac{|\Delta E|}{|\Delta I|} \exp(j. \varphi) \quad \text{Eq I-56}$$

Où :

$j = \sqrt{-1}$, opérateur imaginaire

$$Z(\omega) = Re(Z(\omega)) + j. Im(Z(\omega)) \quad \text{Eq I-57}$$

La réalisation de mesures d'impédance via un potentiostat permet d'obtenir un diagramme de Nyquist (Figure I-18) qui comporte la partie réelle en abscisse et la partie imaginaire en ordonnée.

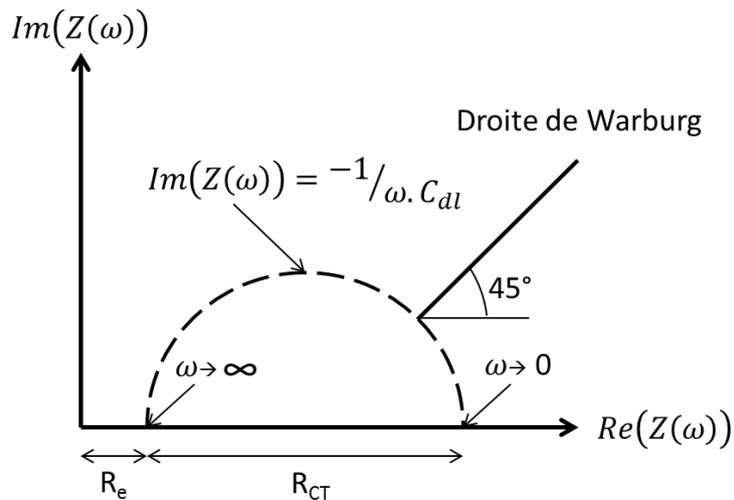


Figure I-18 : Schéma d'un diagramme de Nyquist

Il est possible de schématiser la cellule électrochimique par un modèle représentant un circuit électrique (Figure I-19). En ce qui concerne le béton armé, il existe deux types de représentation de Randles. La première représentation (Figure I-19a) prend en compte la résistance induite par l'électrolyte (R_e) exprimée en ohm.mètre, puis le circuit se divise en deux ayant en parallèle la capacitance de la double couche de l'acier (C_{dl}) exprimée en farads, et la résistance induite par le transfert de charge (R_{CT}), exprimée en ohm.mètre. La seconde représentation (Figure I-19b) ajoute en série à la résistance au transfert de charge une résistance de transfert de masse due à la diffusion (Z_w) aussi exprimée en ohm.mètre.

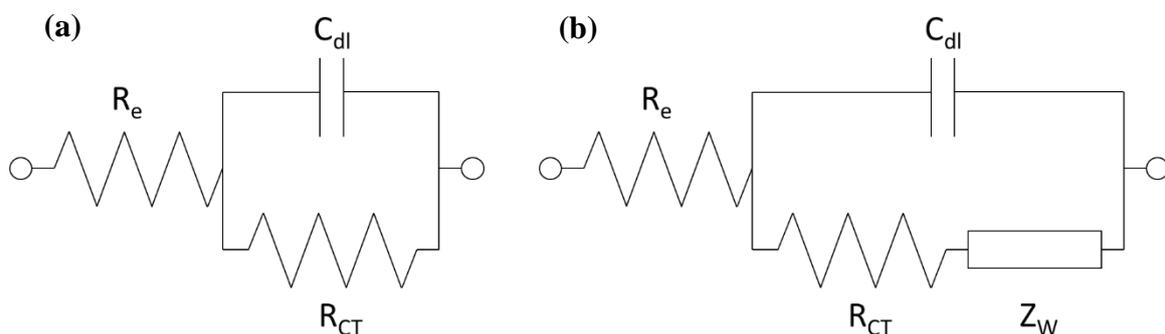


Figure I-19 : Circuit équivalent de Randles pour une éprouvette en béton limitée par la résistance au transfert de charge (a) ou de masse (b).

L'expression de ces modèles peut s'écrire sous la forme suivante :

- Cas (a) :

$$Z = R_e + \frac{R_{CT}}{1 + j \cdot \omega \cdot C_{dl} \cdot R_{CT}} \quad \text{Eq I-58}$$

- Cas (b) :

$$Z = R_e + \frac{R_{CT} + Z_W}{1 + j \cdot \omega \cdot C_{dl} (R_{CT} + Z_W)} \quad \text{Eq I-59}$$

A l'aide de l'impédance il est alors possible d'obtenir la résistance de l'électrolyte R_e , paramètre qu'il n'est pas possible de déterminer grâce aux méthodes de Tafel ou de résistance de polarisation.

I.3.5. Loi de Faraday

Dans le cadre d'une réaction électrochimique, la loi de Faraday permet d'obtenir à partir d'une quantité d'électricité échangée, une quantité de matière produite, ou consommée de l'élément i :

$$Q = n_i \cdot F \cdot n_{e-} \quad \text{Eq I-60}$$

Où :

Q : quantité d'électricité (C),

n_i : nombre de moles de l'élément i (mol).

En supposant le courant constant cette équation s'écrit :

$$I \cdot t = n_i \cdot F \cdot n_{e-} \quad \text{Eq I-61}$$

$$n_i = \frac{I \cdot t}{F \cdot n_{e-}} \quad \text{Eq I-62}$$

$$m_i = \frac{I \cdot t \cdot M_i}{F \cdot n_{e-}} \quad \text{Eq I-63}$$

Où :

m_i : masse de l'élément i (kg),

M_i : masse molaire de l'élément i (g/mol).

Dans le cas particulier de la corrosion d'un métal ou d'un dépôt métallique, et connaissant la masse volumique de l'élément ainsi que la surface sollicitée (S), il est alors possible de déterminer une perte ou un gain d'épaisseur.

$$V_i = \frac{I_{corr} \cdot t \cdot M_i}{F \cdot n_{e-} \cdot \rho_i} \quad \text{Eq I-64}$$

$$e_i = \frac{I_{corr} \cdot t \cdot M_i}{F \cdot n_{e-} \cdot \rho_i \cdot S} \quad \text{Eq I-65}$$

$$e_i = \frac{j_{corr} \cdot t \cdot M_i}{F \cdot n_{e-} \cdot \rho_i} \quad \text{Eq I-66}$$

Où :

V_i : volume de l'élément i (m^3),

e : épaisseur de l'élément i consommée ou produite (m),

S : surface polarisée (m^2),

ρ_i : masse volumique de l'élément i (kg/m^3).

Dans le cas de la corrosion des armatures dans le béton, ces calculs peuvent donc permettre de déterminer une perte d'épaisseur de l'armature pour une annuité par exemple.

Afin de comprendre les échanges et mécanismes électrochimiques se produisant lors de la corrosion des aciers coulés dans le béton, il existe des logiciels permettant la modélisation de ces différents phénomènes.

I.4. Modélisation et distributions de courant

I.4.1. Généralités

En électrochimie, le courant qui circule entre la cathode et l'anode se répartit de manière plus ou moins uniforme que ce soit à la surface des électrodes ou bien dans le milieu environnant. Ce phénomène est appelé distribution des lignes de courant.

Ces lignes de courant sont affectées par plusieurs facteurs qui sont [Dupuy, 2003] :

- La géométrie du système (rapport des surfaces anodiques/cathodiques, distance entre les électrodes, etc...),
- La conductivité ou résistivité du milieu (chutes ohmiques),
- La cinétique des réactions électrochimiques (surtensions d'activation, lois de Butler-Volmer),
- Les concentrations des ions et oxygène dissous dans le milieu et aux interfaces (conditions hydrodynamiques, équation de Nernst-Planck).

Il existe trois types de distribution de courant qui sont la distribution primaire, secondaire et tertiaire. La distribution primaire étant la plus simple, prenant en compte un minimum de facteurs, jusqu'à la tertiaire qui est la plus complexe, prenant en compte le maximum de facteurs.

La distribution primaire ne dépend que de la géométrie du système (Figure I-20) ainsi que de la conductivité du milieu. La cinétique électrochimique (relation de Butler-Volmer) et l'hétérogénéité du milieu, notamment les gradients de concentration aux électrodes sont alors négligés. Dans le cas de la distribution primaire, seule la loi d'Ohm détermine la forme et l'intensité des lignes de courant grâce à la résistivité de l'électrolyte. Cette distribution n'est valable qu'à l'équilibre (surtensions nulles), et donc lorsque le courant traversant le système électrochimique est nul. Néanmoins, cette distribution peut être utilisée pour des distributions hors équilibre, quand les cinétiques aux électrodes sont suffisamment rapides (surtensions proches de zéro).

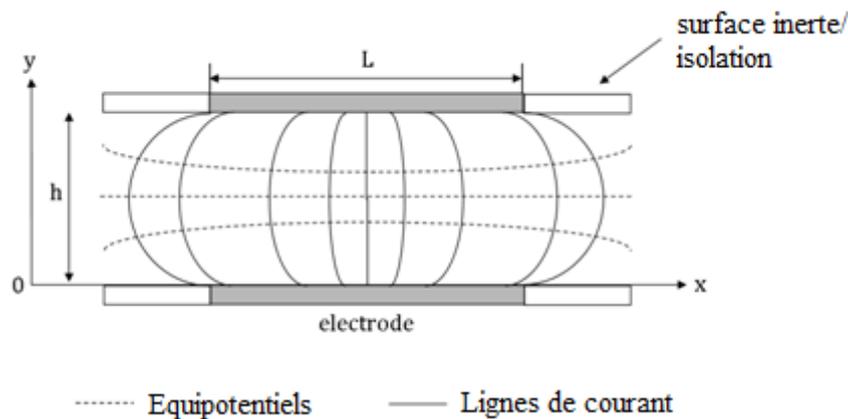


Figure I-20 : Schéma de la distribution de lignes de courant entre deux électrodes en contact avec des parois isolantes (adapté de [Dupuy, 2003]).

La distribution secondaire correspond à une distribution primaire où la résistance au transfert de charge est prise en compte (Figure I-21) ceci aux interfaces électrodes/électrolyte en utilisant des lois électrocinétiques. La réaction est alors considérée comme étant en régime d'activation, ce qui se traduit par des réactions électrochimiques qui ne sont pas limitées par la diffusion des ions jusqu'à la surface de l'électrode. La distribution secondaire correspond donc à des surtensions et densités de courant faibles.

La distribution tertiaire comprend la distribution secondaire à laquelle est ajoutée l'influence de la variation de la concentration des espèces dans le milieu. Cela correspondant à une résistance au transfert de masse. Cette variation de concentration fait donc apparaître les surtensions de concentration aux électrodes, et notamment des phénomènes liés à la diffusion des espèces, plus particulièrement à proximité des électrodes. Il est alors possible d'appliquer de fortes surtensions, et donc des courants importants contrairement aux deux distributions précédentes.

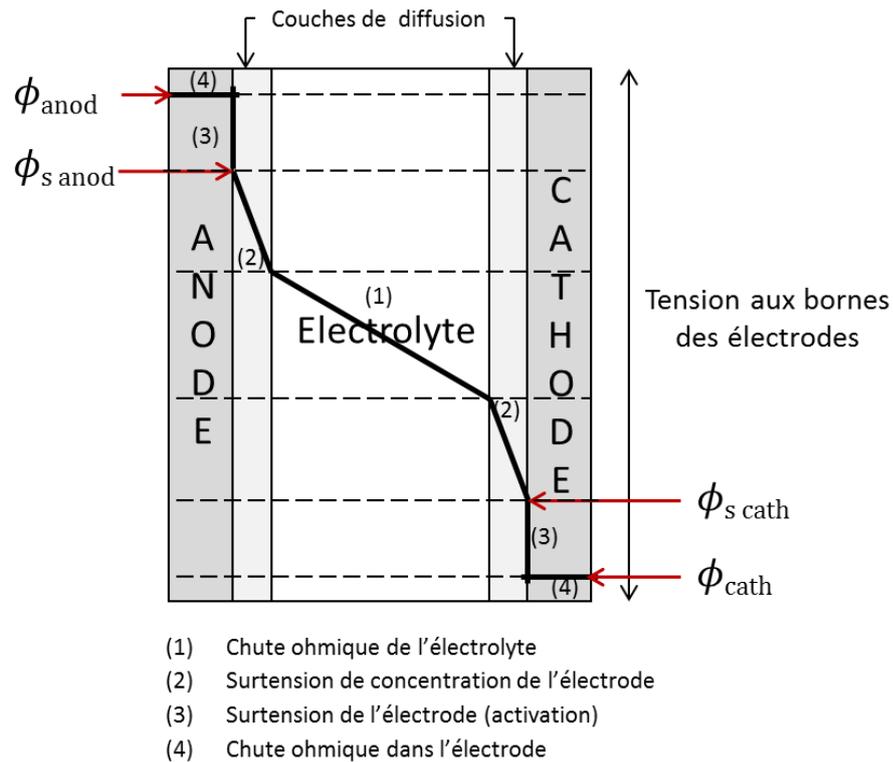


Figure I-21 : Schéma de l'évolution du potentiel dans un milieu électrolytique pour une distribution tertiaire.

Où :

$\phi_{s\ electrode}$: potentiel électrique absolu en solution au contact de l'électrode (V),

$\phi_{\ electrode}$: potentiel électrique absolu de l'électrode (V).

Voici l'équation générale regroupant les différents termes composant la tension aux bornes :

$$\Delta V = E_{\text{ox/red } a} + \eta_{a.\text{anode}} + \eta_{c.\text{anode}} - (E_{\text{ox/red } c} + \eta_{a.\text{cathode}} + \eta_{c.\text{cathode}}) + R_e \cdot I \quad \text{Eq I-67}$$

Où :

ΔV : différence de potentiel électrique entre deux électrodes (V),

$E_{\text{red/ox } \text{electrode}}$: potentiel réversible d'un couple red ox (V/ref).

$\eta_{a.\text{electrode}}$: surtension d'activation à l'électrode (V),

$\eta_{c.\text{electrode}}$: surtension de concentration à l'électrode (V),

I.4.2. Les distributions primaire et secondaire

L'hypothèse principale de ces distributions de courant repose sur une uniformité de la composition du milieu en tout point du volume fluide. Il n'y a donc pas de variation de concentration des espèces dissoutes (électroactives ou non). La résolution des équations des distributions primaire et secondaire est réalisée en régime stationnaire et suit cette démarche.

Afin de déterminer numériquement les densités de courant en tout point du modèle, il est nécessaire de déterminer les potentiels électriques. La loi d'Ohm dans le cadre des hypothèses des distributions primaire et secondaire, s'écrit :

$$j = -\sigma \nabla \phi_s \quad \text{Eq I-68}$$

$$j = -\frac{1}{\rho} \nabla \phi_s \quad \text{Eq I-69}$$

Où :

σ : conductivité électrique du milieu (S/m),

ϕ_s : potentiel électrique absolu en solution (V),

ρ : résistivité électrique du milieu considéré ($\Omega.m$).

Il est aussi nécessaire de respecter la conservation du courant :

$$\nabla \cdot j = 0 \quad \text{Eq I-70}$$

En combinant l'Eq I-69 et Eq I-70 tout en considérant la conductivité électrique de la solution uniforme (découlant de la première hypothèse) nous obtenons l'équation de Laplace :

$$\nabla^2 \phi_s = \frac{\partial^2 \phi_s}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \phi_s}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \phi_s}{\partial z^2} = 0 \quad \text{Eq I-71}$$

Pour la distribution primaire les conditions limites aux parois sont les suivantes :

Sur la surface interne des électrodes	$\phi_{i \text{ electrode}} = \text{constante}$
Sur l'électrode dans le fluide	$\phi_{s \text{ electrode}} = \phi_{\text{electrode}}$
Sur les parois isolantes et symétriques	$\frac{\partial \phi_s}{\partial n} = 0$

n désignant la normale à la paroi.

Dans le cas de la distribution secondaire, il est nécessaire de remplacer les conditions limites aux électrodes car dans ce cas les surtensions d'activation ne sont pas nulles : la cinétique électrochimique est représentée par l'équation de Butler-Volmer :

$$j_a = j_{a \text{ corr}} \left[\exp \left(\frac{\alpha_{ca} \cdot n_{e-} \cdot F}{R \cdot T} \cdot \eta \right) - \exp \left(\frac{-\alpha_{aa} \cdot n_{e-} \cdot F}{R \cdot T} \cdot \eta \right) \right] \quad \text{Eq I-36}$$

$$j_c = j_{c \text{ corr}} \left[\exp \left(\frac{\alpha_{cc} \cdot n_{e-} \cdot F}{R \cdot T} \cdot \eta \right) - \exp \left(\frac{-\alpha_{ac} \cdot n_{e-} \cdot F}{R \cdot T} \cdot \eta \right) \right] \quad \text{Eq I-37}$$

$$\eta = E - E_{\text{corr}} \quad \text{Eq I-38}$$

$$\eta = \phi_{\text{electrode}} - \phi_{s \text{ electrode}} - E_{\text{corr}} \quad \text{Eq I-72}$$

$$\Delta V = \phi_{\text{anode}} - \phi_{\text{cathode}} \quad \text{Eq I-73}$$

Pour la distribution secondaire les conditions limites aux parois sont alors différentes donnant :

$$\begin{aligned} \text{Sur l'électrode dans le fluide} \quad \phi_{s \text{ electrode}} &\neq \phi_{\text{electrode}} \\ \phi_{s \text{ electrode}} &= \phi_{\text{electrode}} \pm \eta_{\text{electrode}} \end{aligned}$$

Ces deux systèmes peuvent être résolus par COMSOL Multiphysics© à l'aide du modèle « Electric Currents » du module « AC/DC ». La distribution secondaire est donc plus représentative de la réalité que la distribution primaire. Cependant, elle ne reste valable que dans le régime d'activation pour de faibles surtensions, afin de ne pas induire de variation des concentrations aux interfaces. C'est ce type de distribution qui est le plus couramment utilisé pour décrire le mécanisme de la corrosion de l'acier dans le béton. Une hypothèse forte est toutefois faite en considérant l'interface acier-béton suffisamment approvisionnée en dioxygène même si des corrections peuvent être apportées comme nous le verrons postérieurement.

I.4.3. La distribution tertiaire

Cette distribution permet de modéliser la distribution de courant dans le cas de surtensions élevées et donc de courants importants. Dans ce cas, la concentration en espèces dissoutes ne peut plus être considérée comme étant uniforme. La limitation par le transfert de masse n'est plus négligeable et elle peut devenir le facteur limitant (densité de courant limite). C'est pourquoi il est nécessaire de modéliser tous les modes de transport de matière (diffusion, migration convection) dans tout le volume de fluide. Le flux de matière de l'espèce i peut être écrit à l'aide de l'équation de Nernst-Planck comme ceci :

$$N_i = \underbrace{-D_i \cdot \nabla C_i}_{\text{Diffusion}} - \underbrace{z_i \cdot u_{mi} \cdot F \cdot C_i \cdot \nabla V}_{\text{Migration}} + \underbrace{u \cdot C_i}_{\text{Convection}} \quad \text{Eq I-74}$$

Où :

N_i : vecteur de flux massique de l'espèce i (mol/m²/s),

D_i : coefficient de diffusion de l'espèce i (m²/s),

C_i : concentration molaire de l'espèce i (mol/m³),

z_i : charge de l'espèce i (-),

u_{mi} : mobilité de l'espèce i (m²/V.s),

u : vitesse d'écoulement (m/s).

La conservation massique de l'espèce i impose :

$$\nabla \cdot Ni = 0 \quad \left(\frac{\partial C_i}{\partial t} + \nabla \cdot Ni = 0 \right) \quad \text{Eq I-75}$$

L'électroneutralité en tout point donne (double couche électrique non prise en compte) :

$$\sum_i z_i \cdot C_i = 0 \quad \text{Eq I-76}$$

La conservation du courant :

$$\nabla \cdot j = 0 \quad \text{Eq I-77}$$

Avec :

$$j = F \sum_i z_i \cdot Ni \quad \text{Eq I-78}$$

Une hypothèse peut être faite concernant le cas de la corrosion du béton armé, la résolution de la distribution tertiaire peut-être simplifiée par la suppression de la composante convective.

Ce système d'équations peut être résolu par COMSOL Multiphysics© à l'aide du modèle : « Nernst-Planck Equations », du module « Chemical Reaction Engineering » qui permet de réaliser les calculs de conservation de matière et de courant. Il est aussi nécessaire de mettre en place des conditions limites pour fournir suffisamment d'équations et de paramètres afin de faire fonctionner la simulation. Trois équations sont utilisées : le terme de concentration constante afin d'explicitier que la concentration au loin des électrodes est homogène et constante, les lois cinétiques des réactions électrochimiques aux électrodes (dépendantes des concentrations), et les conditions d'isolation/symétrie aux bords du système.

- Concentration constante aux parois isolées avec $C0_i$ la concentration initiale

$$C_i = C0_i \quad \text{Eq I-79}$$

- Densité de courant à l'électrode (Butler-Volmer modifiée)

$$j = j_0 \left[\exp \left(\frac{\alpha \cdot n_{e^-} \cdot F}{R \cdot T} \cdot \eta \right) - \frac{C_i}{C0_i} \exp \left(\frac{(1 - \alpha) \cdot n_{e^-} \cdot F}{R \cdot T} \cdot \eta \right) \right] \quad \text{Eq I-80}$$

- Isolation/Symétrie

$$-n \cdot N_i = 0 \quad \text{Eq I-81}$$

En ce qui concerne le cas particulier de la modélisation du béton armé, cette méthode est intéressante dans le cas d'une polarisation importante. Ces surtensions induisent alors de fortes densités de courants électriques mais aussi la mise en place d'un régime diffusionnel avec des gradients de concentrations dans le milieu d'étude. Ce type de modèle peut être utilisé dans différents cas comme des bétons d'épaisseurs importantes et avec un taux de saturation important impliquant une faible quantité de dioxygène à l'interface acier-béton et donc une limitation du courant par celui-ci. De même, il est applicable dans le cadre de la protection cathodique, de la réalcalinisation, ou toute autre méthode polarisant fortement les électrodes, et induisant donc une déstabilisation du milieu.

I.4.4. Cas particulier du béton armé

Comme précisé dans le paragraphe précédent (§I.4.3), le courant galvanique peut être limité par l'apport en dioxygène au niveau des armatures saines jouant le rôle de cathodes. C'est pourquoi il a été développé une modification de l'équation de Butler-Volmer ([Raupach, 1998] [Warkus, 2006]), afin d'intégrer le paramètre de courant limite permettant de simuler le ralentissement des échanges entre cathode et anode, au niveau de la cathode à cause du manque de dioxygène à l'interface :

$$j_c = \frac{1 - \exp\left(-\frac{\ln(10) \cdot \eta}{\beta_c}\right)}{\left[j_{corr\ c} - \frac{\exp\left(-\frac{\ln(10) \cdot \eta}{\beta_c}\right)}{j_{lim}} \right]^{-1}} \quad \text{Eq I-82}$$

Où la densité de courant limite est donnée égale à :

$$j_{lim} = \frac{3,62 \cdot 10^9 \cdot \frac{D_{O_2}}{c} \cdot \frac{S_{beton}}{S_{acier}}}{A_{acier}} \quad \text{Eq I-83}$$

Où :

c : épaisseur d'enrobage (m),

S_{acier} et S_{beton} : surfaces de l'acier et de la partie supérieure du béton (m²).

Le rapport $\frac{S_{beton}}{S_{acier}}$, n'étant à prendre en compte que dans le cas où il est inférieur à 1.

Des travaux de Glass, cités par [Gulikers, 2006], proposent une autre méthode de détermination de la densité de courant limite pour une éprouvette cylindrique et donc dans le cadre d'une modélisation en deux dimensions axisymétrique :

$$j_{lim} = \frac{n_{e-} \cdot F \cdot D_{O_2} \cdot C_0}{r_s \cdot \ln\left(\frac{r_c}{r_s}\right)} \quad \text{Eq I-84}$$

Où :

r_s et r_c : sont les rayons de l'acier et de l'éprouvette de béton (m).

Afin de pouvoir réaliser la modélisation de piles galvaniques, il est nécessaire de réaliser des essais d'identification et de caractérisation du béton ainsi que des aciers qui le composent. Le but est d'extraire les informations nécessaires à l'implémentation des paramètres de Tafel dans le logiciel de simulation.

Après avoir balayé les aspects théoriques de la corrosion et la modélisation associée, le reste de la bibliographie va maintenant s'orienter sur les méthodes utilisées en Génie Civil afin d'identifier les zones corrodées sur les ouvrages en béton armé.

I.5. Identification des zones corrodées

Afin de caractériser le béton d'un ouvrage en service il est possible de réaliser différents types d'essais classés en deux catégories : les méthodes de contrôle destructif et non destructif. Le but est de vérifier l'état de santé de la structure, de détecter des défauts ou endommagements, mais aussi de les caractériser.

Le problème majeur rencontré avec les essais destructifs est lié au fait que les prélèvements et donc les mesures sont localisés. Ces mesures ne sont pas nécessairement représentatives de l'ensemble de la structure et ne peuvent donc pas être généralisées, que ce soit pour des raisons de coûts, d'accessibilité ou encore de préservation de l'intégrité de l'ouvrage. En outre le béton étant un matériau d'une variabilité de fabrication et de mise en œuvre mal maîtrisée, il est nécessaire de recourir à un nombre significatif de prélèvements pour caractériser cette variabilité. C'est pour l'ensemble de ces raisons que les essais non destructifs sont de plus en plus employés dans le domaine du génie civil.

En ce qui concerne le diagnostic de la corrosion des ouvrages en béton armé ou précontraint, de nombreuses méthodes existent, dans le domaine des essais destructifs : le sondage et examen visuel, ainsi que le carottage couplé à des mesures de profondeur de pénétration des chlorures ou de carbonatation.

Il existe les essais de Contrôle Non Destructif (CND) qui sont pour certains qualitatifs et d'autres quantitatifs. Ces méthodes permettent de repérer des défauts, le positionnement des

armatures, les zones touchées par la corrosion, la vitesse de corrosion, tout en limitant une éventuelle altération de l'ouvrage.

I.5.1. Méthodes de Contrôle Destructif

I.5.1.a. Carbonatation

La carbonatation du béton induit une modification de la matrice cimentaire se traduisant par un abaissement du pH. C'est pourquoi la phénolphthaléine, qui est un indicateur coloré du pH, permet de différencier un béton carbonaté d'un béton sain [Verbeck, 1958]. Un béton carbonaté apparaîtra alors incolore, son pH étant inférieur à 11 (Figure I-22).

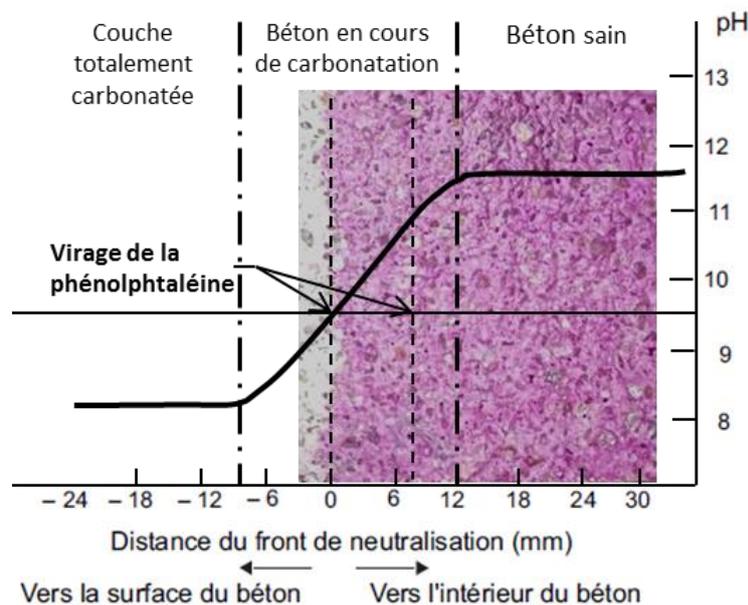


Figure I-22 : Schéma de l'évolution du pH en fonction de la distance au front de neutralisation de la phénolphthaléine dans un béton en cours de carbonatation adapté de [Kashino, 1984].

I.5.1.b. Corrosion par les chlorures

Il existe deux méthodes afin de déterminer la profondeur de pénétration des chlorures. La première est similaire à celle de la carbonatation. Elle consiste en la détermination du front de pénétration des chlorures en utilisant une solution de nitrate d'argent. Les ions argent complexent avec les chlorures provoquant la formation d'un précipité solide, le chlorure d'argent engendrant l'apparition d'une couleur argentée.



$$K_{AgCl} = [Ag^+].[Cl^-] = 1,8.10^{-10} ; pK_{AgCl} = 9,74 \quad \text{Eq I-86}$$

La deuxième méthode (Figure I-23) consiste à prélever une carotte et à la broyer afin d'obtenir plusieurs niveaux de profondeur. Il est ensuite possible de doser le nombre de moles de chlorure pour un volume d'échantillon et une profondeur donnés.

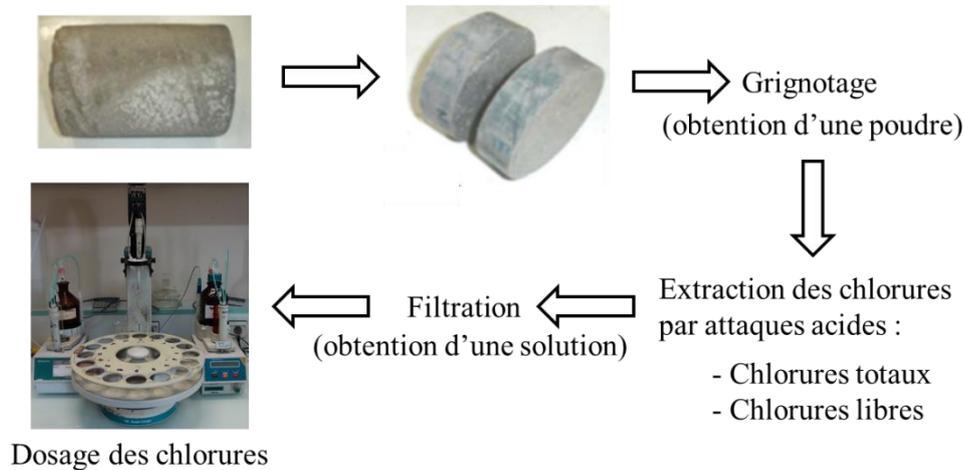


Figure I-23 : Schéma de la méthode de détermination de la quantité de chlorures en fonction de la profondeur de l'éprouvette.

La Figure I-24 montre le type de profil qu'il est possible d'obtenir pour un béton soumis à un contact irrégulier avec un environnement chargé en chlorures. Ce profil dépend de l'humidité de l'environnement extérieur et de la fréquence d'exposition à un environnement extérieur agressif.

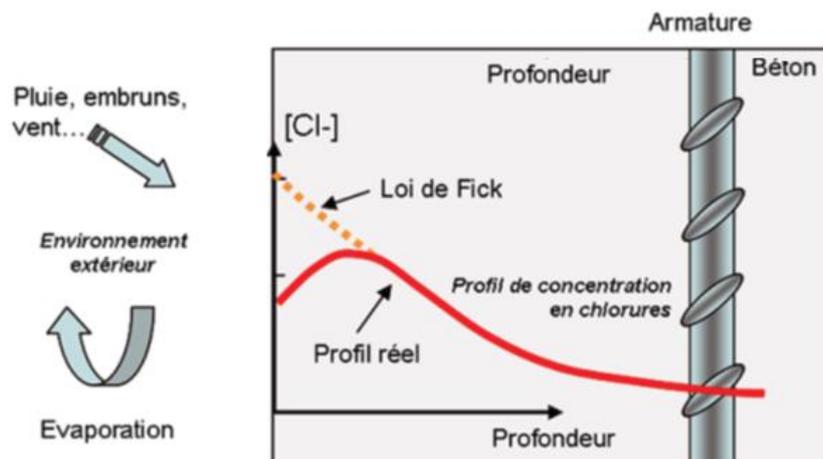


Figure I-24 : Schéma de l'évolution de la concentration en chlorure dans un béton soumis à un environnement extérieur agressif [Baroghel, 2008].

Les méthodes dites de contrôle destructif sont donc des méthodes longues et fastidieuses. Les problèmes rencontrés sont la représentativité des prélèvements effectués, ainsi que le travail dans un deuxième temps en laboratoire où il est nécessaire de multiplier les essais de mesures.

Toutefois elles permettent d'accéder à des grandeurs physiques qu'il n'est pas possible de d'obtenir autrement. Les méthodes de contrôle non destructif sont de plus en plus populaires, car elles permettent de limiter les prélèvements sur sites ainsi que les analyses en laboratoire, tout en donnant un résultat immédiat lors de la mesure.

I.5.2. Méthodes de Contrôle Non Destructif

Il existe de très nombreuses méthodes employées dans le génie civil qui sont classées en trois familles : les méthodes électromagnétiques, les méthodes ultrasonores et électrochimiques. Les méthodes qui nous intéressent afin de déterminer l'état de corrosion des armatures appartiennent à la famille des CND électrochimiques et en voici une liste : la mesure de potentiel électrique, la mesure de résistivité par méthode Wenner, la mesure de résistance de polarisation par méthode d'injection de courant.

I.5.2.a. Cartographie de potentiel libre

La mesure de potentiel libre est la méthode électrochimique de détection de la corrosion la plus utilisée. Elle se base sur le principe que la corrosion est un phénomène spontané mettant en jeu deux couples oxydoréducteurs. Dans notre cas, il s'agit de l'oxydation du fer (réaction anodique) et de la réduction de l'oxygène dissous (réaction cathodique). Chaque couple possède un potentiel électrique standard associé :



La détermination de ces potentiels libres se fait à l'aide d'une électrode de référence (voir Tableau I-1).

La première utilisation en génie civil a été réalisée par [Stratfull, 1959]. Cette méthode consiste à réaliser une connexion à l'armature puis, à l'aide d'un multimètre, mesurer la différence de potentiel entre l'armature et l'électrode de référence (Figure I-25).

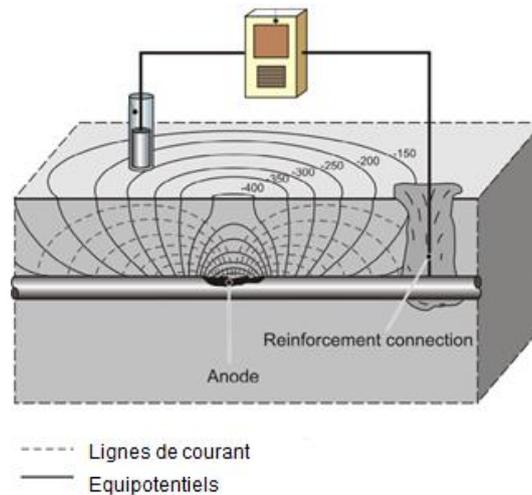


Figure I-25 : Schéma d'une mesure de potentiel électrique sur une dalle comportant un spot de corrosion avec une électrode de référence et une connexion à l'armature. [Stratfull, 1959] [Reichling, 2014] [ASTM, C876-91, 1991]

Il suffit alors de réaliser plusieurs mesures à la surface de la zone étudiée afin d'obtenir une cartographie. La Figure I-26 montre un exemple de cartographie de potentiel qui a été réalisée sur un tablier de pont à l'aide d'une électrode de référence au cuivre/sulfate de cuivre :

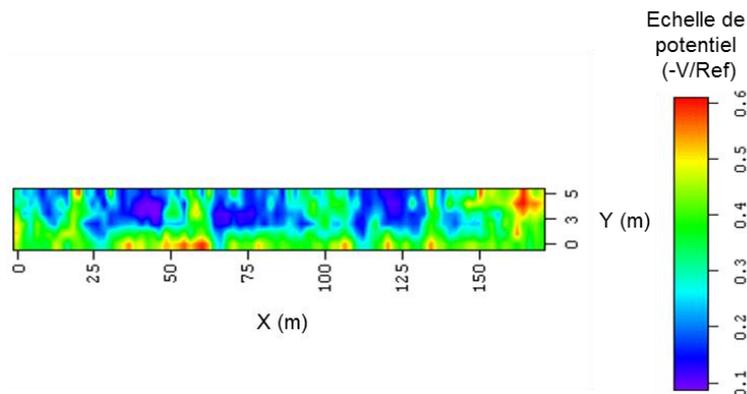


Figure I-26 : Cartographie de potentiel électrique d'un tablier de pont [Laurens, 2001].

Dans ce cas, nous pouvons comparer ces valeurs de potentiels les unes aux autres et ainsi déterminer d'éventuelles zones corrodées en émettant l'hypothèse que les conditions environnementales soient comparables. Les mesures se situent entre $-0,6\text{V}$ et $-0,1\text{V/ref}$. Les zones fortement électro-négatives (en rouge), sont des zones potentiellement soumises à de la corrosion. A l'inverse, les zones peu électro-négatives (bleu/violet), seraient considérées comme passives. La norme ASTM C876-91 ([ASTM, 1991]) propose un pas de mesure n'excédant pas un mètre vingt dans le cas de l'étude d'un tablier de pont. Il est aussi proposé d'effectuer un deuxième passage avec un pas de mesure plus fin dans les zones où les écarts de potentiels seraient supérieurs à 150mV , ce qui pourrait traduire une forte corrosion.

Il est aussi possible de comparer des résultats à la littérature (Tableau I-2 et Tableau I-3). Ces normes associent un domaine de potentiel mesuré soit à un risque de corrosion de l'armature, soit à l'état du béton déduit de l'observation ou de l'analyse du contexte historique et environnemental de l'ouvrage.

Tableau I-2 : Définition de l'état de corrosion par mesure de potentiel électrique [Broomfield, 1997] [Cox, 1997] [ASTM, 1991]

Potentiel électrique (mV/ECS)	Probabilité de corrosion
$E_{\text{corr}} < -425$	Corrosion sévère
$E_{\text{corr}} < -275$	Elevé (P > 90%)
$-275 < E_{\text{corr}} < -125$	Intermédiaire (P = 50%)
$E_{\text{corr}} > -125$	Faible (P < 10%)

Tableau I-3 : Domaines de potentiel typiques d'un acier dans le béton [RILEM, 2003]

Etat du béton	Domaines de potentiels (mV/ECS)
Saturé et sans oxygène	-1000 à -900
Humide et comportant des chlorures	-600 à -400
Humide et sans chlorure	-200 à 100
Humide et carbonaté	-400 à 100
Sec et carbonaté	0 à 200
Sec	0 à 200

L'ASTM propose une seconde méthode d'exploitation des données qui est d'utiliser les équipotentiel obtenus afin de séparer les zones de forte et faible corrosion.

En ce qui concerne cette méthode de mesure de potentiel libre, il est toutefois nécessaire de vérifier la continuité de l'armature afin que les valeurs ne soient pas faussées. Ces mesures sont réalisées de manière passive, c'est-à-dire qu'elles ne nécessitent pas l'injection d'un courant extérieur et donc une excitation du système, à l'inverse de la mesure de la résistance de polarisation.

I.5.2.b. Mesure de résistance de polarisation (R_p)

La mesure de la résistance de polarisation est effectuée à l'aide d'une électrode auxiliaire en surface de l'éprouvette connectée au réseau d'armatures. Il y a plusieurs hypothèses afin de déterminer cette grandeur : la surface de l'acier doit être électrochimiquement homogène et l'injection de courant doit être faible afin de se situer dans un domaine linéaire de polarisation. Ce domaine correspond au domaine d'activation (cf. §I.3.3).

Selon [*Stern and Geary, 1957*] il est alors possible de déterminer à l'aide de la pente l'inverse de la résistance de polarisation :

$$\frac{(\Delta I)}{(\Delta E)_{\Delta E \rightarrow 0}} = (R_p)^{-1} \quad \text{Eq I-87}$$

C'est à partir de cette résistance de polarisation, ainsi que de l'évaluation de la constante de Stern and Geary, qu'il est possible d'obtenir le courant de corrosion. Connaissant la surface polarisée, on obtient alors la densité de corrosion appliquée sur la zone concernée en émettant l'hypothèse que cette surface est uniformément polarisée.

$$R_p = \frac{B}{I_{corr}} \quad \text{Eq I-52}$$

$$j_{corr} = \frac{I_{corr}}{S} = \frac{B}{R_p \cdot S} \quad \text{Eq I-88}$$

Selon [*John, 1981*], cette constante de Stern and Geary serait égale à 50mV pour le béton armé, et pour [*Andrade, 1995*], cette valeur serait dépendante de l'état électrochimique de l'acier et varierait entre 52mV pour un acier passif et 26mV pour un acier corrodé.

En utilisant la relation donnée par l'équation Eq I-53, il est possible de déterminer d'autres valeurs de la constante de Stern and Geary issues de paramètres de Tafel obtenus dans la bibliographie (Tableau I-4). Pour résumer, les constantes de Stern and Geary pour une armature corrodée varient entre 38,4 et 16,8mV avec pour moyenne 23,5mV ; pour une armature saine, les valeurs varient entre 41,4 et 52mV pour une moyenne de 47,4mV.

$$B = \frac{\beta_a \cdot \beta_c}{\ln(10) \cdot (\beta_a + \beta_c)} \quad \text{Eq I-53}$$

Tableau I-4 : Comparaison des constantes de Stern and Geary selon différents auteurs

B (mV)	[John, 1981]	[Andrade, 1995]	[Kranc, 2001]	[Gulikers, 2002]	[Nasser, 2010]	[Sohail, 2013]	[Laurens, 2016]
Armature saine	50,0	52,0	49,7	50,0	41,4	47,4	49,7
Armature corrodée		26,0	19,0	16,8	38,4	24,5	19,0
Type d'attaque	/	Cl ⁻	Cl ⁻	Cl ⁻	CO ₂	CO ₂	Cl ⁻

Les appareils de mesures commerciaux permettant la mesure de la résistance de polarisation sont le Galvapulse (Figure I-27) ainsi que le Gecor (Figure I-28). En regardant un schéma de principe (Figure I-29), ces appareils se composent d'une électrode de référence centrale, avec une électrode auxiliaire permettant l'injection du courant au travers du béton, ainsi que d'un anneau de garde couplé à deux électrodes de références qui est censé confiner le courant injecté dans une zone de mesure connue.



Figure I-27 : Photo du Galvapulse [Nygaard, 2009].



Figure I-28 : Photo du Gecor 6, [Macdonald, 2009].

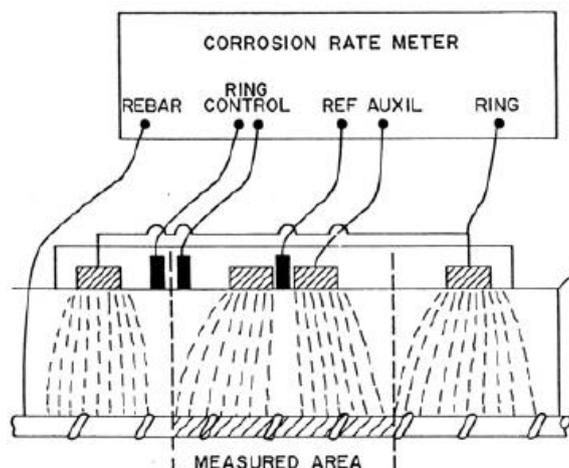


Figure I-29 : Schéma de principe de fonctionnement d'un appareil de mesure de R_p avec anneau de garde [Nygaard, 2009].

Cette méthode, tout comme la méthode de mesure de potentiel, nécessite une connexion à l'armature, mais la durée de prise de mesure est plus longue car il s'agit d'une méthode avec une injection de courant. Tout comme la mesure de potentiel, il existe des recommandations concernant la mesure de résistance de polarisation, ou plus particulièrement en ce qui concerne la densité locale de courant de corrosion (Tableau I-5). Il serait alors possible de définir si l'acier est considéré comme passif ou bien dans un domaine de forte corrosion.

Tableau I-5 : Définition de l'état de corrosion par mesure de résistance de polarisation [Law, 2004]

j_{corr} ($\mu\text{A}/\text{cm}^2$)	Perte d'épaisseur d'acier ($\mu\text{m}/\text{an}$)	Classe de corrosion
0,1 - 0,2	1 – 2	Passif à très faible
0,2 - 0,5	2 – 6	Faible à modérée
0,5 - 1,0	6 – 12	Modéré à fort
> 1,0	> 12	Fort

Néanmoins, l'utilisation de l'anneau de garde afin de déterminer une zone de mesure est remise en question. En effet, plusieurs phénomènes perturbateurs du signal ont été identifiés.

Dans le cas d'une armature uniforme, le sous-confinement (Figure I-30) [Nygaard, 2009] [Laurens, 2010] de l'anneau de garde induit une zone réelle de mesure plus grande et donc une surestimation du courant de corrosion qui serait de l'ordre de dix à cent fois plus important que le courant de corrosion qui devrait être mesuré. Il est aussi possible d'avoir un surconfinement [Wojtas, 2004] [Laurens, 2010] de l'anneau de garde qui provoque l'intrusion de lignes de courants provenant de l'anneau de garde vers l'intérieur de la zone de mesure.

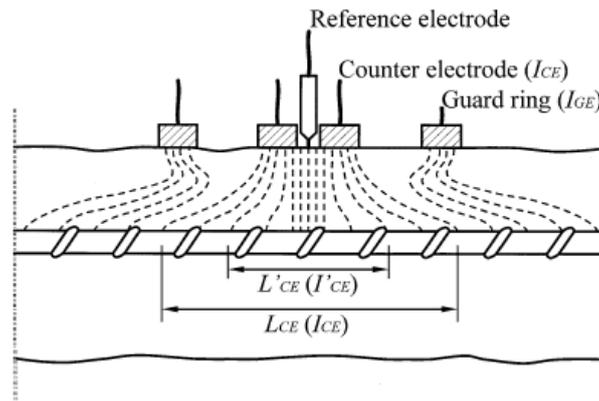


Figure I-30 : Schéma du mécanisme de sous confinement de l'anneau de garde [Nygaard, 2009].

Dans le cas d'une armature non uniforme (Figure I-31), le courant suivant le chemin le moins résistif peut donc polariser préférentiellement les zones corrodées, déformant ainsi les lignes de courant [Nygaard, 2009].

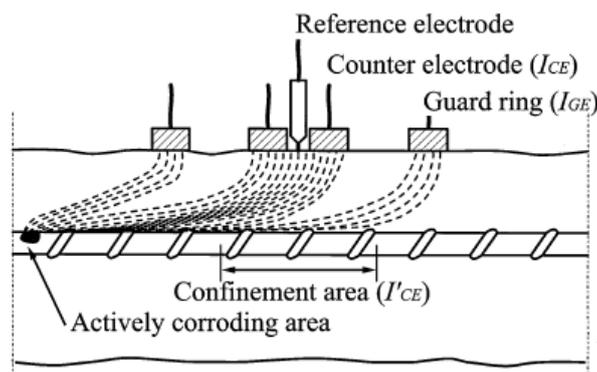


Figure I-31 : Schéma du mécanisme d'attraction des lignes de courant dans le cas d'une corrosion localisée [Nygaard, 2009].

Suite à ces études, deux conclusions importantes ont été mises en évidence. Tout d'abord, l'hypothèse proposée par la RILEM, où le courant est supposé uniformément réparti dans la zone de mesure n'est pas valide. Ensuite, dans le cas où l'armature serait corrodée, elle ne serait donc pas dans le même état électrochimique à sa surface. Dans ce cas, le courant ne peut être confiné dans une zone et peut alors circuler préférentiellement au niveau des zones les moins résistives, et potentiellement, dans des zones corrodées qui ne sont pas situées sous le dispositif de mesure.

Il faut aussi retenir le fait que l'obtention de la valeur de Stern and Geary est faite grâce à une évaluation et non pas déterminée via la méthode de Tafel.

I.5.2.c. Mesure de résistivité (ρ) et méthode Wenner

La résistivité correspond à l'inverse de la conductivité. Il est donc possible de déterminer pour chaque matériau la résistance que le matériau va opposer à la circulation d'un courant électrique ou ionique. La résistivité d'un béton est une grandeur qui permet de traduire plusieurs paramètres comme la porosité, l'hygrométrie et la concentration en sel dissous. C'est une grandeur déterminante dans la distribution des lignes de courant puisqu'elle pilote la loi d'Ohm. La méthode la plus couramment utilisée en Génie Civil afin de déterminer cette grandeur est la méthode à quatre pointes dites de Wenner [Wenner, 1912]. Elle consiste en l'utilisation de quatre électrodes (Figure I-32) en surface du béton disposées à égales distances, notée « a » les unes des autres. Les électrodes 1 et 4 injectent et collectent le courant tandis que les électrodes 2 et 3 vont mesurer la tension induite par la circulation de ce courant. Cette méthode ne nécessite donc pas de connexion à l'armature. Toutefois, elle nécessite une injection de courant ce qui induit une prise de mesure plus longue que la mesure de potentiel, en particulier afin d'obtenir une bonne stabilité du signal.

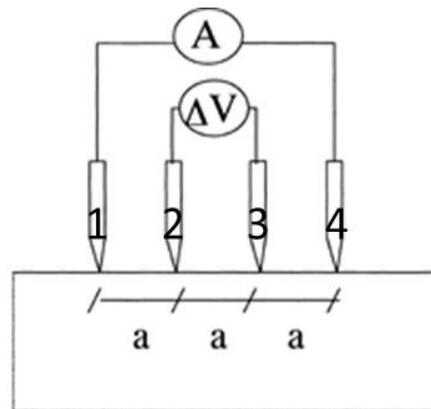


Figure I-32 : Schéma d'un appareil de mesure de la résistivité par méthode Wenner [Polder, 2000].

En émettant l'hypothèse que le milieu est homogène et semi-infini il est possible d'établir la relation suivante :

$$\rho = 2\pi \cdot a \cdot \frac{\Delta V}{I} \quad \text{Eq I-89}$$

Il est ensuite possible de classer les valeurs de résistivité en fonction d'un risque de corrosion plus ou moins important. Une résistivité très faible est un possible signe d'un fort taux de saturation, de l'intrusion d'ions chlorures dans la solution interstitielle, mais aussi favorise la circulation du courant par le biais de la migration des ions dans les pores. Inversement, une résistivité importante ralentirait fortement la cinétique de corrosion. Le Tableau I-6 donne des recommandations concernant les mesures de résistivité.

Tableau I-6: Définition du risque de corrosion par mesure de résistivité du béton [**Polder, 2000**]

$\rho_{\text{béton}} (\Omega.m)$	Risque de corrosion
<100	Élevé
100-500	Modéré
500-1000	Faible
>1000	Négligeable

Néanmoins, il existe des contradictions entre les hypothèses initiales concernant le milieu homogène et semi infini, avec la réalité des mesures effectuées. Tout d'abord, le milieu cimentaire n'est pas homogène en raison de sa répartition porale, de l'influence des agents agressifs (Figure I-24), mais aussi de son hygrométrie qui est constante au cœur et extrêmement dépendante de l'environnement en surface. La mesure de résistivité étant réalisée en surface du béton, il y a donc une certaine différence entre la mesure de résistivité relevée en surface et l'interprétation faite par rapport à des profondeurs plus importantes.

Un deuxième point en opposition par rapport à l'hypothèse du milieu homogène et semi-infini, concerne la présence de barres métalliques. Le métal ayant une conductivité électrique très élevée, les armatures peuvent produire un court-circuit et ainsi induire une valeur de résistivité plus faible qu'elle ne l'est réellement. Cette influence est dépendante de l'épaisseur d'enrobage, du diamètre des armatures ainsi que de la position de l'appareillage par rapport aux barres [**Gower, 1999**]. Selon la Figure I-33, les configurations (a) et (b) ne seront pas autant affectées par le court-circuitage que les configurations (c) et (d), qui auront des valeurs fortement réduites pour une même résistivité du milieu. C'est pourquoi, il est généralement recommandé de réaliser des mesures avec des électrodes disposées de manière à ce qu'elles ne se situent pas au-dessus des aciers mais entre ces derniers.

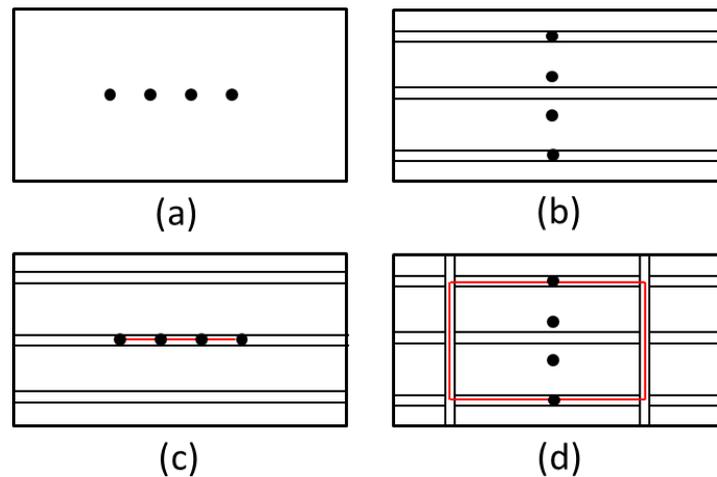


Figure I-33 : Schéma de quatre configurations pour la mesure de la résistivité par méthode Wenner, (a) mesure sans armature, (b) mesure perpendiculaire aux armatures sans liaison électrique, (c) mesure parallèle aux armatures sans liaison électrique, (d) mesure perpendiculaire aux armatures reliées électriquement.

Afin de pouvoir déterminer la résistivité du béton quel que soit la configuration des armatures, une méthode a été développée par Nguyen et al. [Nguyen, 2017]. Cette méthode repose sur le principe de mesure à 4 électrodes (Figure I-34), où les électrodes C1, C2, et P1 sont fixes tandis que l'électrode P2 est déplacée entre P1 et C2. Concrètement le dispositif comporte une trentaine d'électrodes situées entre P1 et C2 qui sont disposés tous les centimètres. Ce nombre important d'électrodes permet d'effectuer des mesures indépendantes sans avoir à déplacer d'électrode entre chaque mesure. Cette méthode est utilisée en parallèle à une modélisation du système étudiée. Les résultats obtenus par la modélisation sont alors étudiés afin de correspondre aux résultats expérimentaux et ainsi pouvoir obtenir des informations à la fois sur la résistivité du béton, mais aussi sur l'état électrochimique des aciers.

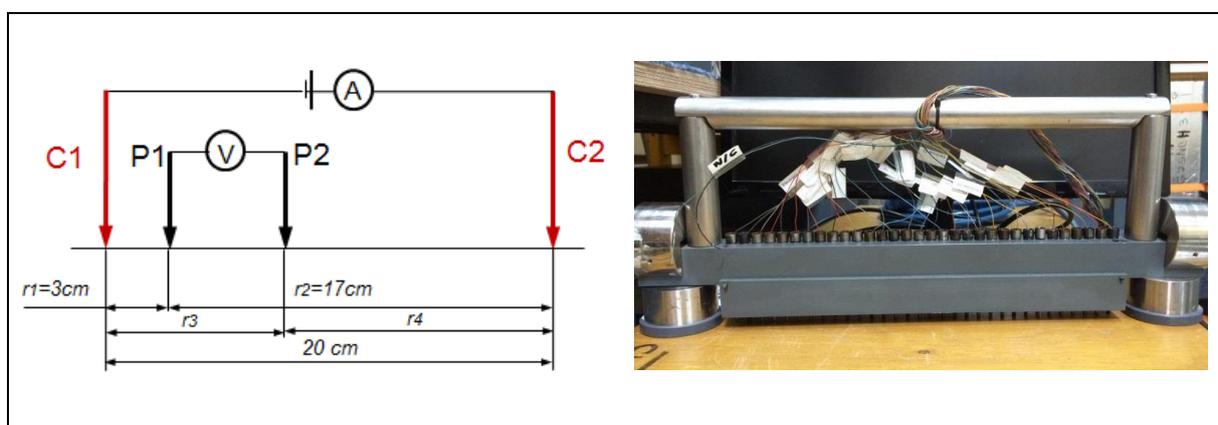


Figure I-34 : Schéma de principe du dispositif à quatre électrodes (à gauche) et photo du dispositif (à droite) [Nguyen, 2017].

I.5.3. Choix du dispositif

I.5.3.a. Comparatif des méthodes électrochimiques

Les méthodes CND sont de plus en plus utilisées et développées afin d'augmenter le rendement de prise de mesures et surtout afin de les automatiser. En ce qui concerne les méthodes CND électrochimiques, il est possible de les classer selon trois critères qui sont : le type de méthode avec en particulier la nécessité d'avoir une injection de courant électrique ou non (actif ou passif) et/ou une connexion à l'armature, et enfin la vitesse de prise de mesure (Tableau I-7).

Tableau I-7: Résumé comparatif des méthodes électrochimiques classiques

	Potentiel libre (bâton)	Résistance de polarisation	Résistivité
Type de méthode	Passif	Actif	Actif
Connexion à l'armature	Oui	Oui	Non
Vitesse de mesure	Moyen	Très Faible	Faible

Dans le cas d'une méthode passive, le temps de stabilisation et de prise de la mesure est beaucoup plus faible en comparaison à une méthode active. Ensuite, la connexion à l'armature nécessite de réaliser un perçage au travers de l'enrobage. Il est aussi nécessaire de vérifier la continuité électrique entre deux points très espacés, afin de pouvoir effectuer des mesures dans cette zone. Il est aussi nécessaire de faire suivre le câble reliant l'armature à l'appareil de mesure ce qui peut engendrer un certain encombrement lors des mesures.

I.5.3.b. Automates existants

Depuis quelques années des instruments de mesure plus ou moins autonomes voient le jour afin de répondre à une demande de simplification et d'automatisation de la prise de mesure. Le « BETOSCAN » (Figure I-35a) ainsi que le « Climbing robot » (Figure I-35b) sont des robots sur roues permettant d'effectuer des mesures de potentiel électrique afin de détecter les zones corrodées. Cette mesure de potentiel est réalisée à l'aide d'une roue imprégnée d'eau ou de sulfate de cuivre qui sert de pont ionique entre l'électrode de référence et la surface du béton. Ces outils répondent en partie à la demande de l'augmentation du rendement, mais nécessitent toujours une connexion à l'armature.

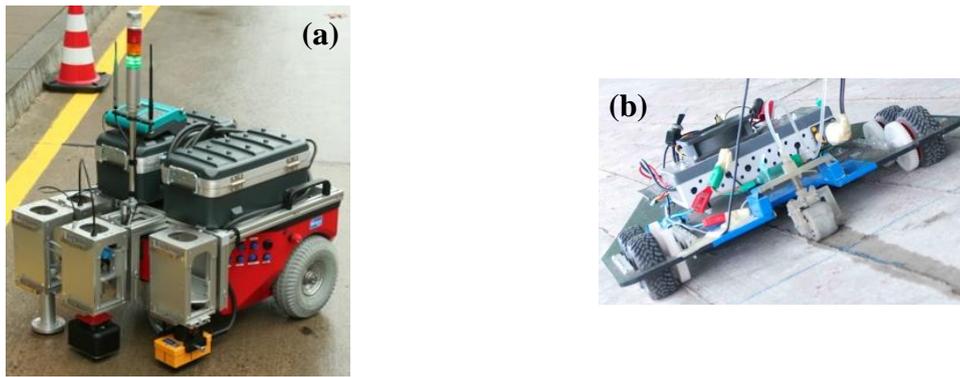


Figure I-35 : Photos de deux instruments de mesures innovants, (a) Betoscan [Raupach, 2009], (b) Climbing robot [Leibbrandt, 2012].

I.5.3.c. Méthodes dérivées de la mesure de potentiel

Cependant, il existe une méthode dérivée de la cartographie de potentiel qui est la mesure de différence de potentiel (Figure I-36) à l'aide de deux électrodes de références [François, 1994]. Cette méthode permet donc d'obtenir une cartographie des différences de potentiel, de la même manière que la cartographie de potentiel classique. Les zones les plus électronégatives et donc potentiellement sujettes à la corrosion sont alors identifiées. Cette méthode est sans connexion à l'armature et permet donc de s'affranchir de la vérification de sa continuité.

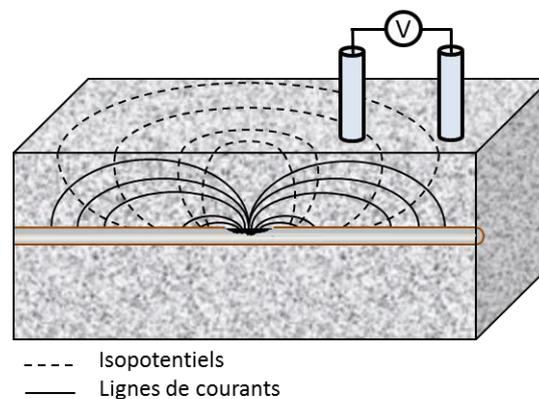


Figure I-36 : Schéma d'une mesure par différence de potentiel électrique sur une dalle comportant un spot de corrosion avec deux électrodes de références.

Des essais ont été réalisés par [François, 1994] afin de comparer trois méthodes de mesure de potentiel : la méthode classique avec connexion à l'armature, puis la méthode utilisant deux électrodes de références. Dans un cas une électrode est fixe et l'autre mobile, dans l'autre les deux électrodes sont mobiles et se déplacent de la même manière (Figure I-37).

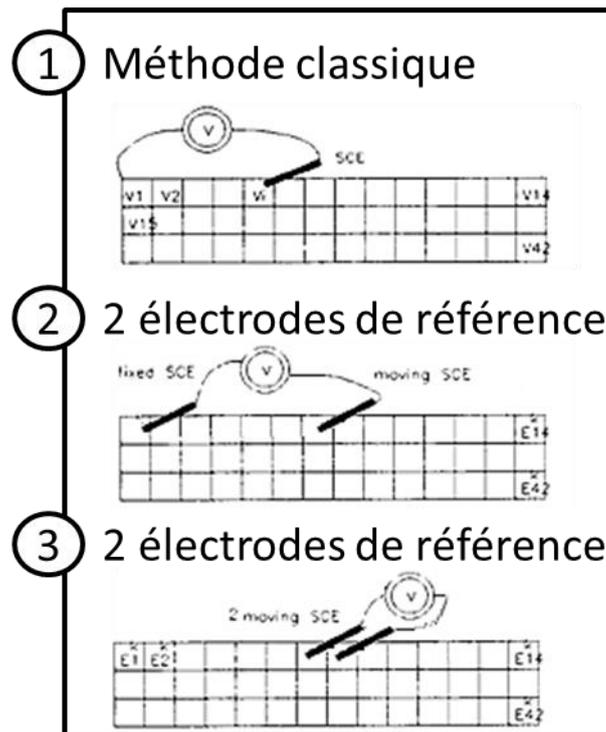


Figure I-37 : Schéma représentatif de trois méthodes de mesure par électrode de référence, (1) méthode classique avec une électrode de référence et connexion à l'armature, (2) méthode à deux électrodes de référence dont une est fixe et l'autre mobile, (3) méthode à deux électrodes de référence toutes deux mobiles [François, 1994].

Ces essais ont été réalisés sur une poutre de béton carbonatée et donnent des résultats très similaires. Après passage en résultats « type différence de potentiel », ces essais sont également reproductibles. Il est intéressant d'utiliser cette méthode combinée à l'électrode de référence montée sur roues comme celle proposée par Proceq (Figure I-38), ceci augmentera significativement la vitesse de prise de mesure et facilitera également la prise de mesure dans l'optique d'une automatisation.

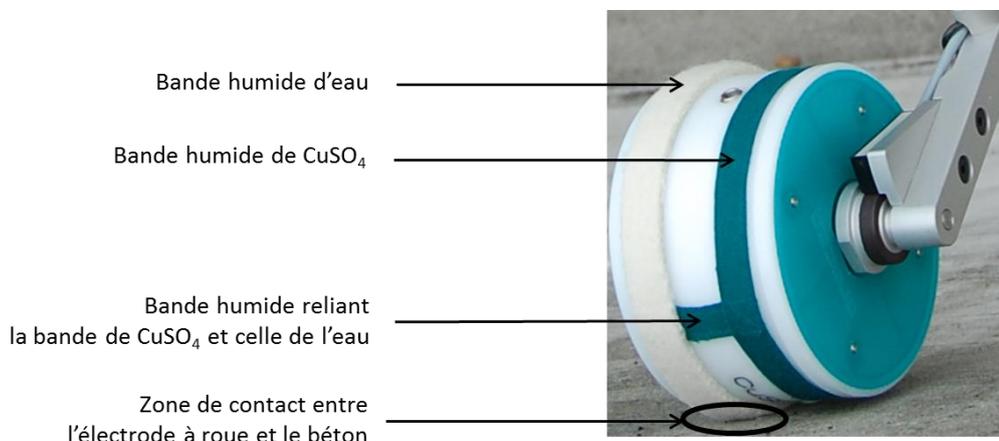


Figure I-38 : Composition d'une électrode de référence sur roue.

[Reichling, 2014] a permis la mise au point d'une méthode de mesure utilisant ces électrodes couplées en triangle afin d'obtenir un gradient de potentiel (Figure I-39). Cette méthode tout comme celle par mesure de différence de potentiel permet de s'affranchir de la connexion à l'armature.

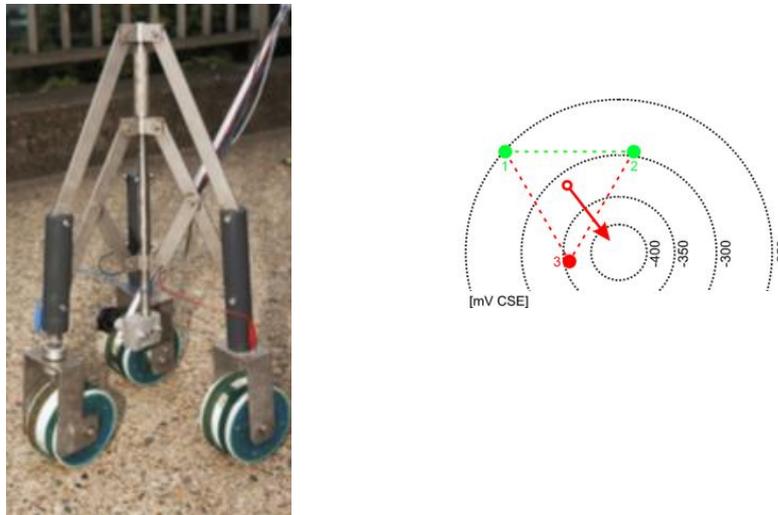


Figure I-39 : Système de mesure par gradient de potentiel avec électrodes à roue [Reichling, 2014].

Les essais ont été effectués sur une dalle en partie polluée par des chlorures afin de localiser les zones corrodées et vérifier la bonne détection de ces zones. Il a été démontré une bonne concordance entre cette méthode et la méthode standard par mesure de potentiel classique après calculs afin d'obtenir des cartographies constituées de vecteurs.

I.5.3.d. Conclusion

Pour résumer, les méthodes électrochimiques permettent de mesurer différents types de paramètres susceptibles de donner une indication sur l'état électrochimique des armatures. Toutefois, la méthode de cartographie par potentiel libre utilisant deux électrodes est la méthode retenue en vue d'une application sur un robot automatisé. Ses avantages principaux sont qu'elle ne nécessite pas de connexion à l'armature, ni d'injection d'un courant électrique induisant un gain de matériel (poids, espace), mais aussi un gain de temps de mesure et de préparation. De plus, l'utilisation d'électrodes montées sur roues couplées à la méthode par différence de potentiel permet un gain de temps supplémentaire lors des mesures, mais aussi une simplification de l'automatisation de la mesure contrairement à l'utilisation d'électrodes de référence classiques.

I.6. Conclusion

Le but de ce travail de thèse est donc de mettre au point une méthode de détection de la corrosion par mesure de potentiels compatible à une application autonome et robotisée.

Pour cela, la première approche a été de comprendre le mécanisme de formation du béton et de son réseau poreux, les phénomènes chimiques et électrochimiques rencontrés avant et lors de la corrosion du béton armé, mais aussi les différences rencontrées en terme de mécanisme en fonction des agents agressifs pénétrant dans le béton, que ce soit le dioxyde de carbone ou les chlorures.

Cette synthèse bibliographique a permis de faire un état de l'art sur les différentes méthodes électrochimiques existantes. Mais aussi de mettre en avant certains défauts des méthodes utilisées actuellement comme la rapidité des mesures et l'encombrement. Il a donc été choisi de combiner plusieurs méthodes et technologies existant afin de mettre au point une méthode utilisant des électrodes montées sur roues qui seront combinées afin de réaliser des mesures par différence de potentiel entre celles-ci.

Cette thèse va être développée selon trois axes qui sont : une étude via un logiciel de simulation afin d'observer le rôle de paramètres géométriques et physico-chimiques dans la corrosion du béton armé et donc leur incidence sur la mesure ; la réalisation de deux grandes dalles de béton armé, leur caractérisation physico-chimique, et la mise en place d'un protocole de dégradation accéléré via l'utilisation de chlorures ; et enfin le développement du protocole de détection de la corrosion en utilisant des électrodes de référence montées sur roues sans connexion à l'armature ainsi que l'exploitation des résultats obtenus.

Chapitre II. Simulations numériques

II.1. Introduction

La corrosion des aciers dans le béton est un phénomène électrochimique difficile à quantifier à moins d'employer des méthodes destructives en éliminant le béton d'enrobage. La simulation numérique est un outil complémentaire de l'expérimentation permettant de mieux comprendre des phénomènes difficilement quantifiables, mesurables ou même observables.

C'est pourquoi une étude de simulation a été réalisée à l'aide de COMSOL Multiphysics®, qui est un outil de modélisation utilisant la méthode des éléments finis. Le but de cette simulation est de créer un système de pile galvanique sur un treillis d'armature complet lorsqu'une partie de ces armatures est soumise à de la corrosion. Par la suite, l'exploitation des résultats consiste à comparer la facilité de détection de la corrosion selon l'influence de nombreux paramètres, qu'ils soient géométriques ou physico-chimiques. Pour cela, le logiciel simule la distribution des lignes de courants au sein d'une dalle de béton armé comportant une zone corrodée et une zone passivée.

Afin de simplifier la compréhension des phénomènes, une première étude est réalisée en trois dimensions, avec une seule barre d'acier et une zone de corrosion. L'utilisation d'une géométrie simplifiée va permettre de présenter les différentes informations qu'il est possible d'extraire de la simulation et d'en tirer des premières tendances.

Par la suite, un treillis d'armature complet sera modélisé au sein du béton afin d'étudier l'influence d'un maximum de paramètres sur les résultats obtenus. Ces paramètres sont de types géométriques comme l'épaisseur d'enrobage, la taille de la zone corrodée, la présence d'un second site de corrosion ou d'un second treillis d'armature, la taille de la maille du treillis et le diamètre des armatures ; ils peuvent aussi être de type physico-chimique comme la résistivité ou les paramètres électrocinétiques de Butler-Volmer.

Ces simulations numériques permettent notamment d'obtenir des cartographies de potentiel en surface de la dalle de béton tout en ayant accès à des paramètres tels que le courant d'échange global entre la zone corrodée et saine, mais aussi les densités de courants observés en surface des aciers. Ces résultats vont être déterminants afin de pouvoir exploiter correctement de futurs résultats expérimentaux nécessaires notamment dans le cadre du projet ATALANTE.

II.2. Présentation de la simulation

II.2.1. Géométrie simplifiée et paramètres

La simulation numérique est donc réalisée à l'aide du module « DC Conductive Media » provenant de COMSOL Multiphysics®. Elle est réalisée sur un prisme de béton de 1m x 1m x 20cm (Figure II-1A) comportant une barre d'acier représentée par un cylindre de 6mm de diamètre et une zone de corrosion notée L_{za} de 10cm en son centre. L'épaisseur d'enrobage (c) pour ce cas est de 2cm, ce volume représentant une dalle de béton dont la résistivité (ρ_c) est égale à 200 Ω .m.

La Figure II-1B correspond à la première géométrie où deux symétries ont divisé par quatre la taille de la Figure II-1A. C'est cette géométrie qui est modélisée afin de gagner du temps de calcul.

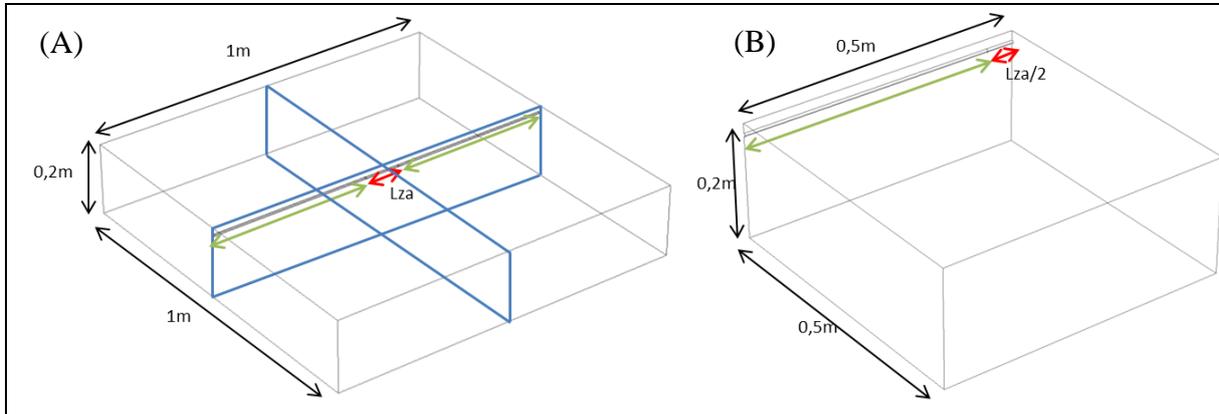


Figure II-1 : Géométrie simplifiée étudiée, A avant et B après application des symétries.

II.2.2. Paramètres d'entrée

Les équations de Butler-Volmer sont implantées comme conditions aux limites représentant les cinétiques électrochimiques associées au système de pile galvanique mis en place lors de la corrosion :

- Zone anodique (zone dépassivée, active), où l'acier (fer) à nu se dissout (s'oxyde) formant l'ion ferreux.

$$j_a = j_{a\ corr} \left[\exp\left(\frac{\log(10)}{\beta_{a a}} \cdot (V - E_{corr a})\right) - \exp\left(\frac{-\log(10)}{\beta_{c a}} \cdot (V - E_{corr a})\right) \right] \quad \mathbf{Eq\ II-1}$$

- Zone cathodique (zone passivée, passive), où l'oxygène dissout et l'eau sont consommés pour former des ions hydroxydes, en concurrence avec la consommation des protons formant du dihydrogène. Les deux réactions basifient le milieu.

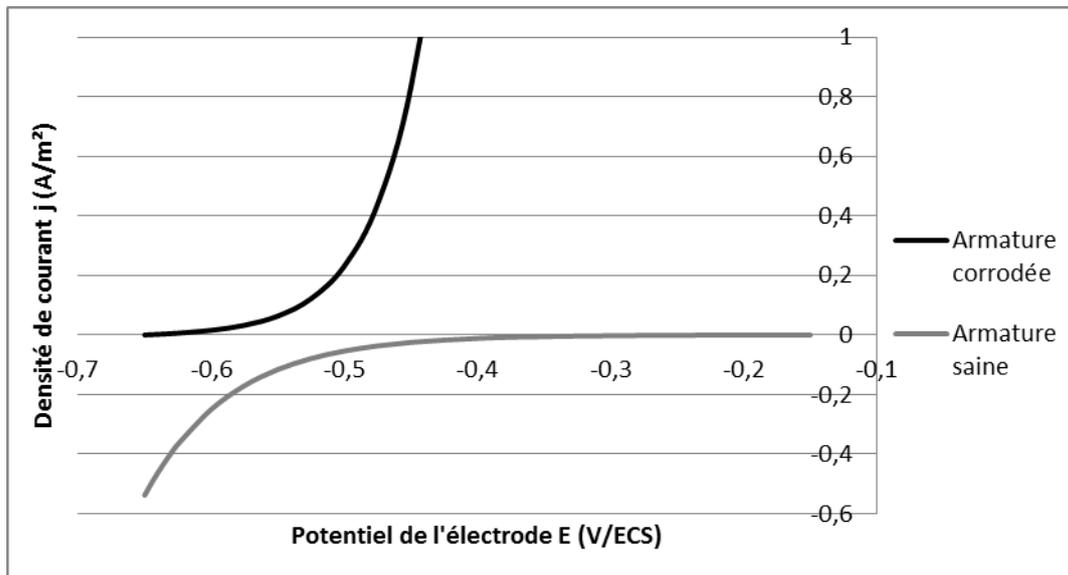
$$j_c = j_{c\ corr} \left[\exp\left(\log(10) \cdot \frac{(V - E_{corr c})}{\beta_{a c}}\right) - \exp\left(-\log(10) \cdot \frac{(V - E_{corr c})}{\beta_{c c}}\right) \right] \quad \mathbf{Eq\ II-2}$$

Les paramètres de ces équations indiquées dans le Tableau II-1 sont tirés de Sohail et al. et ont été obtenus à partir d'éprouvettes en béton carbonaté.

Tableau II-1 : Paramètres électrocinétiques [Sohail, 2013]

	Anode	Cathode
j_{corr}	$5,0 \cdot 10^{-3} \text{ A/m}^2$	$2,5 \cdot 10^{-4} \text{ A/m}^2$
β_c	150 mV/dec	150 mV/dec
β_a	90 mV/dec	400 mV/dec
E_{corr}	-650 mV/ECS	-150 mV/ECS

Les courbes de densité de courant en fonction du potentiel obtenues (Figure II-2) grâce à ces paramètres montrent que l'association d'une armature corrodée avec une armature saine permet la formation d'une pile galvanique entre ces deux zones. Sur le domaine de potentiel compris entre -650 et -150mV/ECS, l'armature corrodée est bien l'anode (polarisée positivement) et l'armature saine la cathode (polarisée négativement). Nous pouvons voir que pour une surtension de même ordre de grandeur, les densités de courant sont bien supérieures pour l'armature corrodée que pour l'armature saine. Par exemple, pour une surtension de 100mV, l'armature corrodée fournit $6,35 \cdot 10^{-2} \text{ A/m}^2$ et l'armature saine $1,15 \cdot 10^{-3} \text{ A/m}^2$. Ce qui signifie qu'à surface égale afin d'obtenir le même courant d'échange entre la zone corrodée et la zone saine, la partie corrodée sera moins polarisée que la partie saine.


Figure II-2 : Courbes Intensité-Potentiel d'une armature corrodée et d'une armature saine issues des paramètres électrocinétiques de Sohail et al [Sohail, 2013].

Deux choses sont à noter dans le cadre de ces simulations. La première est que seul le courant ionique circulant dans le béton est modélisé et non pas le courant électronique circulant dans les aciers. Le second point est qu'il est nécessaire d'ajouter des signes négatifs aux Eq I-36 et Eq II-2 lors de leur implémentation. En effet, la réaction anodique fournit des électrons aux armatures traduisant un courant sortant du système et la réaction cathodique transmet des

électrons au système, ce qui se traduit par un courant entrant. Cette simulation a donc des conventions qui sont l'inverse des conventions traditionnelles, il est donc nécessaire de faire cette modification

II.2.3. Résultats pour une géométrie simple

Les paramètres qu'il est possible d'extraire de COMSOL Multiphysics® et qui vont nous être utiles pour l'exploitation des résultats sont les suivants :

- les densités de courant locales (j) à la surface des armatures,
- les potentiels électriques (E) à la surface du béton ou bien de l'armature,
- les courants d'échanges globaux (I), par intégration des densités de courants à la surface des armatures.

II.2.3.a. Densité de courant locale

La Figure II-3 représente le tracé de la densité de courant locale en fonction de la position sur le segment situé sur la partie supérieure de la barre d'acier. $x=0\text{m}$ correspond au point A (Figure II-5), à l'extrémité de la zone cathodique, et $x=0,5\text{m}$ correspond au point B, à l'autre extrémité de la barre, au centre de la zone corrodée.

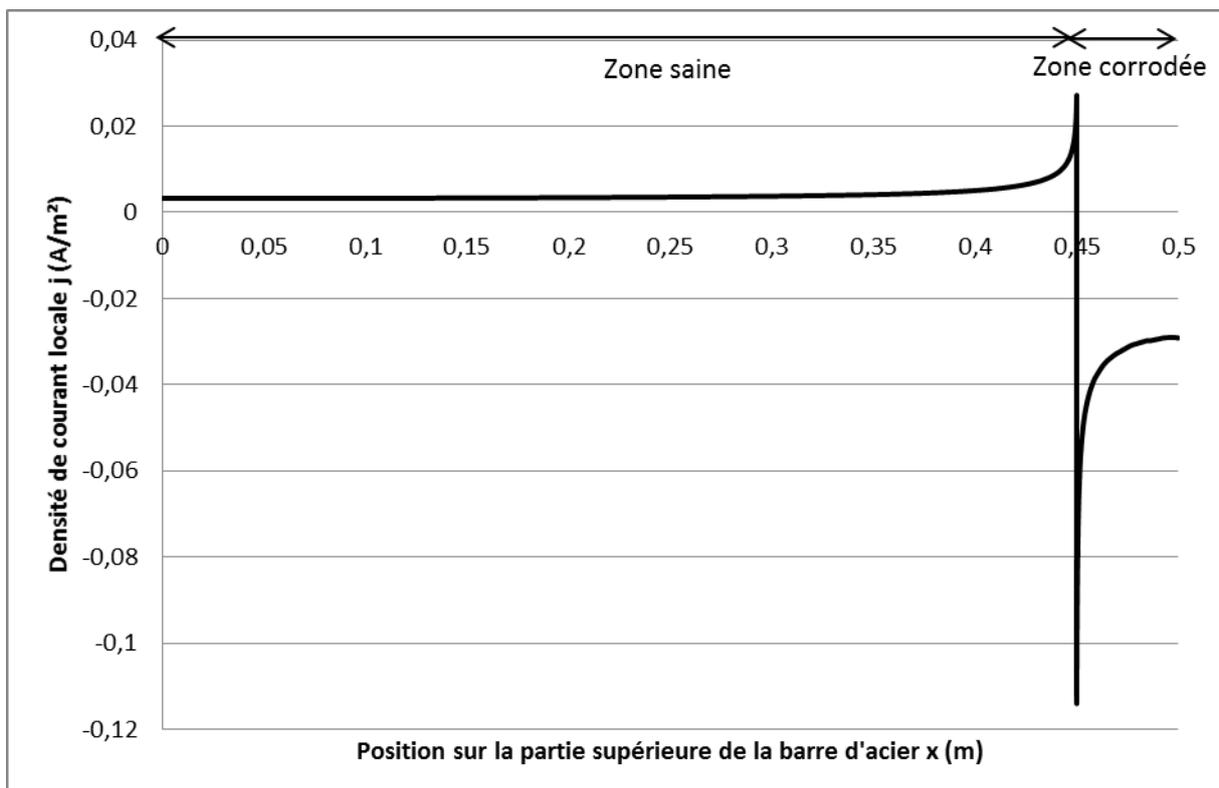


Figure II-3 : Tracé de la densité de courant locale en fonction de la position sur le segment [AB] à la surface de la partie supérieure de la barre d'acier ; $\rho_c=200\Omega\cdot\text{m}$; $c=2\text{cm}$; $L_{za}=10\text{cm}$.

La première observation que nous pouvons faire est qu'il existe deux zones distinctes, une première où les valeurs de densités sont positives de 0 à 0,45m. Une polarisation cathodique est donc observée dans cette zone non corrodée de l'armature. De 0,45 à 0,50m, les densités de courant sont négatives, ce qui correspond à une polarisation anodique, cette zone correspondant à la zone corrodée. Il est ainsi facile d'observer le front anode/cathode au point $x=0,45m$. En ce point il existe une forte perturbation des densités de courant. En effet, la densité de courant locale s'étend de $0,024A/m^2$ (une forte valeur cathodique) à $-0,114A/m^2$ (forte valeur anodique). Les densités de courant sont maximales en ce point car la distance à parcourir entre la zone anodique et la zone cathodique est théoriquement nulle, induisant donc une absence de chute ohmique.

Nous pouvons constater qu'il existe une différence importante entre l'ordre de grandeur des densités de courant de la zone anodique et cathodique, les densités de courant côté anodique variant de $-0,029A/m^2$ à $-0,114A/m^2$ contre $0,003A/m^2$ à $0,024A/m^2$ pour le côté cathodique. Ceci est lié à la cinétique électrochimique des armatures corrodées qui est plus favorable que la cinétique des armatures saines, mais aussi à la plus faible surface anodique totale comparée à la surface cathodique.

II.2.3.b. Potentiel électrique

La Figure II-4 représente le potentiel électrique en fonction de la position sur le segment [AB] en surface de la barre d'acier, mais aussi du potentiel à 2cm au-dessus, à la surface de la dalle de béton. Pour $x=0m$ le point se situe à l'extrémité de la zone cathodique, et pour le point $x=0,5m$ à l'autre extrémité de la barre, du côté anodique.

La tendance du potentiel en surface ou sur l'acier est la même : plus on se rapproche de la zone corrodée et plus les potentiels s'abaissent.. Pour les potentiels en surface de l'acier, les valeurs sur la partie cathodique varient de $-0,36V/ECS$ et $-0,39V/ECS$ jusqu'à 5cm du front anode/cathode, puis une forte décroissance sur 6cm pour atteindre $-0,55V/ECS$. Il s'en suit une stabilisation du potentiel dans le reste de la zone anodique. Les valeurs de potentiels sont toutes négatives, ceci en raison des conditions limites de Butler-Volmer appliquées aux barres d'acier. En effet, ces conditions imposent aux valeurs de potentiels de se situer dans un intervalle situé entre $-0,65V/ECS$ à $-0,15V/ECS$.

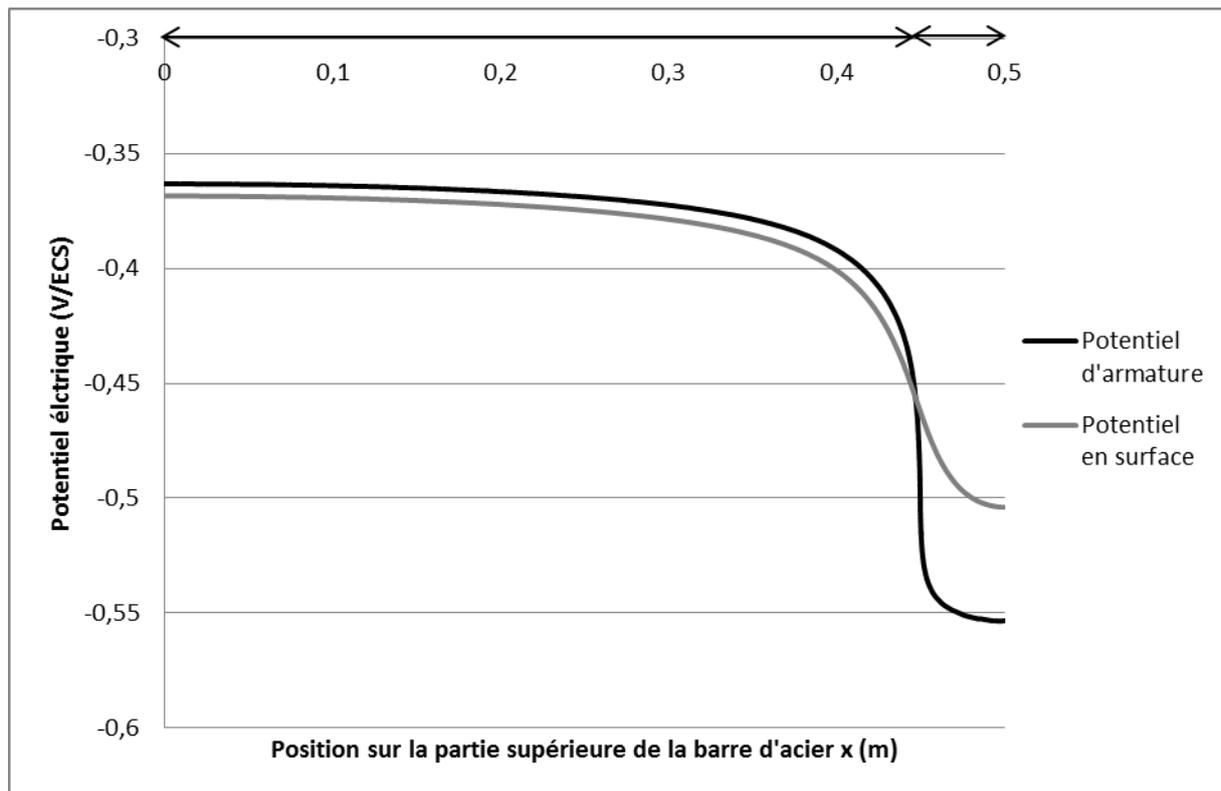


Figure II-4 : Tracé du potentiel électrique à la surface du béton le long de l'armature et du potentiel électrique de la partie supérieure de l'armature ; $\rho_c=200\Omega.m$; $c=2cm$; $L_{za}=10cm$.

Les tendances de densité de courant et de potentiel électrique en surface de l'acier ne sont pas les mêmes. Ceci est toujours dû à la loi de cinétique électrochimique de Butler-Volmer qui relie ces deux grandeurs, les paramètres de cette loi n'étant pas les mêmes entre la zone anodique et la zone cathodique. Du côté anodique, le potentiel a tendance à se rapprocher du potentiel de corrosion anodique ($-0,65V/ECS$), de même pour la zone cathodique ($-0,15V/ECS$). En revanche, le potentiel obtenu en surface de la zone cathodique est plus éloigné de son potentiel de corrosion comparé au côté anodique : pour $x=0,45m$, le potentiel est de $-0,50V/ECS$ ce qui donne $150mV$ de surtension pour la zone corrodée et $350mV$ pour la zone saine. Cela traduit une surtension appliquée en surface de la zone cathodique plus importante que pour la zone anodique.

Les paramètres de Butler-Volmer utilisés ne sont pas les mêmes suivant la nature de l'acier, corrodé ou passif. La valeur du coefficient de Tafel (β) traduit la résistance à la circulation des électrons à l'interface acier/béton ; plus il est élevé, et plus le courant aura des difficultés à circuler. Ces valeurs sont de $400mV/dec$ pour le côté cathodique contre $90mV/dec$ pour le côté anodique. Nous observons aussi qu'un potentiel très électronégatif n'induit pas une forte corrosion. Au contraire, les densités de courant sont les plus fortes là où les surtensions sont les plus importantes, c'est-à-dire sur le front anode/cathode, avec un potentiel en surface de l'acier de $-0,50V/ECS$ qui n'est pas le potentiel le plus bas mesuré atteignant $-0,55V/ECS$.

Ces valeurs de potentiel et de densité de courant en surface du béton ne sont pas mesurables expérimentalement. En revanche, il est possible d'obtenir les potentiels électriques en surface du béton à l'aide d'un dispositif utilisant une électrode de référence connectée à l'armature. C'est pourquoi il est intéressant de comparer la courbe de potentiel en surface de l'acier et celle située à quelques centimètres au-dessus, en surface du béton. L'allure de la courbe de potentiel en surface du béton est assez similaire à celle en surface de l'acier avec toutefois une chute de potentiel moins prononcée pour atteindre des valeurs moins électro-négatives.

Les potentiels atteignent $-0,37\text{V/ECS}$ en A et $-0,50\text{V/ECS}$ en B pour une fenêtre de potentiel en surface de 130mV contre des potentiels compris entre $-0,36\text{V/ECS}$ et $-0,55\text{V/ECS}$ pour une fenêtre de 190mV en surface de la barre d'acier. Le gradient de potentiel en surface du béton est donc moins important, nous pourrions ainsi parler d'atténuation de l'information.

Maintenant que les tendances ont été présentées, l'objectif des simulations numériques est de comparer les résultats de différentes simulations à l'aide d'une étude paramétrique réalisée sur une dalle comportant un treillis soudé complet.

II.3. Étude paramétrique

II.3.1. Géométrie

Les simulations sont réalisées sur des prismes de béton de $1\text{m} \times 1\text{m} \times 20\text{cm}$ pour un diamètre d'armature de 6mm et une maille carrée de 10cm . Deux symétries axiales étant présentes pour cette géométrie, nous avons donc réalisé la modélisation sur le quart de la géométrie (Figure II-5).

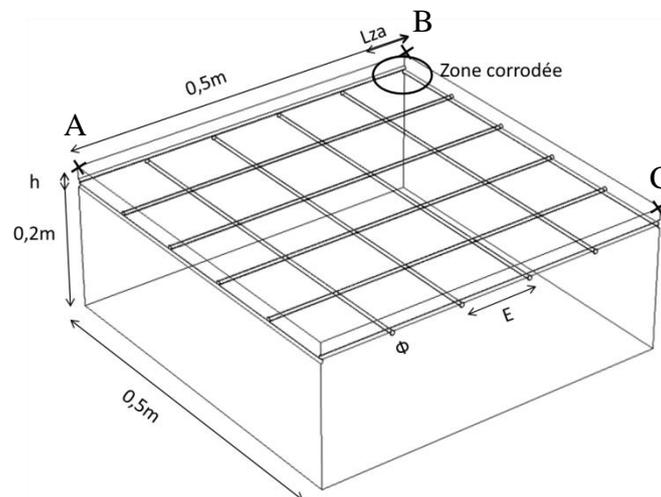


Figure II-5: Géométrie d'étude pour la simulation de la répartition des lignes de courant pour un bloc de béton armé

L'étude va donc porter sur la combinaison de ces différents paramètres :

- la résistivité $\rho_c = 200, 475, 750, 1025, \text{ et } 1300\Omega.m$ (Sr 57 et 85%),
- l'épaisseur d'enrobage $c = 2, 4 \text{ et } 5\text{cm}$,
- la longueur de la zone corrodée $L_{za} = 1, 2,5, 5 \text{ et } 10\text{cm}$,
- la présence d'un second treillis en fond de dalle,
- la distance d'un second spot de corrosion $d = 10, 20 \text{ et } 30\text{cm}$,
- le diamètre d'armature de $\phi = 6, 9 \text{ et } 12\text{mm}$,
- la maille du treillis de $E = 100-100, 100-200, 200-100, 200-200 \text{ et } 150-300\text{mm}$.

Les valeurs de résistivité sont comprises entre 200 et 1300 $\Omega.m$ car dans Chapitre III, ces résistivités correspondent à un taux de saturation de la formulation étudiée comprise entre 57 et 85%. Concernant l'épaisseur d'enrobage, ces valeurs ont été choisies pour les mêmes raisons par rapport aux dimensions utilisées lors du coulage de dalles de grandes dimensions (Chapitre III). En ce qui concerne les caractéristiques du treillis d'armature, les dimensions proviennent des fiches techniques de l'Association technique pour le Développement de l'Emploi du Treillis Soudé [ADETS, 2016].

II.3.2. Résistivité

La résistivité du béton combine plusieurs paramètres physico-chimiques qui sont : la porosité, le volume et les concentrations ioniques de la solution interstitielle ainsi que la température. La résistivité est donc un facteur crucial pour la corrosion du béton armé.

La Figure II-6 montre l'influence de la résistivité sur les cartographies de potentiel réalisées en surface de dalles de béton comportant une résistivité homogène (valeurs comprises entre 200 et 1300 $\Omega.m$). Pour une faible résistivité de 200 $\Omega.m$ (Figure II-6A), les valeurs de potentiel sont comprises entre -186 et -303mV/ECS, la valeur la plus électro-négative se situant au-dessus du centre de la zone corrodée. Pour une résistivité importante de 1300 $\Omega.m$ (Figure II-6), les valeurs sont comprises entre -157 et -293mV/ECS. Ces cartographies montrent que les valeurs sont moins électro-négatives lorsque la résistivité augmente, mais aussi qu'une augmentation de la gamme de potentiel est observée avec des résistivités plus élevées. Pour 200 $\Omega.m$ la gamme est d'environ 117mV contre 136mV pour 1300 $\Omega.m$. De plus, il y a une concentration des valeurs les plus électro-négatives (inférieures à -250mV/ECS) au centre de la zone corrodée lorsque la résistivité augmente. Cela peut être traduit par le fait que l'augmentation de la chute ohmique due à l'augmentation de la résistivité induit un confinement du courant à proximité de la zone corrodée.

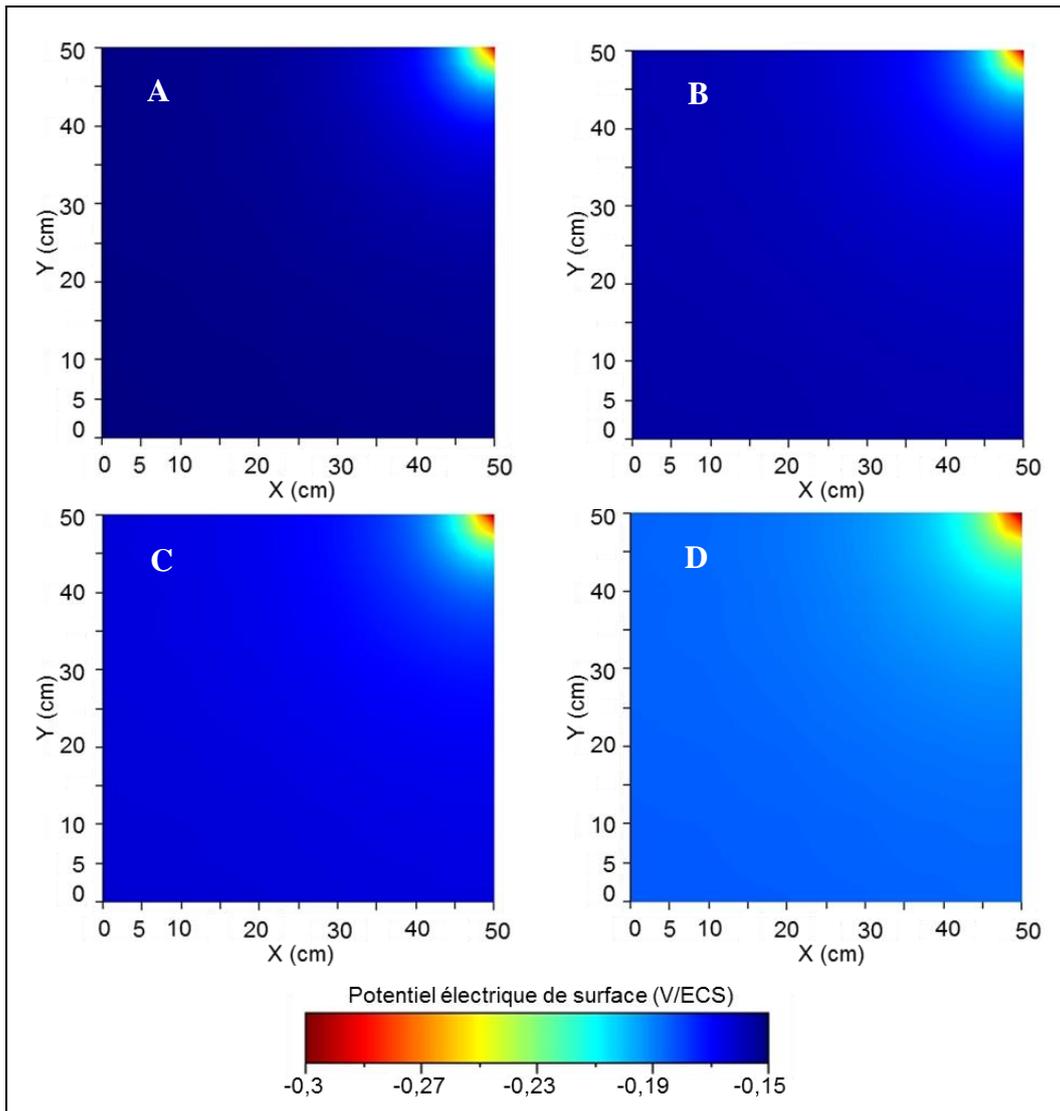


Figure II-6: Cartographies de potentiel en surface en fonction de la résistivité : A) $\rho_c = 200 \Omega \cdot m$, B) $\rho_c = 475 \Omega \cdot m$, C) $\rho_c = 750 \Omega \cdot m$, D) $\rho_c = 1300 \Omega \cdot m$; $L_{za} = 1 \text{ cm}$, $c = 2 \text{ cm}$.

La Figure II-7 montre les densités de courant en surface supérieure de la barre d'acier sur le segment [AB] (voir Figure II-5), centré sur le front anode/cathode. Au centre de la zone corrodée ($x=0,5 \text{ m}$), la valeur de densité de courant est plus importante, en valeur absolue, pour une faible résistivité que pour une forte résistivité : $j = 2,78 \times 10^{-2} \text{ A/m}^2$ pour $1300 \Omega \cdot m$ et $j = 13,7 \times 10^{-2} \text{ A/m}^2$ pour $200 \Omega \cdot m$. En revanche, sur la partie de l'armature saine (cathode) au front anode/cathode ($x=0,495 \text{ m}$), la densité de courant maximale est de $2,35 \times 10^{-2} \text{ A/m}^2$ pour $1300 \Omega \cdot m$ et $1,20 \times 10^{-2} \text{ A/m}^2$ pour $200 \Omega \cdot m$. Ceci valide l'hypothèse que la concentration des lignes de courant est importante à proximité de la frontière anode/cathode lorsque la résistivité augmente.

Ces résultats de simulation nous permettent de conclure que lors de mesures expérimentales, il est préférable de ne pas trop humidifier la surface d'étude afin de ne pas réduire les gradients de potentiels mesurables en présence de spots de corrosion.

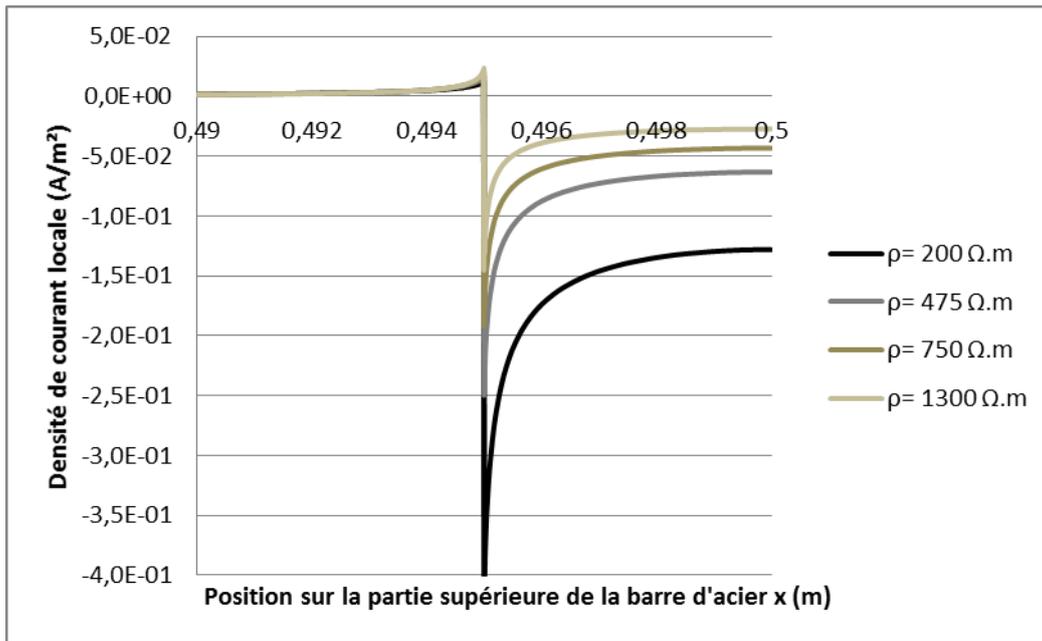


Figure II-7 : Densité de courant locale de la partie supérieure de l'acier du segment [AB] à proximité du front anode/cathode, pour quatre valeurs de résistivités ; $L_{za}=1\text{cm}$, $c=2\text{cm}$.

II.3.3. Épaisseur d'enrobage

Ici nous nous intéresserons à la réponse obtenue lors de l'augmentation de la distance entre l'armature et la surface du béton, que ce soit sur les potentiels en surface, ou sur le courant global d'échange.

Dans le cas d'une faible épaisseur d'enrobage de 2cm (Figure II-8A), le domaine de potentiel est compris entre -186 et -303mV/ECS soit 117mV de gradient. Ce domaine est moins important pour des épaisseurs d'enrobage plus fortes de 4 ou 5cm (Figure II-8B et C) donnant respectivement des valeurs comprises entre -188 et -249V/ECS et -188 à -237V/ECS, soit un gradient de 61 et 49mV.

Ces différences sont dues à l'augmentation de la distance entre les aciers et la zone de mesure et donc un déplacement des isopotentiels les plus électronégatifs de la surface du béton en profondeur. Une forte épaisseur d'enrobage génère un contraste réduit des potentiels en surface qu'il est possible d'associer à une atténuation de l'information afin de détecter la zone corrodée.

Elsener et al [Elsener, 2003] a montré expérimentalement les mêmes résultats sur une éprouvette de plus petite dimension avec une armature de 30cm, une zone corrodée de 0,5cm et une résistivité de 1300Ω.m.

Selon le Tableau I-2 les conclusions du passage d'une épaisseur d'enrobage de 2 à 4cm induirait une corrosion sévère ($P>90\%$) dans le premier cas, contre une corrosion intermédiaire ($P=50\%$) dans le second cas. Or la taille de la zone corrodée est la même dans les deux cas.

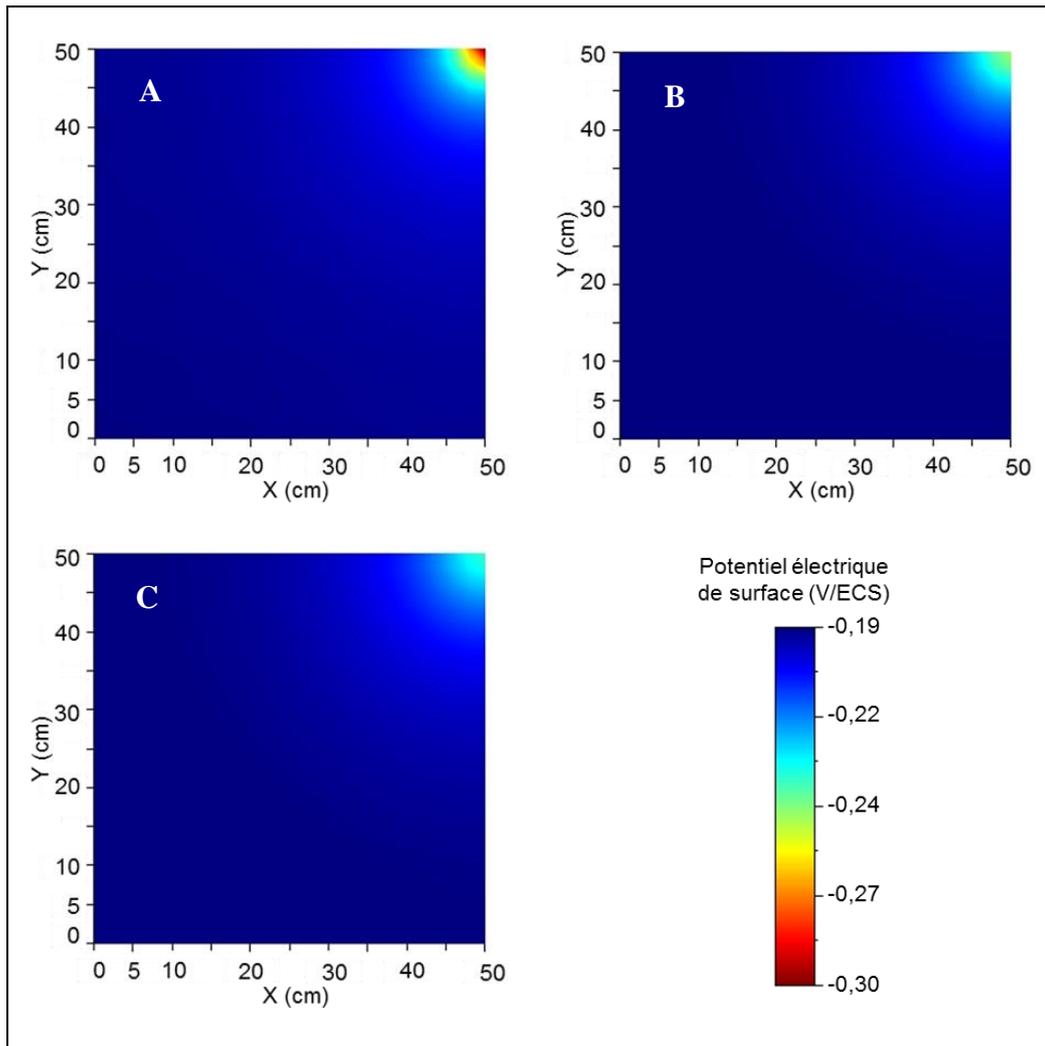


Figure II-8: Cartographies de potentiel en fonction de l'épaisseur d'enrobage : A) $c=2\text{cm}$, B) $c=4\text{cm}$, C) $c=5\text{cm}$; $L_{za}=1\text{cm}$, $\rho_c=200\Omega\cdot\text{m}$.

La Figure II-9 montre le courant d'échange global entre la partie corrodée et saine des armatures, ceci pour trois épaisseurs d'enrobage. Pour une résistivité donnée, le courant d'échange augmente avec l'épaisseur d'enrobage : pour une résistivité de $200\Omega\cdot\text{m}$, il est de $2,21 \times 10^{-5}\text{A}$ pour $h=2\text{cm}$ contre $2,28 \times 10^{-5}\text{A}$ pour $c=4\text{cm}$. Lorsque l'épaisseur d'enrobage double (de 2cm à 4cm à $200\Omega\cdot\text{m}$), le courant global augmente de $3,4\%$ et de $4,1\%$ pour 5cm d'épaisseur. Pour une résistivité de $1300\Omega\cdot\text{m}$, cette augmentation n'est plus que de $2,4\%$ pour 4cm d'enrobage et $2,9\%$ pour 5cm . Cela signifie que lorsque l'enrobage est faible, les lignes de courant entre l'armature et la surface du béton sont légèrement confinées et concentrées dans une zone réduite. Cela se traduit par une diminution des densités de courant sur la moitié supérieure des aciers. Il est intéressant de noter que seule la moitié supérieure est impactée par la variation de l'épaisseur d'enrobage, les densités de courant locales de la moitié inférieure des armatures ne variant pas avec l'épaisseur d'enrobage.

Nous observons que ce phénomène de confinement augmente peu lorsque la résistivité est faible, les lignes de courant polarisent les parties saines sur une plus grande distance. Et pour

le cas d'une forte résistivité, les lignes de courant sont plus concentrées à l'interface anode/cathode et sont donc moins impactées par le confinement induit par une faible épaisseur d'enrobage.

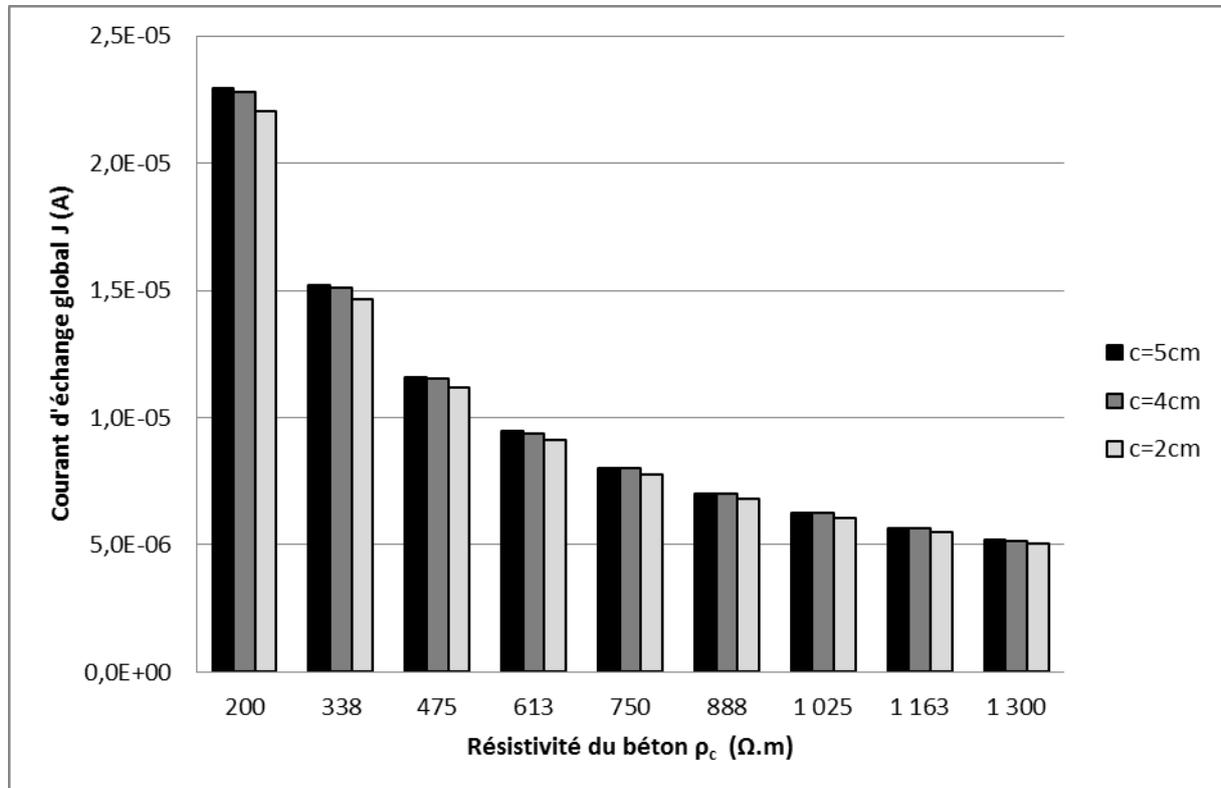


Figure II-9 : Courant d'échange global en fonction de la résistivité du béton pour trois épaisseurs d'enrobage ; $L_{za}=1$ cm.

Pour conclure sur l'influence de l'épaisseur d'enrobage, lorsque celle-ci augmente, le courant d'échange global entre la partie corrodée et saine augmente. Néanmoins cette augmentation n'est que de 2 à 4% lorsque l'épaisseur d'enrobage augmente de 2 à 5cm. En revanche, les cartographies de potentiel montrent une perte d'information en surface. Ceci à cause de l'éloignement des isopotentiels les plus électronégatifs, donnant des gradients de potentiel moins fort.

II.3.4. Taille de la zone corrodée

La taille de la zone anodique est le paramètre traduisant une corrosion avancée ($L_{za}=10$ cm) ou une initiation de la corrosion ($L_{za}=1$ cm). La Figure II-10 montre l'évolution du courant global d'échange entre zone anodique et cathodique en fonction de la résistivité pour quatre tailles de zone corrodée : 1, 2,5, 5 et 10cm.

Plus la taille du site anodique croit, plus le courant de corrosion global est important. Pour $200\Omega.m$, le courant est de $2,21 \times 10^{-5}A$ avec $L_{za}=1$ cm et de $8,36 \times 10^{-5}A$ pour $L_{za}=10$ cm ; pour $1300\Omega.m$, le courant est de $0,51 \times 10^{-5}A$ pour 1cm et de $1,99 \times 10^{-5}A$ pour 10cm. Quand la taille

de la zone corrodée est multipliée par dix, le courant global est multiplié par trois. Cette augmentation est due au fait que la surface cathodique (armature saine) est bien plus importante que la surface corrodée ; le courant global est donc dépendant de la surface anodique disponible.

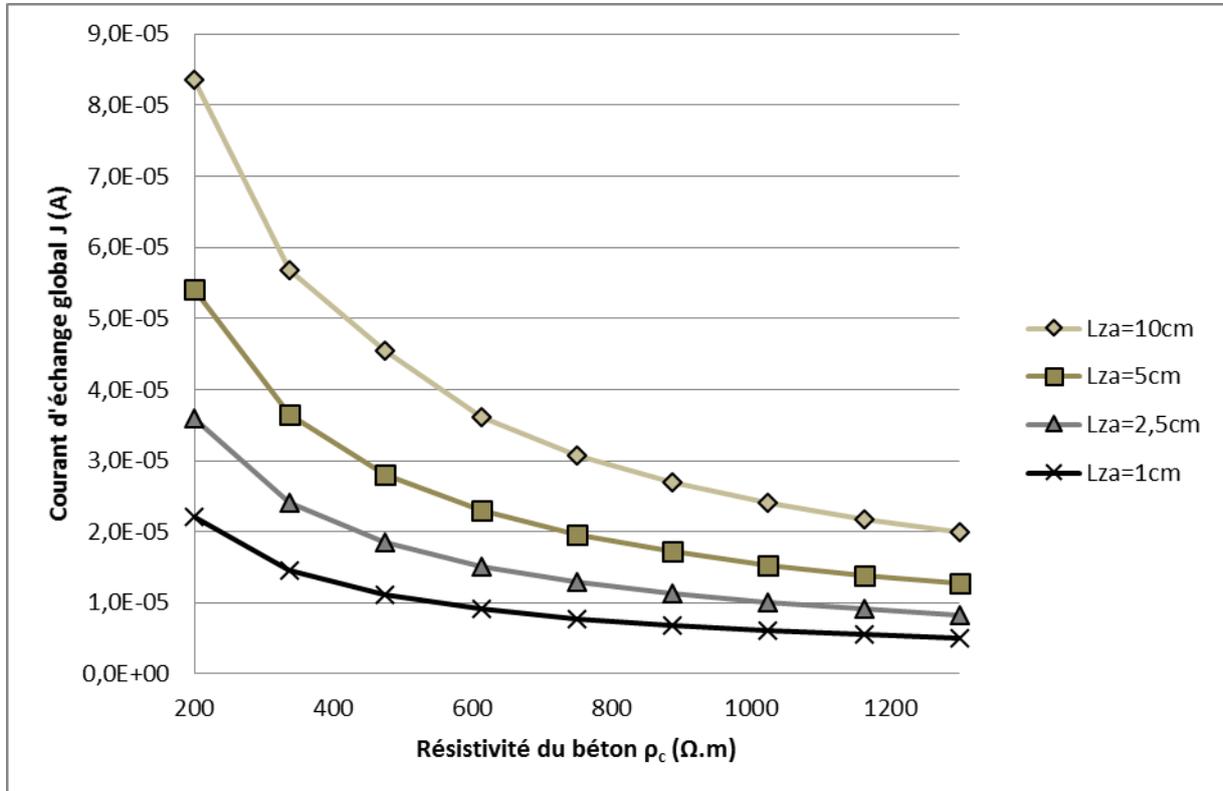


Figure II-10: Courant d'échange global en fonction de la résistivité pour quatre longueurs de zone corrodée ; $c=2\text{cm}$.

Les Figure II-11 et Figure II-12 montrent la comparaison des densités de courant locales sur la partie supérieure de l'armature du segment [AB] (Figure II-5) pour les quatre tailles de la zone corrodée. Les valeurs positives correspondent aux densités de courant cathodiques qui se situent uniquement sur les surfaces saines des armatures et les valeurs négatives correspondent aux densités de courant anodique provenant des surfaces corrodées. Dans la Figure II-11, l'interface anode/cathode est visible par une augmentation des densités de courant suivie d'un brusque changement de signe. La Figure II-12 est un zoom sur la partie cathodique de la figure précédente, ce qui permet de comparer les valeurs de densités de courant à l'interface anode/cathode. Pour $Lza=1\text{cm}$ les densités de courant cathodiques varient entre $1,21 \times 10^{-4} \text{A/m}^2$ et $1,24 \times 10^{-2} \text{A/m}^2$; pour $Lza=10\text{cm}$ on passe de $4,18 \times 10^{-4} \text{A/m}^2$ à $2,08 \times 10^{-2} \text{A/m}^2$. Les densités de courant locales côté cathodique augmentent donc en parallèle avec le courant d'échange global lorsque la taille de la zone corrodée augmente.

En revanche, plus la zone corrodée est importante et plus les densités de courant sont faibles (Figure II-11) ; la densité de courant au centre de la zone corrodée est de $1,28 \cdot 10^{-1} \text{A/m}^2$ pour $Lza=1\text{cm}$ et de $0,26 \cdot 10^{-1} \text{A/m}^2$ pour $Lza=10\text{cm}$. Cela peut s'expliquer par deux phénomènes :

l'augmentation de la distance des lignes de courant afin d'atteindre le centre de la zone corrodée et ainsi une augmentation des chutes ohmiques. La seconde explication est que le ratio de surface anode/cathode augmente avec L_{za} , entraînant une homogénéisation de la sollicitation de la surface anodique et donc une homogénéisation des densités de courant locales.

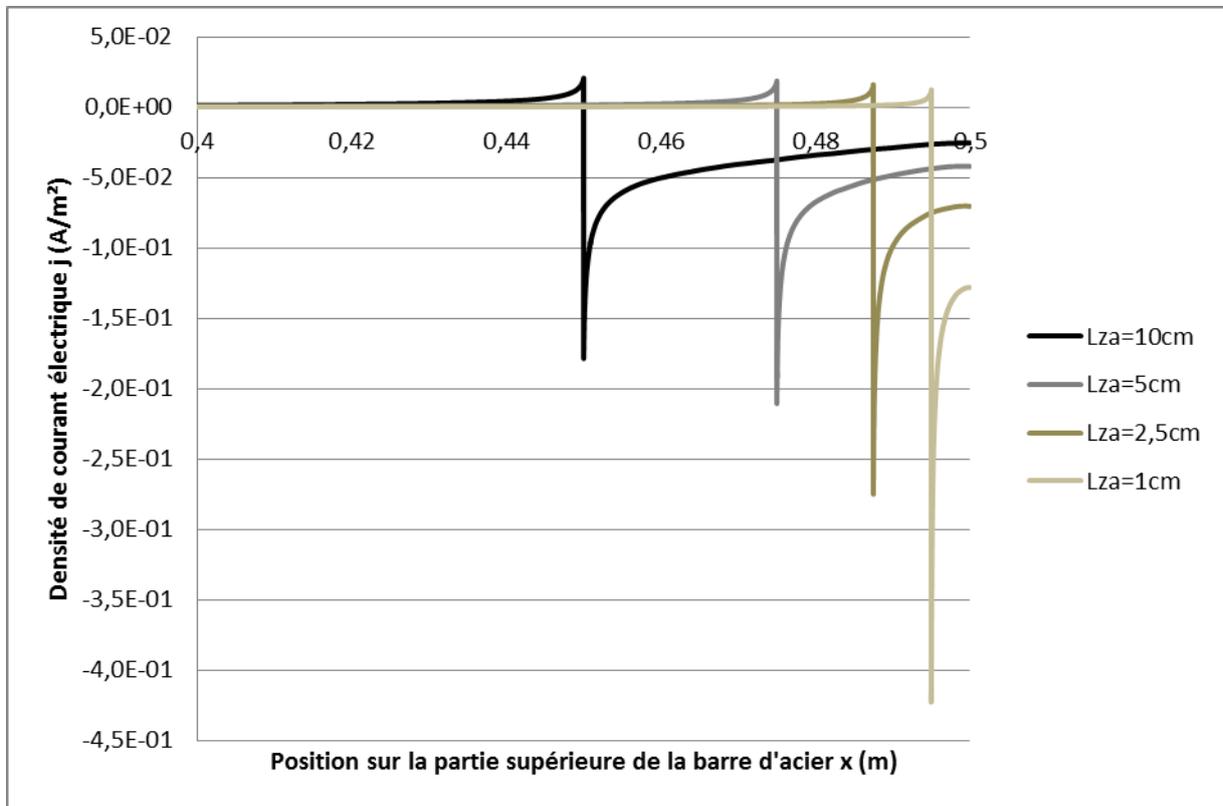


Figure II-11 : Évolution des densités de courant à proximité de la frontière anode/cathode de la partie supérieure de l'acier situé sur le segment [AB] pour quatre longueurs de zones de corrosion ; $\rho_c=200\Omega.m$, $c=2\text{cm}$.

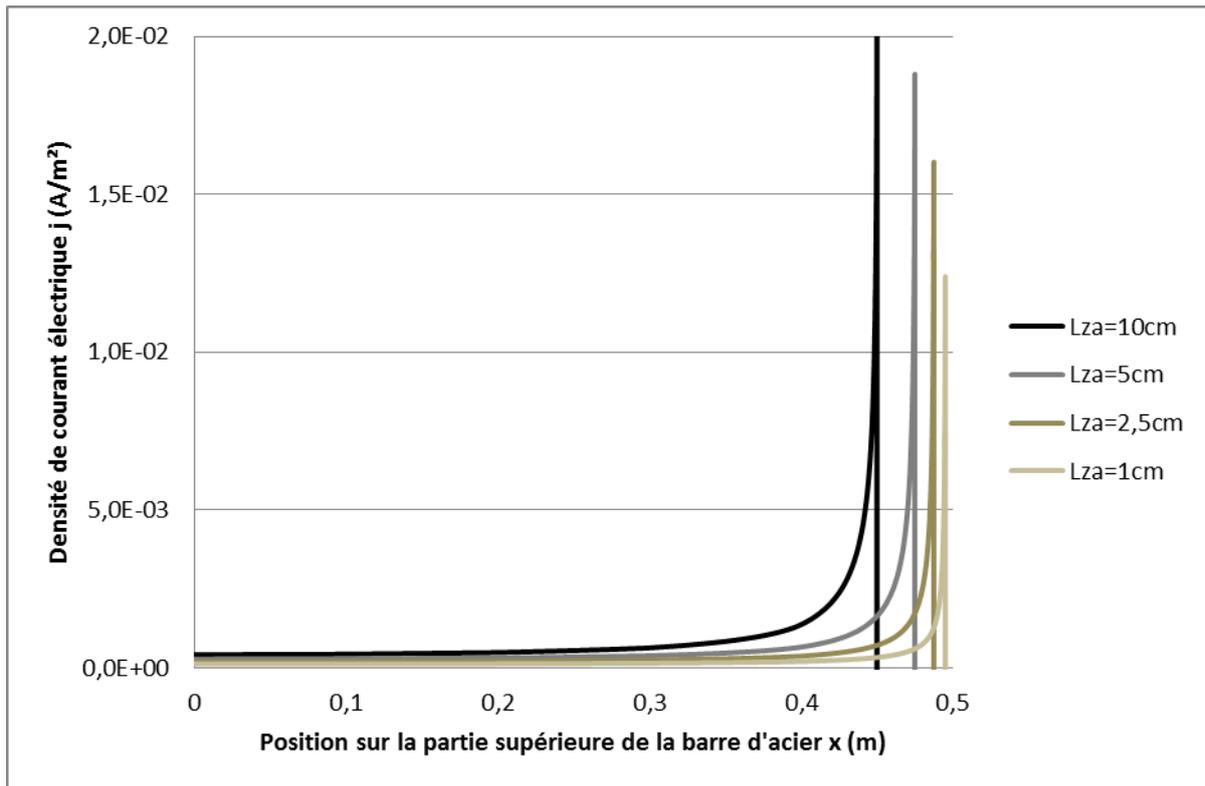


Figure II-12: Densité de courant cathodique de la partie supérieure de l'acier situé sur le segment [AB] pour quatre tailles de longueur de zones de corrosion ; $\rho_c=200\Omega.m$, $c=2\text{cm}$.

II.3.5. Second treillis

Le but ici est d'observer l'influence d'un second treillis plus profond à 10 cm du premier, ce second treillis ne comportant pas de spot de corrosion. Ces deux treillis sont considérés comme étant en contact électrique l'un avec l'autre ceci devant induire des modifications de la répartition des lignes de courant en profondeur, mais probablement aussi au niveau du béton d'enrobage.

La Figure II-13 montre l'évolution du courant d'échange global entre la zone anodique et cathodique en fonction de la résistivité dans le cas où il y aurait un ou deux treillis. Nous pouvons voir que les tendances restent les mêmes avec l'ajout d'un second treillis. En revanche, le courant global en présence d'un second treillis est plus important. Pour $200\Omega.m$, le courant est de $8,36 \times 10^{-5}\text{A}$ avec un seul treillis, et de $9,13 \times 10^{-5}\text{A}$ avec deux treillis, soit une augmentation de 9,2%. Pour $1300\Omega.m$, le courant est de $1,99 \times 10^{-5}\text{A}$ avec un seul treillis, et de $2,07 \times 10^{-5}\text{A}$ avec deux treillis, soit une augmentation de seulement 4,0%.

L'ajout de ce deuxième treillis augmente donc la surface cathodique tout en ayant la même surface anodique. Cela pourrait traduire une sollicitation plus importante de cette dernière donnant cette augmentation de courant. L'augmentation moins importante pour $1300\Omega.m$ comparé à $200\Omega.m$ est due à la distance entre les deux treillis de 10cm, induisant donc une chute ohmique plus importante et donc une polarisation du second treillis sur la zone anodique du premier moins forte.

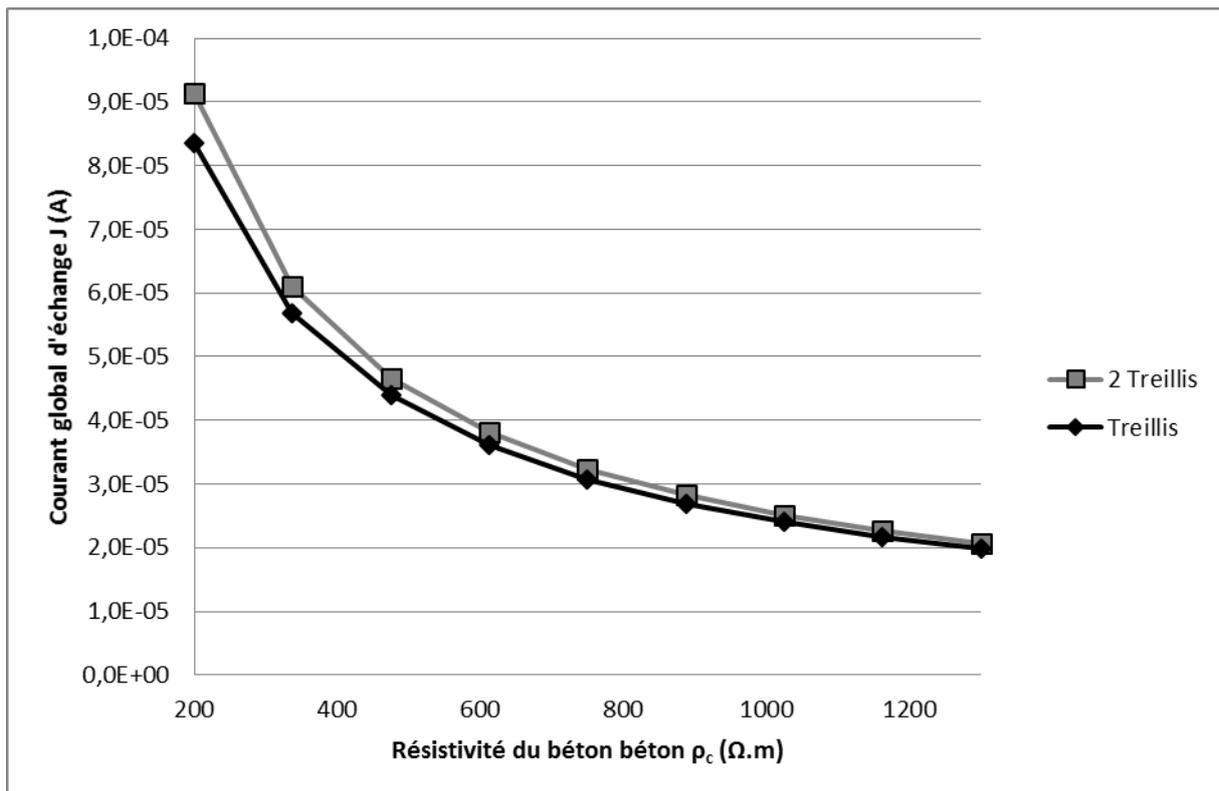


Figure II-13 : Évolution du courant d'échange global en fonction de la résistivité pour un ou deux treillis ; $L_{za}=10\text{cm}$, $c_1=2\text{cm}$, $c_2=12\text{cm}$.

La Figure II-14 compare les densités de courant locales sur la partie supérieure de l'armature en [AB] et inférieure de l'armature en [CB] en fonction de la présence ou non d'un second treillis. Les résultats montrent que dans le cas d'un ou deux treillis, les densités de courant anodique sont plus importantes sur l'acier inférieur que sur l'acier supérieur. Cela s'explique par le confinement des lignes de courant induit par une faible épaisseur d'enrobage (voir §II.3.3).

En ce qui concerne l'influence d'un second treillis, nous pouvons voir que sur la barre supérieure ou inférieure, du côté corrodé, les densités de courant sont plus importantes lorsqu'un second treillis est présent. Au centre de la zone corrodée, la barre supérieure passe de $2,55 \cdot 10^{-2} \text{A/m}^2$ à $2,76 \cdot 10^{-2} \text{A/m}^2$ soit 8,2% de plus et la barre inférieure passe de $3,54 \cdot 10^{-2} \text{A/m}^2$ à $3,90 \cdot 10^{-2} \text{A/m}^2$ soit 10,2% de plus.

En ce qui concerne les densités de courant des zones saines, la tendance s'inverse, c'est-à-dire que la présence d'un second treillis induit une diminution des densités de courant. A l'interface anode/cathode, la densité de courant sur la barre supérieure passe de $2,04 \cdot 10^{-2} \text{A/m}^2$ à $1,89 \cdot 10^{-2} \text{A/m}^2$ soit 7,4% de moins, et sur la barre inférieure de $1,88 \cdot 10^{-2} \text{A/m}^2$ à $1,73 \cdot 10^{-2} \text{A/m}^2$ soit 8,0%

de moins. Les zones saines des armatures inférieures sont donc moins polarisées en raison de la présence du second treillis qui va attirer des lignes de courant.

Nous pouvons en déduire que la présence d'un second treillis connecté électriquement au premier induit une sollicitation plus importante de la zone corrodée au vu de l'augmentation de la surface cathodique, mais une diminution des densités de courant de la zone cathodique induite par une concurrence entre ces deux treillis.

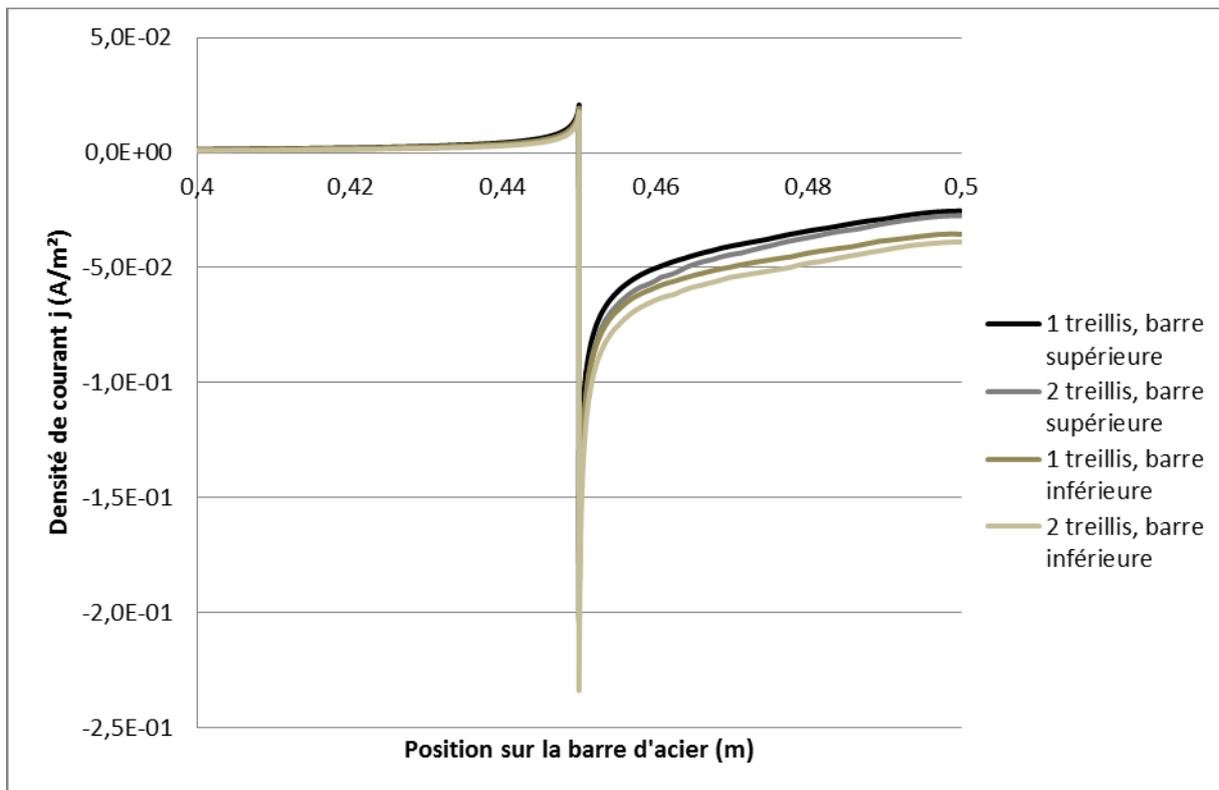


Figure II-14 : Évolution des densités de courant à proximité de la frontière anode/cathode sur le segment supérieur de l'acier supérieur en [AB] et sur le segment inférieur de l'acier inférieur en [CB] ; $L_{za}=10\text{cm}$, $\rho_c=200\Omega.m$, $c=2\text{cm}$.

La Figure II-15 montre la différence de cartographie de potentiel obtenue lors de la présence ou pas d'un second treillis dans la dalle de béton étudiée. Nous pouvons voir que lorsqu'il n'y a qu'un treillis, les valeurs de potentiel varient entre -240 et -504mV/ECS soit une amplitude de 264mV . Quand un deuxième treillis est présent, les valeurs sont comprises entre -209 et -496mV/ECS soit une amplitude de 287mV . La présence d'un second treillis induit donc des valeurs de potentiel en surface qui sont moins électronégatives de 8mV . En revanche, ce dernier permet d'obtenir des gradients de potentiel entre zone corrodée et zone saine plus importante de 23mV , facilitant la différenciation entre ces zones.

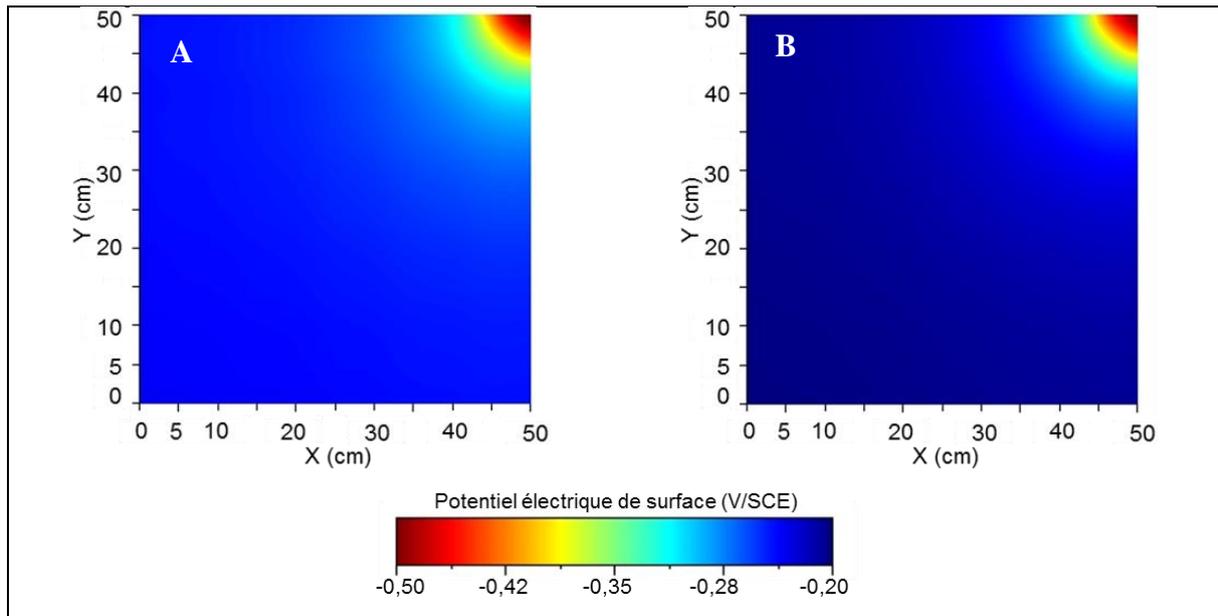


Figure II-15 : Cartographies de potentiel en fonction de la présence d'un second treillis : A) un treillis, B) deux treillis ; $L_{za}=10\text{cm}$, $\rho_c=200\Omega\cdot\text{m}$, $c=2\text{cm}$.

II.3.6. Diamètre des barres d'acier

L'intérêt de cette section est d'observer les conséquences d'une augmentation du diamètre des barres du treillis, en passant de 6mm pour les cas précédents à 9mm ou 12mm.

Pour commencer, nous pouvons voir avec la Figure II-16 que lorsque le diamètre augmente le courant d'échange augmente quelle que soit la valeur de résistivité. Pour une résistivité faible de $200\Omega\cdot\text{m}$, le courant est de $2,21\cdot 10^{-5}\text{A}$ pour un diamètre de 6mm augmentant à $2,89\cdot 10^{-5}\text{A}$ puis $3,54\cdot 10^{-5}\text{A}$ pour des diamètres de 9 et 12mm. Nous observons respectivement des augmentations de 31,2% et 60,6% du courant par rapport à un diamètre de 6mm. Pour une résistivité plus forte de $1300\Omega\cdot\text{m}$, les valeurs sont globalement plus faibles $5,05\cdot 10^{-6}\text{A}$ pour un diamètre de 6mm contre $6,80\cdot 10^{-6}\text{A}$ et $8,73\cdot 10^{-6}\text{A}$ pour 9 et 12mm. Lorsque le diamètre augmente, nous observons des augmentations du courant plus importantes pour une résistivité plus forte. Ces augmentations sont respectivement de 34,8 et 73,0%.

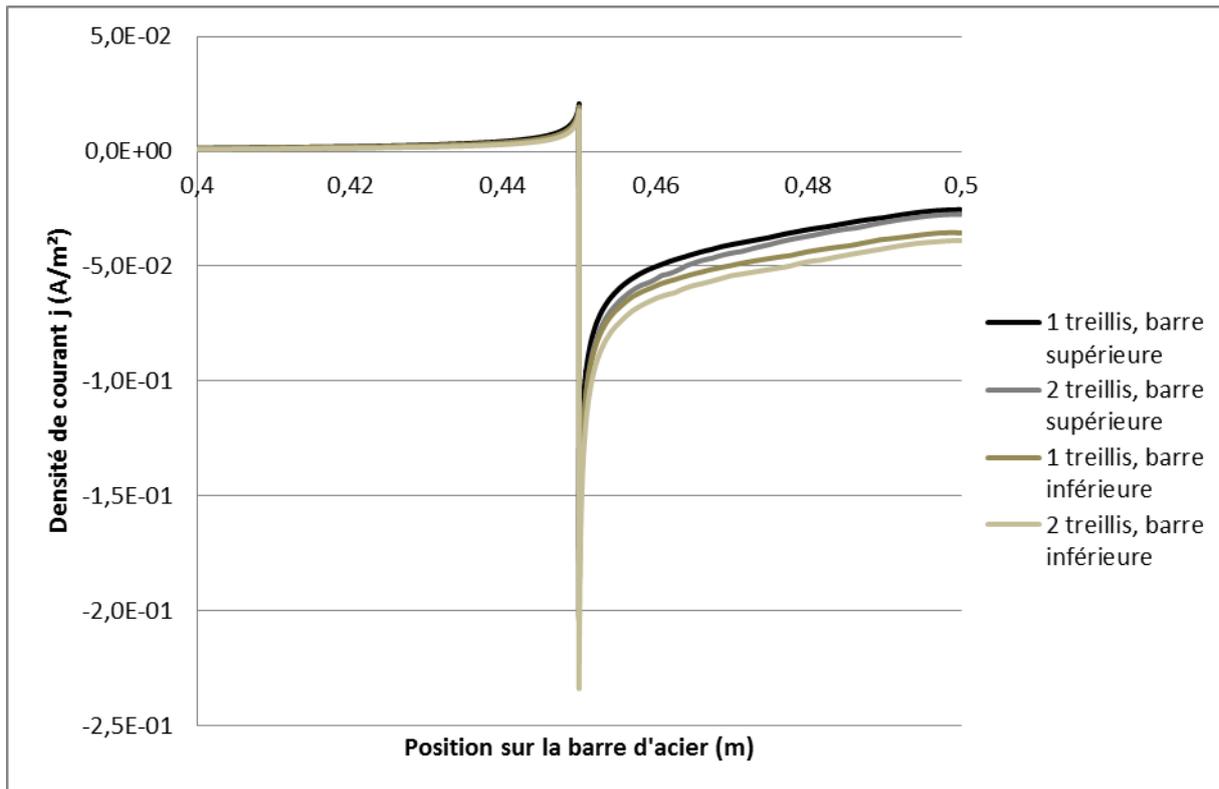


Figure II-16 : Évolution du courant d'échange global en fonction de la résistivité pour différents diamètres de 6, 9 et 12mm ; $L_{za}=1\text{cm}$, $c=2\text{cm}$.

La Figure II-17 montre la comparaison des densités de courant locales sur la partie supérieure de l'armature en [AB]. Nous observons que lorsque le diamètre augmente, les densités de courant du côté anodique sont moins importantes que pour un diamètre plus faible. En effet, au centre de la zone corrodée les densités de courant atteignent $12,9 \cdot 10^{-2} \text{A/m}^2$ pour un diamètre de 6mm, contre $10,8 \cdot 10^{-2}$ et $9,45 \cdot 10^{-2} \text{A/m}^2$ pour 9 et 12mm.

Nous avons vu précédemment que le courant d'échange global était plus important avec l'augmentation des diamètres d'armature, du fait de l'augmentation de la surface corrodée. En revanche, les densités de courant à la surface de la zone corrodée sont plus faibles, car l'augmentation du courant d'échange global n'est pas directement proportionnelle à l'augmentation de la surface corrodée. Lorsque le diamètre est multiplié par 1,5 (passant de 6 à 9mm), le courant d'échange n'est multiplié que par 1,31 à 1,35 en fonction de la résistivité ; de même lorsque le diamètre est multiplié par 2 (passant de 6 à 12mm), le courant d'échange n'est multiplié que par 1,6 à 1,7 en fonction de la résistivité. Une hypothèse concernant ce phénomène serait que la chute ohmique est plus importante lorsque le diamètre de l'anode est plus grand.

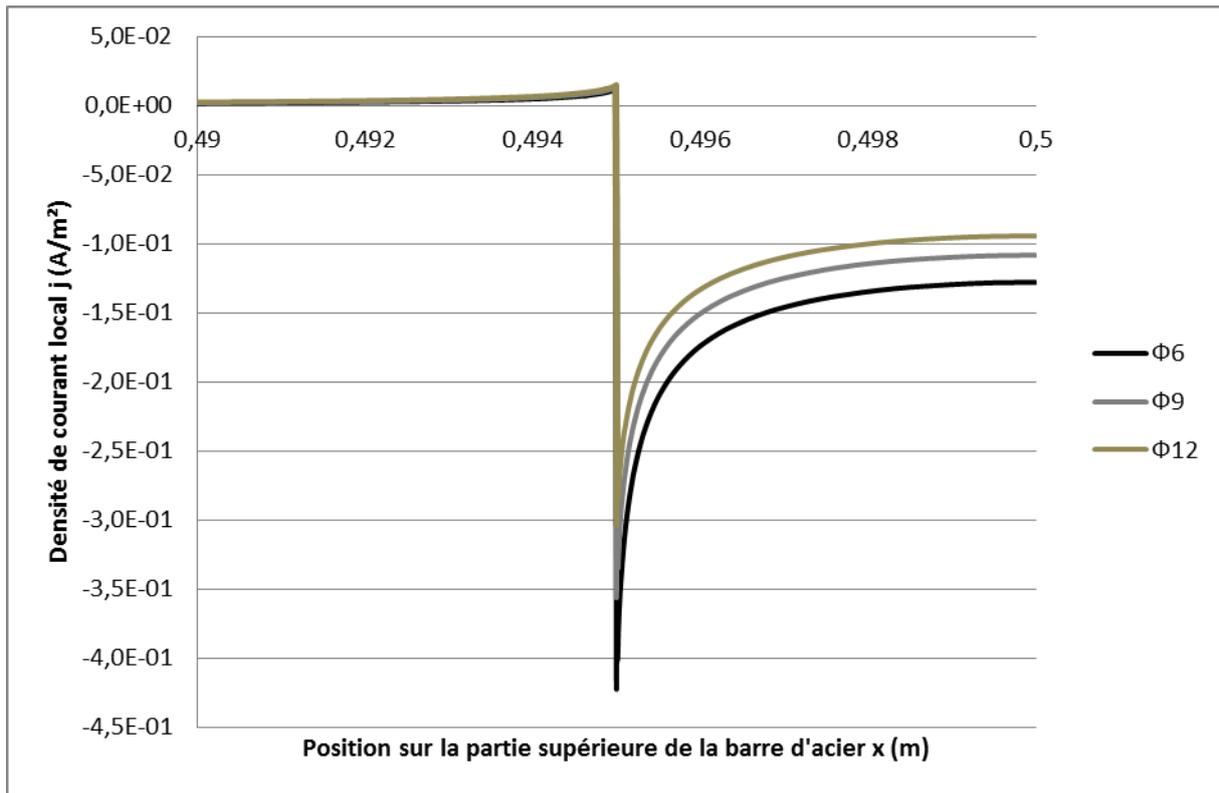


Figure II-17 : Évolution des densités de courant à proximité de la frontière anode/cathode de la partie supérieure de l'acier situé sur le segment [AB] pour différents diamètres d'armature ; $L_{za}=1\text{cm}$, $\rho_c=200\Omega\cdot\text{m}$, $c=2\text{cm}$.

Afin de comprendre ce phénomène et de vérifier l'hypothèse précédente, des carrés de 1,5 et 3mm de côté ont été positionnés dans la géométrie (Figure II-18). Ces carrés se situent de manière coplanaire au disque du front anode/cathode. Sur ce plan une arête est positionnée à la surface du béton tandis qu'une autre se situe sur le plan de symétrie de la géométrie étudiée. Par la suite une intégration des densités de courant traversant ces carrés est effectuée permettant alors d'obtenir des intensités globales dont les résultats sont résumés dans le Tableau II-2.

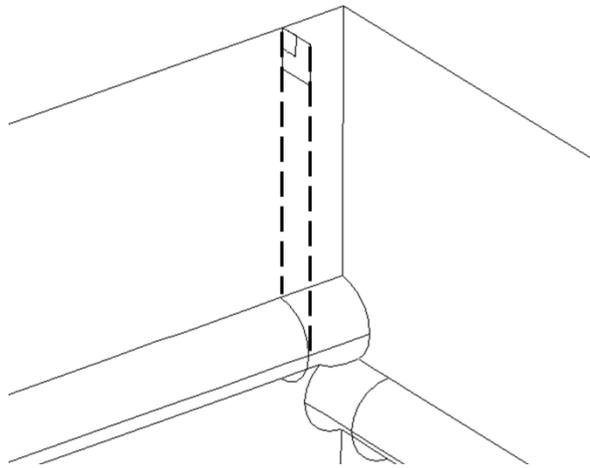


Figure II-18 : Schéma du positionnement des surfaces d'intégration des lignes de courant ;
 $L_{za}=1\text{cm}$, $c=2\text{cm}$.

Nous pouvons voir que pour une même surface d'intégration, plus le diamètre augmente plus l'intensité résultante de l'intégration des densités de courant augmente aussi. Pour une arrête de 1,5mm, lorsque le diamètre passe de 6 à 9mm l'intensité augmente de 11%, et de 18% lorsque le diamètre est de 12mm. Pour une surface d'intégration de taille plus importante (3mm d'arrête), l'augmentation est plus faible, 10% pour le diamètre de 9mm et 17% pour celui de 12mm.

Nous pouvons en déduire que la quantité de ligne de courant est plus importante lorsque le diamètre est plus grand alors que la zone de circulation de ces lignes reste la même. Il y a donc bien une augmentation des chutes ohmique qui va résulter de ce phénomène. Cela se traduit donc par des densités de courant en zone corrodée plus faibles lorsque le diamètre est plus important (Figure II-17).

Tableau II-2 : Résumé des intégrations de densités de courant du plan coplanaire au front anode/cathode selon la surface d'étude.

	$\int j dS$ (A)		
	$\Phi 6\text{mm}$	$\Phi 9\text{mm}$	$\Phi 12\text{mm}$
$S=2,25\text{mm}^2$	$1,04 \cdot 10^{-8}$	$1,15 \cdot 10^{-9}$	$1,23 \cdot 10^{-8}$
$S=9\text{mm}^2$	$4,83 \cdot 10^{-8}$	$5,33 \cdot 10^{-9}$	$5,64 \cdot 10^{-8}$

En ce qui concerne les potentiels électriques en surface du béton (Figure II-19), nous pouvons voir que lorsque le diamètre augmente, les potentiels au centre de la zone corrodée sont d'autant plus négatifs que les potentiels éloignés de cette zone sont moins électronégatifs. Le potentiel au centre de la zone corrodée étant de -306mV/ECS pour $\phi 6$, puis -316 et -338mV/ECS pour $\phi 9$ et $\phi 12\text{mm}$. Aux extrémités, les potentiels sont de -188, -177, -174mV/ECS. Le domaine

global en potentiel est donc de 118mV pour un diamètre de 6mm puis 139 et 164mV pour 9 et 12mm. Cela s'explique car les polarisations des armatures sont globalement moins importantes donnant donc une différenciation plus marquée entre les parties saines et corrodées. Pour une même longueur de zone anodique, il est donc plus aisé de détecter la corrosion pour de faibles diamètres que l'inverse.

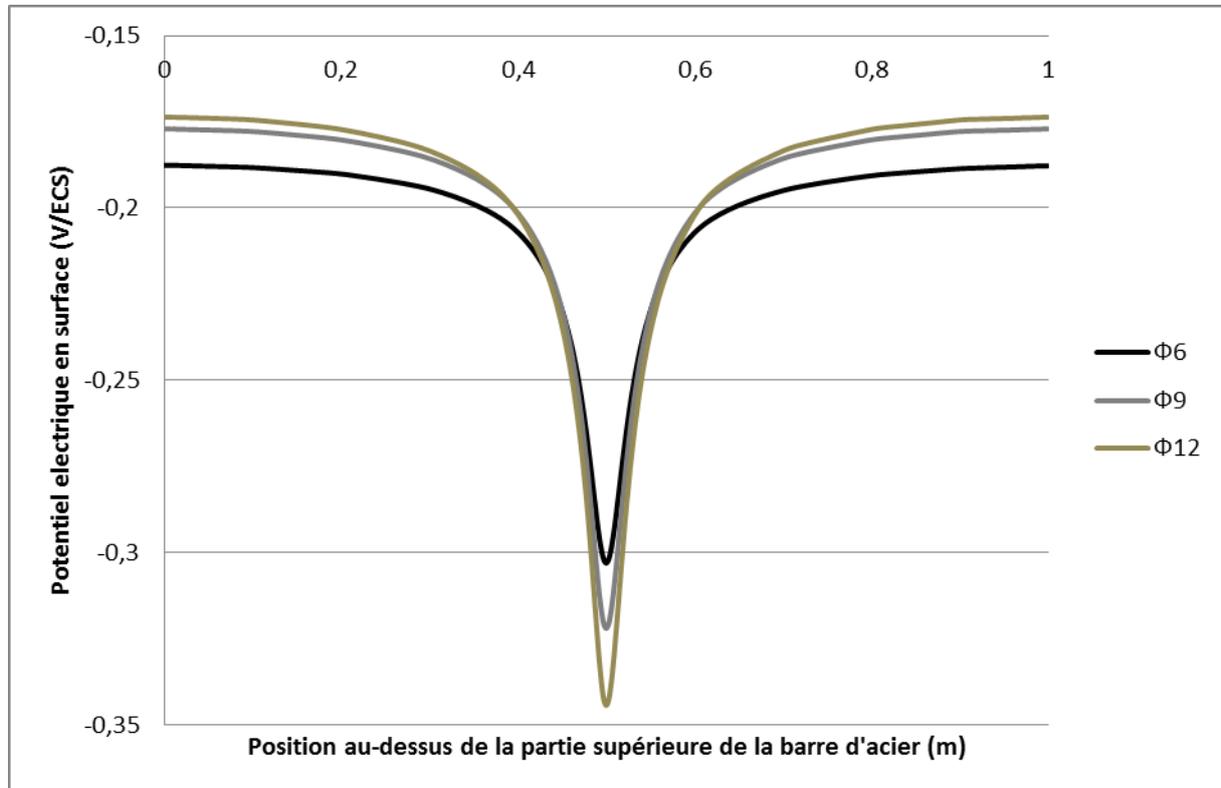


Figure II-19 : Évolution du potentiel électrique en surface du béton selon [ABC] pour trois diamètres d'armature différents ; $L_{za}=1\text{ cm}$, $\rho_c=200\Omega.m$, $c=2\text{ cm}$.

II.3.7. Maille du treillis

L'intérêt de cette partie est d'étudier l'influence de la taille de maille du treillis sur un système de pile galvanique comportant une zone de corrosion de 1cm. L'étude s'intéresse à différentes tailles de maille dont deux carrées de 100 et 200mm ainsi que sur trois mailles rectangulaires qui sont 100-200, 200-100 et pour finir 150-300mm. La première valeur donnée concernant la taille des mailles est celle des barres supérieures qui ont été choisies dans la fiche technique n°22 de l'[ADETS, 2016]. La maille donnant une densité de treillis la plus importante est donc de 100-100mm. Selon la Figure II-20, les intensités d'échange les plus fortes, quelle que soit la résistivité, atteignent $2,21.10^{-5}\text{ A}$ pour $200\Omega.m$ et pour $1300\Omega.m$ $5,05.10^{-5}\text{ A}$. Ensuite viennent les mailles 100-200 et 200-100, qui donnent un courant d'échange de $2,19.10^{-5}\text{ A}$. Ainsi, que ce soit les barres supérieures ou inférieures qui soient les plus denses, nous pouvons en déduire que pour une maille rectangulaire cela n'a pas d'influence sur le courant d'échange global. La différence avec la maille la plus dense est inférieure à 1%. Nous observons ensuite que les

mailles de 200-200 ainsi que 150-300 ont des intensités de $2,11 \cdot 10^{-5} \text{A}$ soit une baisse de 4,5% par rapport à la maille de 100-100 pour $200\Omega \cdot \text{m}$ et un courant d'échange global de $4,99 \cdot 10^{-5} \text{A}$ soit une baisse de 1% pour $1300\Omega \cdot \text{m}$.

La densité de la maille du treillis a une influence plus importante sur le courant d'échange pour de faibles résistivités ($200\Omega \cdot \text{m}$) où le courant a diminué de 4,5% que pour de fortes résistivités ($1300\Omega \cdot \text{m}$) où le courant a très faiblement diminué avec une maille moins dense. En effet, lorsque la résistivité est forte, la zone corrodée échange principalement du courant avec la partie saine située sur cette même armature. Il y a peu de lignes de courants entre la zone corrodée et les autres armatures saines.

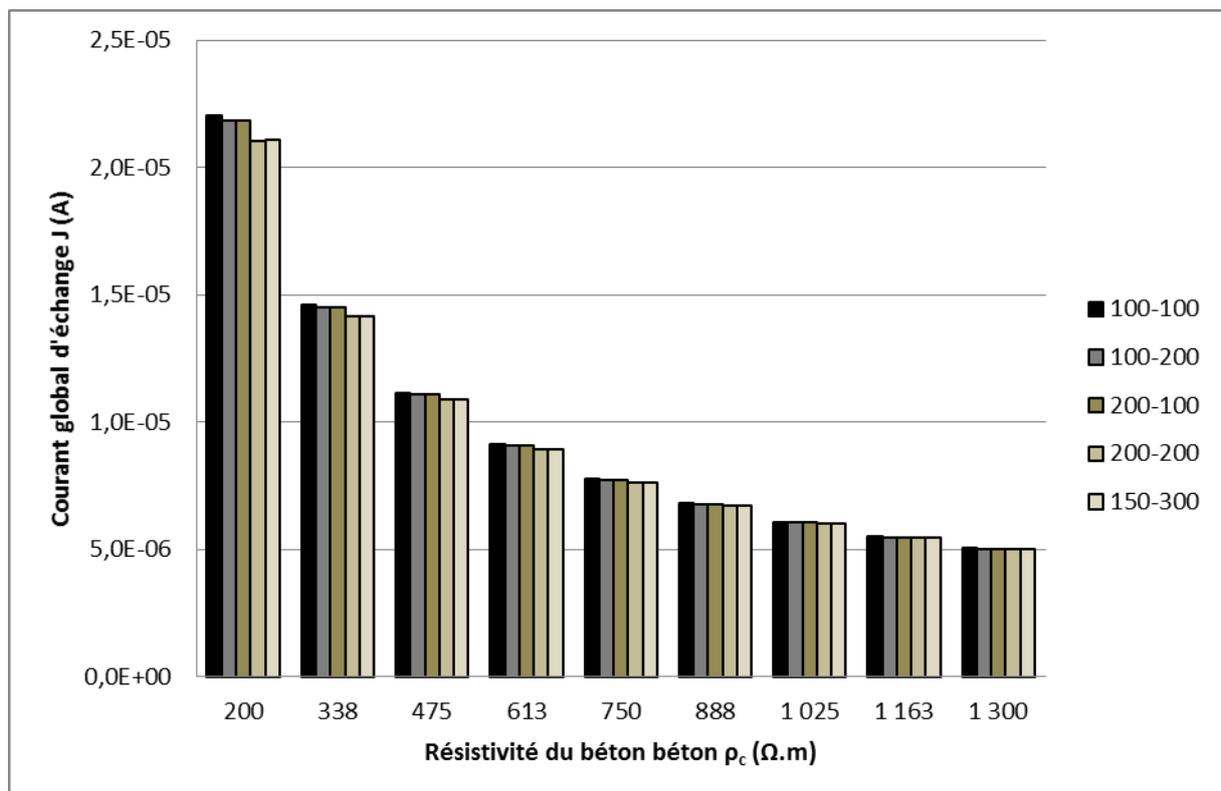


Figure II-20 : Courant d'échange global en fonction de la résistivité du béton pour différentes tailles de maille ; $L_{za}=1 \text{cm}$, $c=2 \text{cm}$.

Par conséquent moins le treillis est dense, moins la zone corrodée est sollicitée (Figure II-21). En son centre, la densité de courant atteint $-1,22 \cdot 10^{-1} \text{A/m}^2$ pour un maillage de 200-200mm contre $-1,28 \cdot 10^{-1} \text{A/m}^2$ pour une maille de 100-100mm. Et du côté non corrodé, au niveau du front anode/cathode, les densités de courant atteignent $1,25 \cdot 10^{-2} \text{A/m}^2$ pour une maille de 200-200 et 150-300mm contre $1,19 \cdot 10^{-2} \text{A/m}^2$ pour une maille de 100-100mm. Les armatures saines sont davantage sollicitées du fait de la diminution de la surface totale d'armature saine.

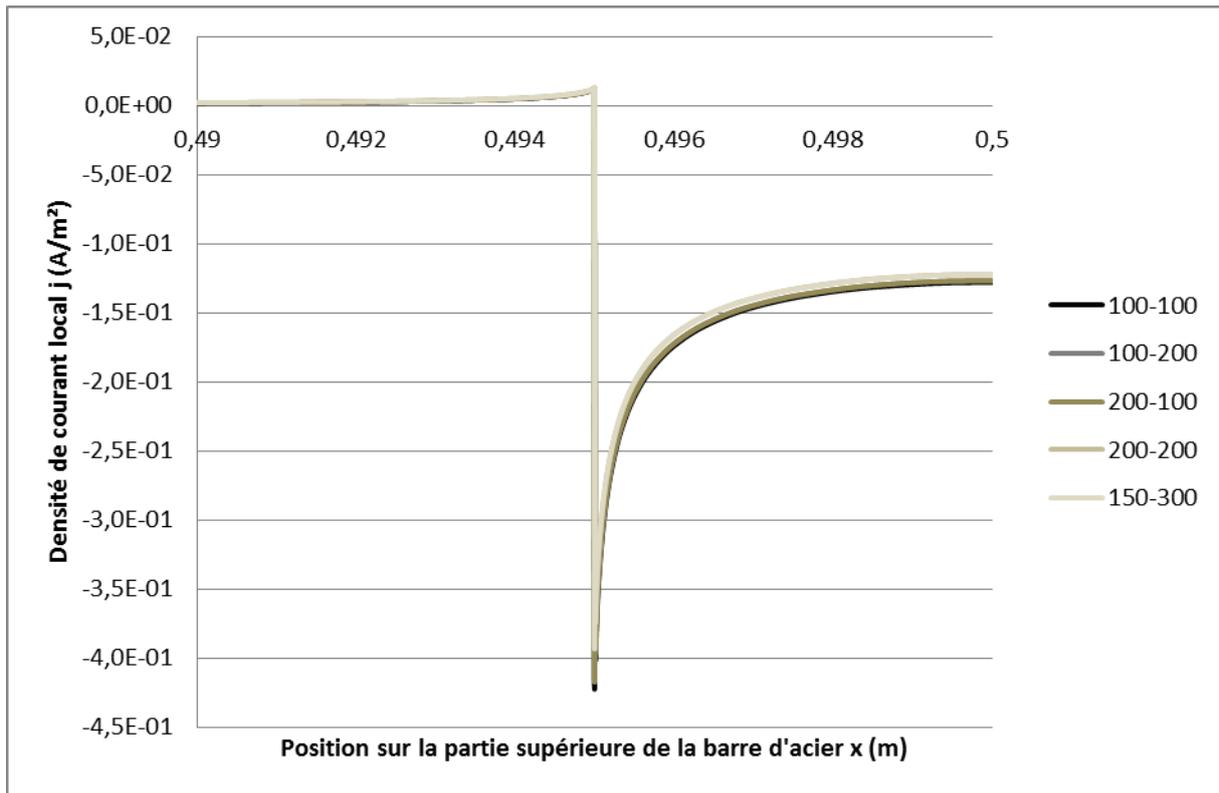


Figure II-21 : Évolution des densités de courant à proximité de la frontière anode/cathode de la partie supérieure de l'acier situé sur le segment [AB] pour différentes tailles de maille ;
 $L_{za}=1\text{cm}$, $\rho_c=200\Omega.m$, $c=2\text{cm}$.

La Figure II-22 montre les potentiels de surface de l'éprouvette obtenus en fonction de la densité de la maille du treillis. Plus la densité du maillage est importante moins les potentiels sont négatifs. Pour une densité de maille de 100-100mm les potentiels sont compris entre -186mV/ECS et -303mV/ECS soit une variation de 117mV. Lorsque la maille est moins dense, pour les mailles de 100-200 et 200-100mm le domaine de potentiel est compris entre -190mV/ECS et -305mV/ECS soit un écart de 115mV. Enfin pour les mailles les moins denses de 150-300 et 200-200mm, le domaine de potentiel est compris entre -203mV/ECS et -314mV/ECS soit une différence 111mV.

Nous pouvons donc en déduire que plus la maille du treillis est dense, moins les écarts de potentiels sont forts et plus la différence de potentiel est forte plus le courant d'échange global est fort.

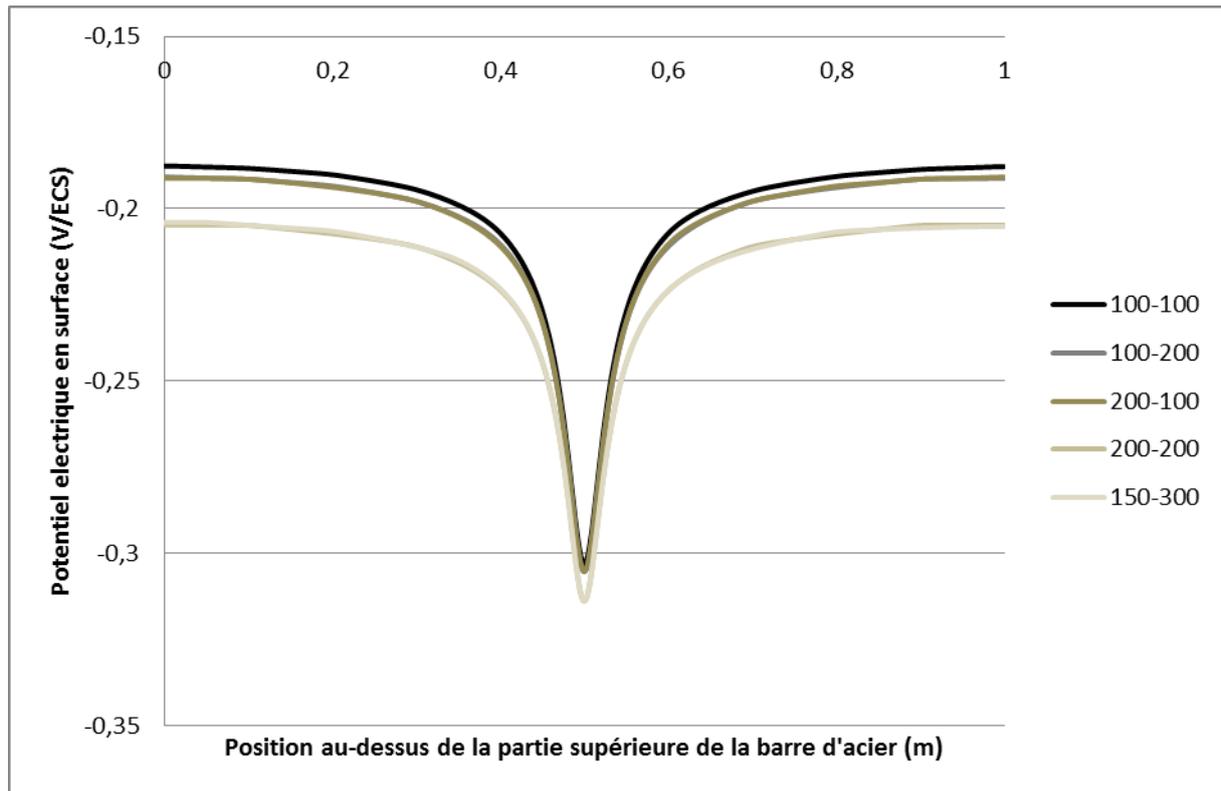


Figure II-22 : Évolution du potentiel électrique en surface du béton selon [ABC] pour différentes tailles de maille ; $L_{za}=1\text{ cm}$, $\rho_c=200\Omega.m$, $c=2\text{ cm}$.

L'étude de l'influence de la taille de la maille montre une faible modification des courants d'échange (inférieur à 4,5%), bien que lorsque la densité du maillage augmente le courant d'échange aussi. Toutefois, une modification significative des potentiels en surface du béton est observée.

II.3.8. Deuxième zone corrodée

Pour ce cas d'étude, ce n'est plus le quart de la dalle, mais la moitié qui est modélisée (Figure II-23). Une seconde zone de corrosion de la même taille que la première est positionnée à une distance d de la première (de centre à centre). Le but est d'observer l'influence de ce second spot de corrosion sur la redéfinition des lignes de courant et sur les valeurs de potentiel obtenues en surface. La distance notée d sera comprise entre 10 et 30cm.

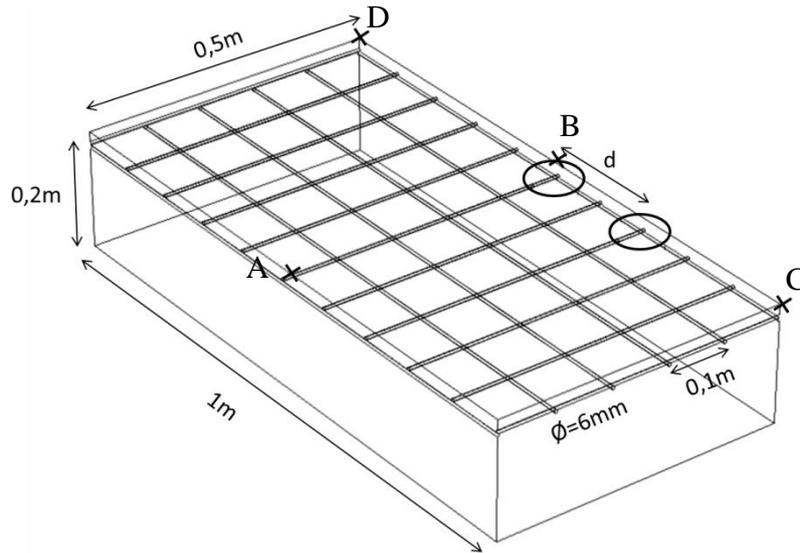


Figure II-23 : Géométrie d'étude pour la simulation de deux zones corrodées sur une dalle de béton armé.

La Figure II-24 montre l'évolution du courant d'échange global entre zone anodique et cathodique en fonction de la résistivité, dans le cas où il y aurait un second spot de corrosion à une distance variable comprise entre 10 et 30cm centre à centre. Pour $200\Omega.m$, le courant est de $1,67 \times 10^{-4}A$ sans second site de corrosion, de $2,63 \times 10^{-4}A$ pour $d=10cm$, $2,98 \times 10^{-4}A$ pour $d=20cm$ et $3,06 \times 10^{-4}A$ pour $d=30cm$, soit une augmentation de respectivement 57%, 79% et 83%. Nous pouvons donc en conclure que plus la distance entre les spots de corrosion est importante plus le courant d'échange global est important. En réalité, les deux spots de corrosion vont être en concurrence pour attirer les lignes de courant. L'augmentation n'étant pas de 100% lorsque la surface corrodée double, il n'y a donc pas une proportionnalité directe entre le courant et la surface des zones corrodées. Pour une résistivité de $1300\Omega.m$, les augmentations sont de 61% pour $d=10cm$, 88% pour $d=20cm$ et de 92% pour $d=30cm$. Ces augmentations sont plus proches de la valeur seuil de 100%. Plus la résistivité est forte et moins les distances parcourues par les lignes de courant sont importantes en raison de chutes ohmiques plus fortes. La concurrence entre les deux spots de corrosion est donc moins forte lorsque l'échange se fait avec des zones situées à une plus grande distance.

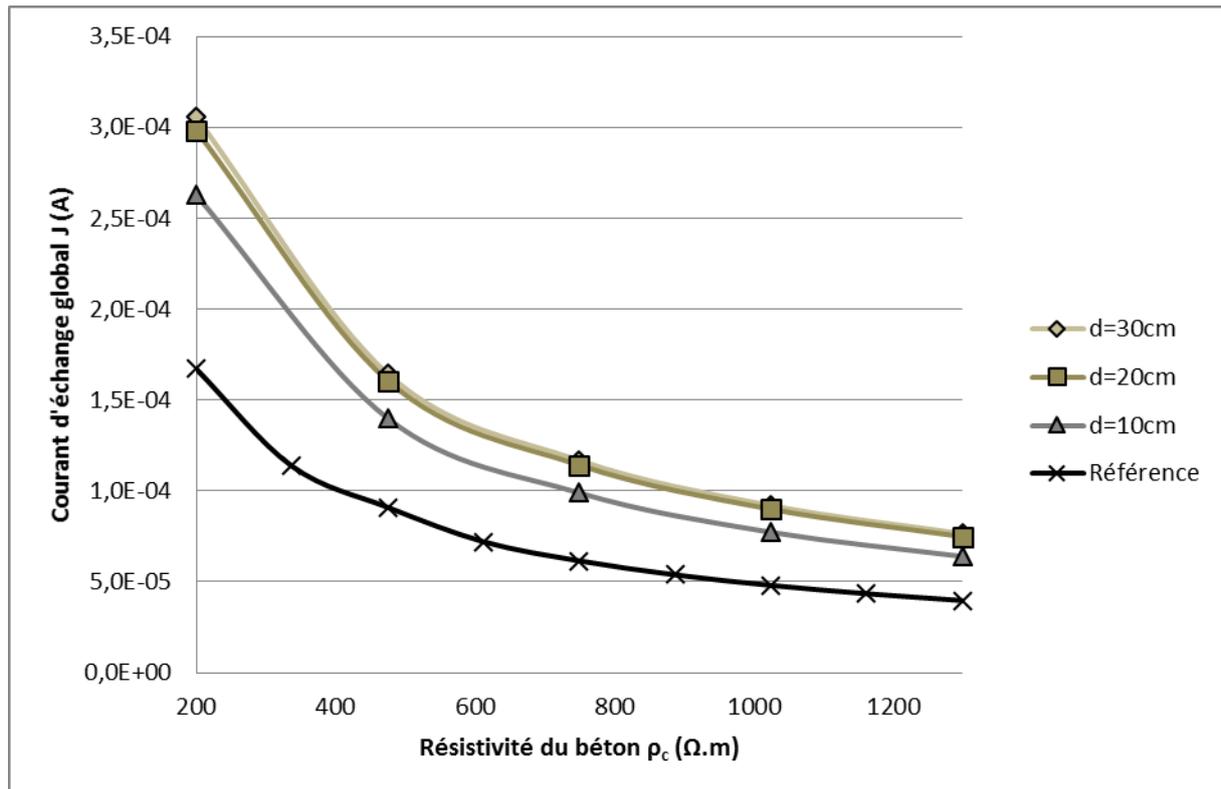


Figure II-24 : Évolution du courant d'échange global en fonction de la résistivité pour une distance d variable ; $L_{za}=10\text{cm}$, $c=2\text{cm}$.

La Figure II-24 montre que l'augmentation de la distance d de 20 à 30cm entraîne peu d'évolution du courant d'échange global. Il serait possible de conclure qu'au-delà de 20cm, la distance est telle qu'elle n'influence plus les échanges entre les zones corrodées et saines. Cependant, si seul le courant d'échange de la zone corrodée en B est observé (Figure II-25), nous pouvons observer que la courbe de référence n'est pas confondue avec les courbes où d est égal à 20 et 30cm notamment pour des résistivités faibles. Pour une résistivité de $200\Omega.m$, le courant d'échange de référence est égal à $1,67 \cdot 10^{-4}\text{A}$, contre $1,50 \cdot 10^{-4}$ pour $d=20\text{cm}$ et $1,56 \cdot 10^{-4}\text{A}$ pour $d=30\text{cm}$, soit une diminution respective 10,1 et 6,9%. Pour $1300\Omega.m$, les valeurs sont de $3,95 \cdot 10^{-5}\text{A}$ pour la référence, de $3,75 \cdot 10^{-5}\text{A}$ pour $d=20\text{cm}$ et $3,84 \cdot 10^{-5}\text{A}$ pour $d=30\text{cm}$. L'écart est bien moins important, car la résistivité étant plus forte les lignes de courant polarisent moins facilement les zones éloignées de la zone corrodée, réduisant alors la compétition entre les deux zones corrodées.

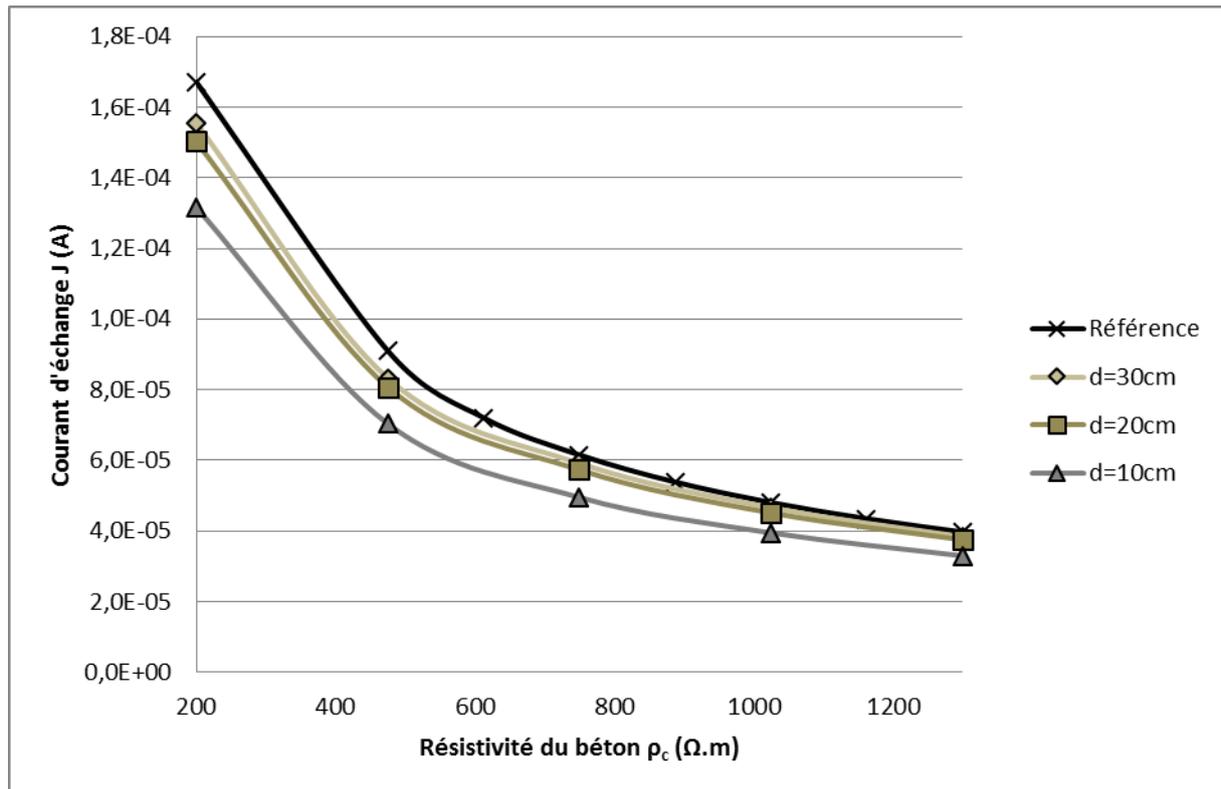


Figure II-25 : Évolution du courant d'échange de la zone corrodée en B en fonction de la résistivité pour une distance d variable ; $L_{za}=10\text{cm}$, $c=2\text{cm}$.

La Figure II-26 montre l'évolution des potentiels électriques en surface en fonction de la position sur l'armature le long de l'axe [CD], en faisant varier la distance d entre le spot de corrosion central et le second. Nous pouvons voir que la présence d'un second spot de corrosion influe sur les potentiels en surface de la dalle de béton. Concernant le potentiel en $y=0,5\text{m}$, la valeur de potentiel est de -504mV/ECS lorsqu'il n'y a qu'un seul spot, alors qu'elle est de -509mV/ECS pour $d=30\text{cm}$, -512mV/ECS pour $d=20\text{cm}$ et -521mV/ECS pour $d=10\text{cm}$. Les potentiels à $y=1\text{m}$ donnent des valeurs plus électro-négatives lorsque d est faible. Ceci est une conséquence de la compétition des deux zones corrodées pour attirer les lignes de courants : le spot en $y=0,5\text{m}$ sollicite alors davantage les armatures saines dans cette zone qui ne peut plus échanger avec la totalité du treillis.

Ces simulations montrent aussi que les valeurs de potentiels pour $y=0\text{m}$ sont plus électro-négatives que pour $y=1\text{m}$ en présence d'un second spot (-309 , -281 , et -263mV/ECS). Cela est induit par les effets de bord, c'est-à-dire que la taille globale de la dalle n'étant pas suffisamment grande, le second spot de corrosion est trop près du bord. Plus le second spot de corrosion est proche du bord, plus les armatures saines situées entre le bord et ce second spot de corrosion vont échanger du courant induisant une polarisation excessive.

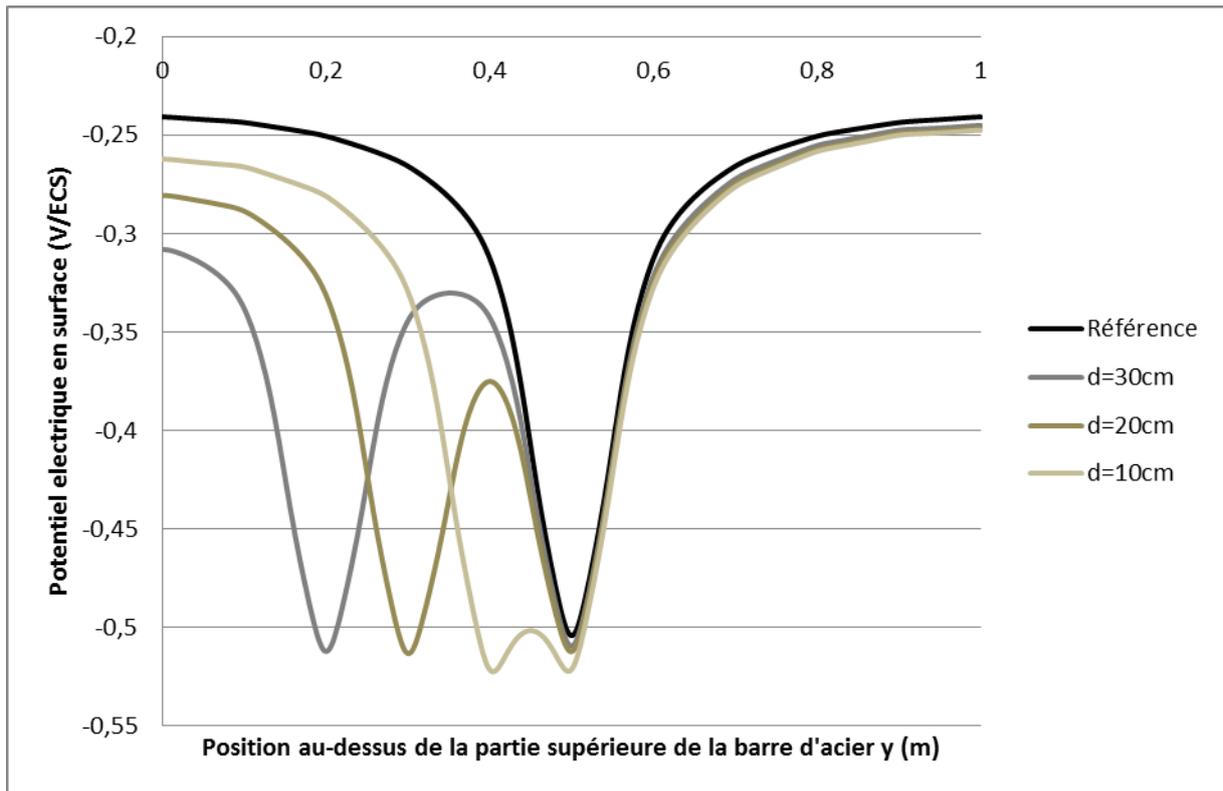


Figure II-26 : Évolution du potentiel électrique en surface du béton selon [CB] en présence d'un second spot de corrosion pour différentes distances centre à centre ; $L_{za}=10\text{cm}$, $\rho_c=200\Omega.\text{m}$, $c=2\text{cm}$.

Les cartographies (Figure II-27) montrent que l'augmentation de la résistivité permet l'augmentation du domaine de potentiel électrique en surface et donc des gradients de potentiels plus importants aux abords des zones corrodées. Plus la résistivité est importante et plus il est alors aisé de distinguer deux spots de corrosions à proximité l'un de l'autre.

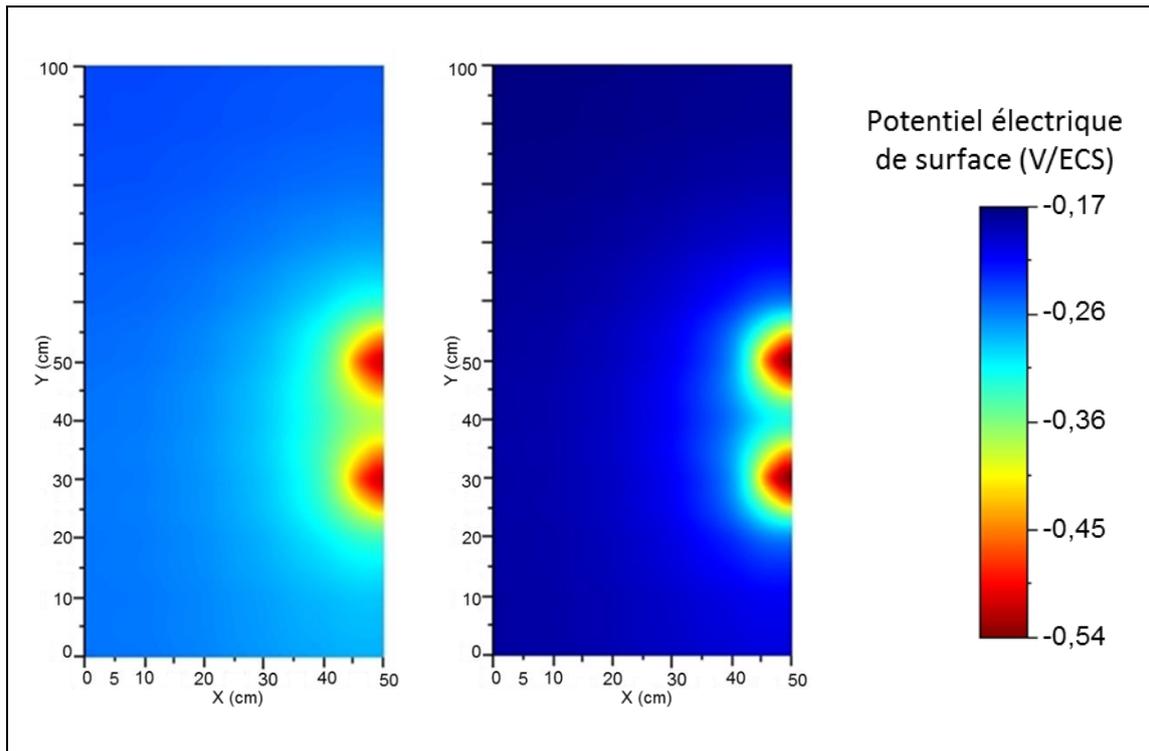


Figure II-27 : Cartographies de potentiel en présence de deux zones corrodées pour différentes résistivités : A) $\rho_c=200\Omega.m$, B) $\rho_c=1300\Omega.m$; $L_{za}=10cm$, $c=2cm$.

Cette étude paramétrique a permis d'identifier l'influence de nombreux paramètres à la fois physico-chimique, comme la résistivité et géométriques à savoir l'épaisseur d'enrobage, la taille de la zone corrodée, le diamètre des armatures, la présence d'un second treillis d'une seconde zone corrodée ou encore la taille de la maille. Le Tableau II-3 résume l'influence de l'augmentation de ces paramètres sur la valeur de potentiel mesurée la plus faible et le gradient de potentiel observé.

Tableau II-3 : Récapitulatif de l'influence de l'augmentation des paramètres étudiés sur le potentiel minimum et le gradient de potentiel observés en surface du béton et le courant d'échange global.

	Potentiel minimum	Gradient de potentiel	Courant d'échange
ρ_c	↗	↗	↘
c	↗	↘	↗
L_{za}	↘	↗	↗
Second treillis	↗	↗	↗
ϕ	↘	↗	↗
Taille de maille	↘	↘	↘
d	↗	↘	↗

A présent que l'influence des paramètres géométriques et physico-chimique sont connus, la partie qui suit porte sur les paramètres liés à la mesure en elle-même.

II.4. Influence de la mesure sur les cartographies

II.4.1. Paramètres de mesures

Expérimentalement, il existe différents paramètres de mesures qui ont une influence sur les résultats obtenus. Le premier paramètre est le pas de mesure, paramètre choisi par l'opérateur et donc directement lié à la finesse des mesures désirée. Le second paramètre qui n'est pas du choix de l'opérateur correspond à la configuration de la mesure dite favorable, c'est-à-dire lorsque la maille de mesure réalisée possède un point situé exactement au-dessus du centre de la zone corrodée, et le cas dit défavorable où la maille de mesure est configurée de telle sorte que les points de mesure soient situés le plus loin possible du centre de la zone corrodée.

Ces deux paramètres vont donc être directement reliés et vont faire l'objet de cette partie :

- Le pas de mesure du potentiel électrique : pas=1, 2, 5, 10cm,
- La configuration de la mesure du potentiel : favorable ou défavorable.

Ici le but est donc d'identifier le pas de mesure le plus grossier qui puisse être utilisé sans avoir une perte d'information trop importante, que la mesure soit favorable ou non ; c'est-à-dire que les points de mesures sont pris de telle façon qu'un point est réalisé au-dessus du centre de la zone corrodée, ou bien que les points à proximité de la zone de corrosion soient les plus éloignés possible du centre de la zone corrodée. La géométrie utilisée est la même que celle de la partie II.3.

II.4.2. Influence du pas de mesure

La Figure II-28 montre des cartographies de potentiel en surface en fonction de l'influence du pas de mesure, dans un cas favorable. Le passage d'un pas de mesure de 1 à 2cm ne change pas l'aspect géométrique des isopotentiels (circulaire) et n'a pas une très grande influence sur leurs valeurs, sauf en dehors de la zone corrodée où il est possible d'observer des valeurs légèrement moins électronégatives. En revanche, pour des pas de mesure de 5 et 10cm, l'aspect des isopotentiels est fortement altéré. En effet, la forme des isopotentiels n'est plus circulaire, mais carrée. Pour un pas de 5cm les isopotentiels sont encore assez bien concentrés au niveau de la zone corrodée, en revanche pour 10cm cela ne correspond plus en termes de forme ou en termes de gradient. La fenêtre de potentiel reste toutefois la même, quel que soit le pas de mesure en raison de la configuration qui est dite favorable.

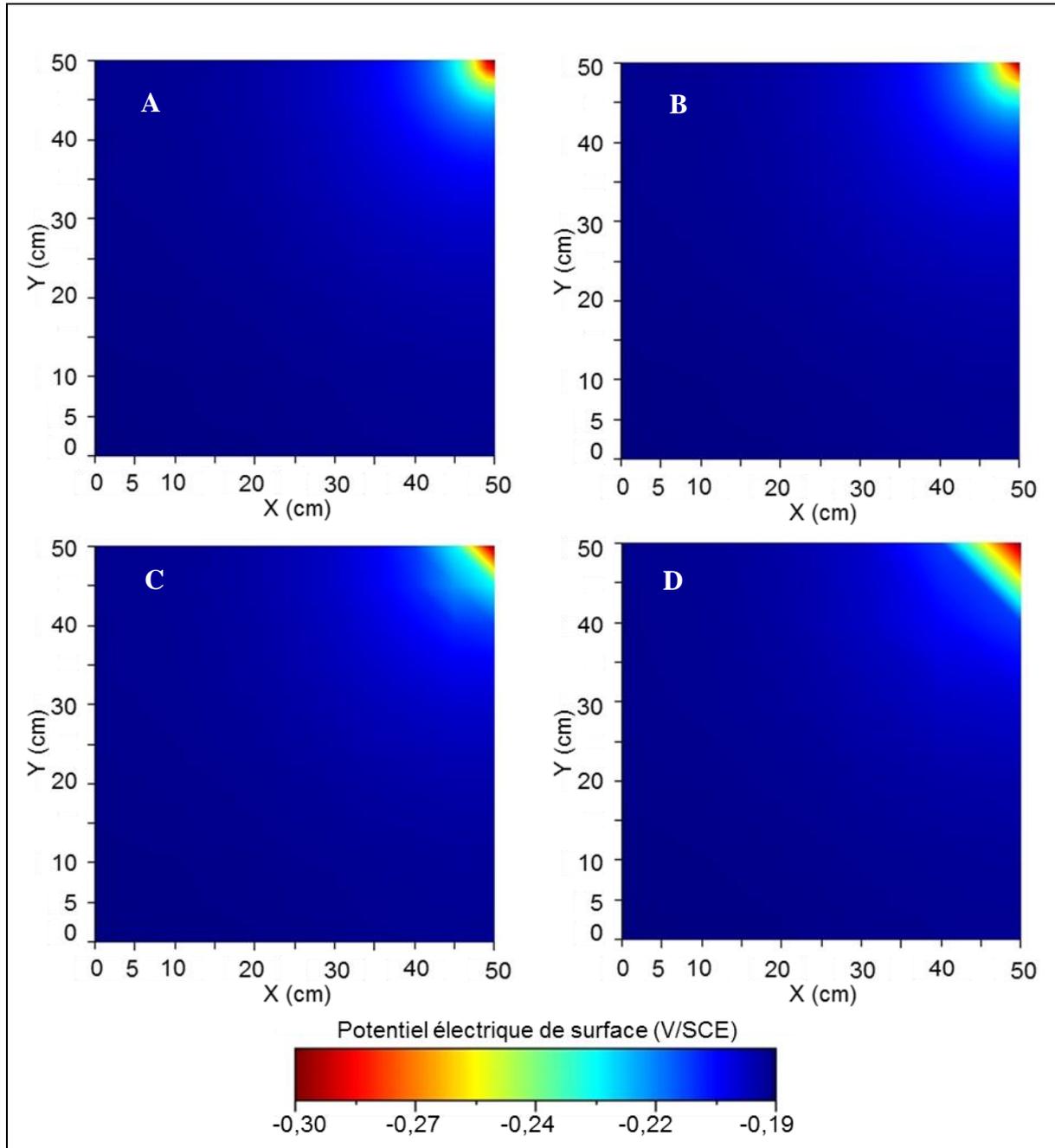


Figure II-28 : Cartographies de potentiel en fonction du cas de la mesure et du pas : A) pas=1cm, B) pas=2cm, C) pas=5cm, D) pas=10cm ; $L_{za}=1\text{cm}$, $\rho_c=200\Omega.m$, $c=2\text{cm}$, favorable.

II.4.3. Configuration de la mesure

La Figure II-29 compare, pour un pas de 2cm et 10cm, l'influence d'une mesure ayant une configuration favorable ou défavorable.

Lorsque la configuration est favorable, la fenêtre de potentiel reste la même quel que soit le pas de mesure, dans ce cas les valeurs sont comprises entre -303 à -186mV/ECS soit 117mV. Si la configuration devient la plus défavorable le pas de mesure a une incidence ce qui donne un domaine compris entre -283 et -186mV/ECS soit 97mV pour un pas de 2cm et pour un pas de

10cm les valeurs sont comprises entre -217 et -186mV/ECS soit un domaine de seulement 31mV.

Dans le cas présenté un pas de mesure de 2cm permet d'obtenir une détection d'une zone corrodée, d'un minimum de 1cm, sans une perte d'information trop importante, avec une fenêtre de potentiel réduite de 17% (20mV). En revanche, avec un pas de mesure de 10cm nous constatons une très forte perte d'information de 74%, mais aussi une modification très importante de l'aspect des isopotentiels.

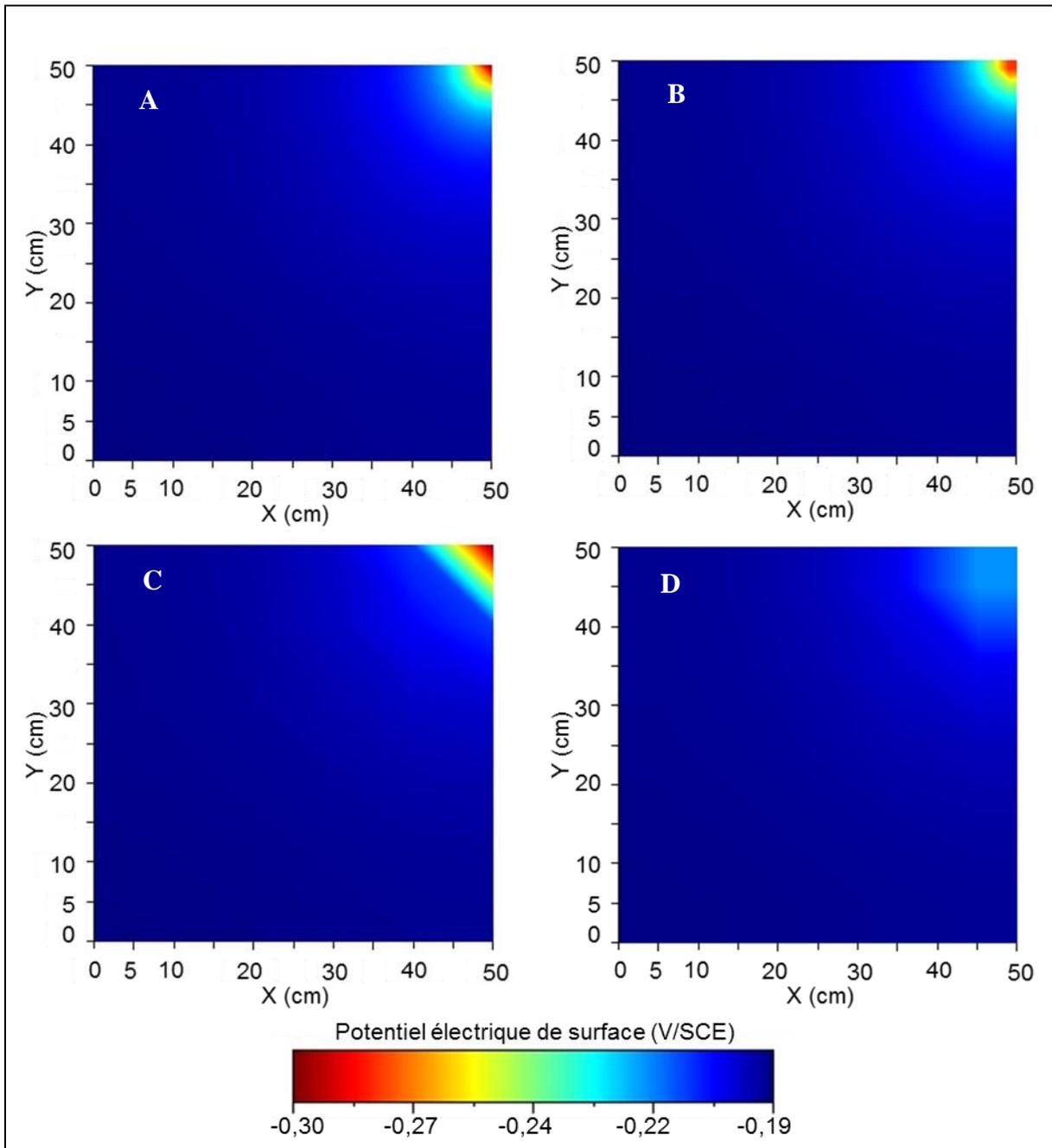


Figure II-29 : Cartographies de potentiel en fonction du pas de la mesure et de la configuration : A) favorable et pas=2cm, B) défavorable et pas=2cm, C) favorable et pas=10cm, D) défavorable et pas=10cm ; $L_{za}=1\text{cm}$, $\rho_c=200\Omega.m$, $c=2\text{cm}$.

II.5. Comparatif des paramètres de Butler-Volmer de la bibliographie

Dans le but de caractériser le comportement d'aciers sains ou corrodés au sein d'un béton, nous avons fait le choix d'utiliser les lois de Butler-Volmer. Or dans la bibliographie, il existe différents jeux de paramètres pour décrire le comportement des aciers via cette loi. Le but est de les comparer puis de les implémenter dans la simulation.

Le Tableau II-4 est un récapitulatif de ces paramètres, regroupant les valeurs de densités de courant de corrosion, potentiels de corrosion et des coefficients de Tafel anodique et cathodique.

Tableau II-4 : Récapitulatif des paramètres de Butler-Volmer selon auteurs

État de l'armature	j_{corr} (A/m ²)		E_{corr} (mV/ECS)		β_a (mV/dec)		β_c (mV/dec)	
	Saine	Corrodée	Saine	Corrodée	Saine	Corrodée	Saine	Corrodée
[Sagués, 1993]	$1,00 \cdot 10^{-5}$	$3,00 \cdot 10^{-4}$	-	-	-	60	100	-
[Maltais, 2006]	$1,25 \cdot 10^{-5}$	$3,75 \cdot 10^{-4}$	-	-	-	140	280	-
[Kranc, 2001]	$6,25 \cdot 10^{-6}$	$1,88 \cdot 10^{-4}$	-160	-780	-	60	160	-
[Gulikers, 2002]	$1,00 \cdot 10^{-4}$	$1,00 \cdot 10^{-6}$	400	-1200	15000	58	116	116
[Sohail, 2013]	$2,50 \cdot 10^{-4}$	$5,00 \cdot 10^{-3}$	-150	-650	400	90	150	150
[Laurens, 2016]	$1,00 \cdot 10^{-4}$	$1,00 \cdot 10^{-1}$	-100	-700	400	60	160	160
[Nasser, 2010]	$4,00 \cdot 10^{-5}$	$5,00 \cdot 10^{-3}$	-102	-419	400	300	125	125

Afin de comparer ces paramètres d'un point de vue cinétique, des courbes de densités de courant en fonction du potentiel sur une échelle log-normal sont réalisées (Figure II-30). Dans ce cas les potentiels de corrosion utilisés sont tous pris égaux à -650mV/ECS pour le cas d'un acier corrodé et -150mV/ECS pour un acier sain.

Pour les armatures corrodées, nous pouvons remarquer que deux courbes se détachent. Les paramètres de [Gulikers, 2002] ainsi que ceux de [Laurens, 2016] ont respectivement des densités de corrosions j_{corra} bien en dessous (10^{-6} A) et bien au-dessus des autres (10^{-1} A). Concernant l'allure des courbes elles semblent toutes similaires à l'exception de celles de [Nasser, 2010] dont la pente de la branche anodique semble bien moins forte, due à un coefficient de Tafel cathodique β_c a plus faible.

Du côté des armatures saines, les courbes sont moins espacées, ce qui traduit des densités de courant locales plus proches. Il est toutefois possible de distinguer trois groupes. Les paramètres issus de [Sohail, 2013] sont le jeu de paramètres avec la densité de courant de corrosion la plus forte, ceux mesurés par [Gulikers, 2002], [Laurens, 2016] et [Nasser, 2010] ont une densité intermédiaire et les trois derniers ont les densités de corrosion les plus faibles. En ce qui

concerne l'allure des courbes, elles semblent toutes similaires à l'exception de [Sagués, 1993] dont l'allure donne une croissance plus forte que les autres due à un coefficient de Tafel cathodique $\beta_{c,c}$ le plus faible.

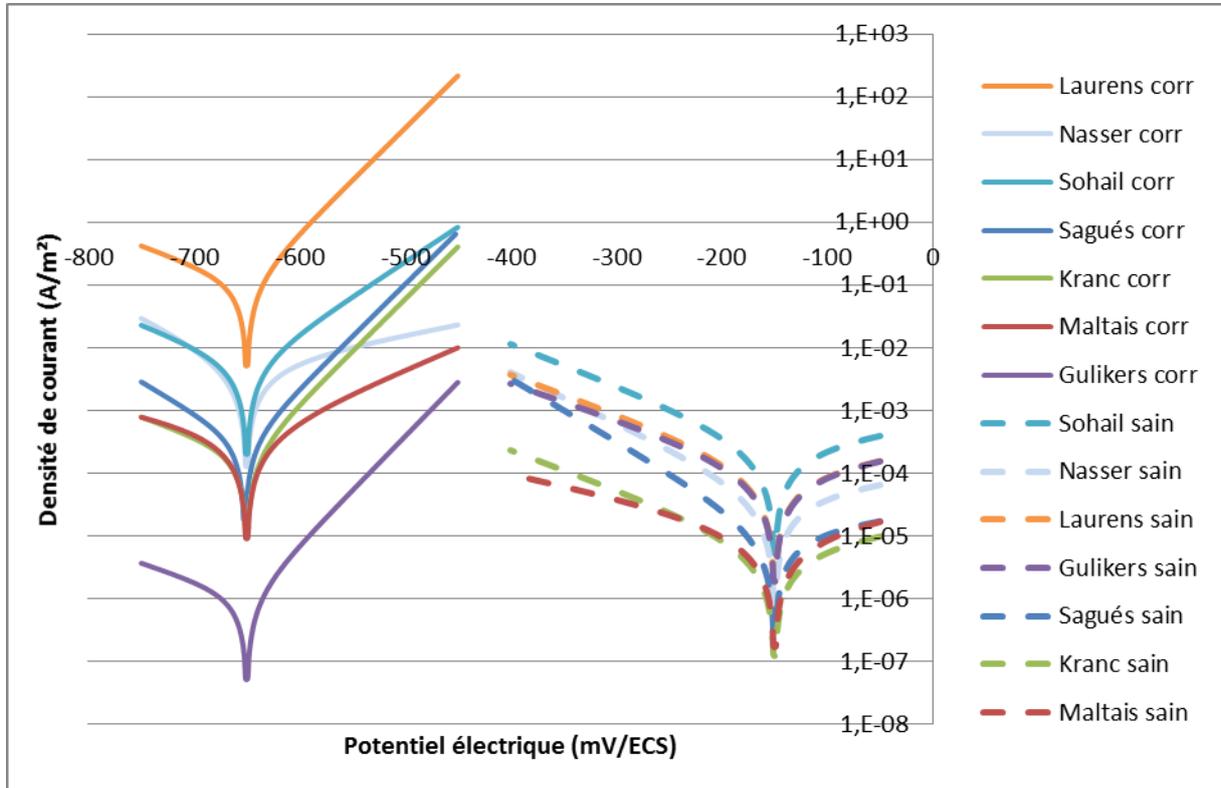


Figure II-30 : Courbes log-normal de la densité de courant en fonction du potentiel (pour $E_{\text{corr } a} = -650$ et $E_{\text{corr } c} = -150\text{mV/ECS}$) pour une armature totalement corrodée et une armature saine selon différents auteurs.

Connaissant les paramètres de cinétique électrochimique des aciers, il est intéressant de calculer et de comparer les différentes constantes de Stern and Geary ainsi que les résistances de polarisation aux tracés log-normal de densité de courant en fonction du potentiel électrique.

La constante de Stern and Geary est obtenue de la manière suivante :

$$B = \frac{\beta_a \cdot \beta_c}{\ln(10) \cdot (\beta_a + \beta_c)} \quad \text{Eq I-53}$$

La résistance de polarisation est calculée de la manière suivante :

$$R_p = \frac{B}{j_{\text{corr}}} \quad \text{Eq I-52}$$

Selon les auteurs il peut y avoir des données manquantes. Afin de réaliser les calculs, lorsque la valeur de $\beta_{a,c}$ est manquante la valeur est choisie égale à 400mV/dec soit la valeur la plus couramment rencontrée dans la bibliographie. Lorsqu'il s'agit $\beta_{c,a}$ qui est manquante, la même

valeur que celle de l'armature saine est utilisée afin d'avoir une réaction cathodique d'une armature corrodée aussi bien polarisable qu'une armature saine.

Le Tableau II-5 donne les valeurs de la constante de Stern and Geary ainsi que les valeurs de résistance de polarisation qu'il est possible d'obtenir pour un acier totalement corrodé ou sain et ceci en fonction des auteurs. Les constantes de Stern and Geary dépendent uniquement des coefficients de Tafel, comme cela a été montré dans le Chapitre I. La résistance de polarisation est quant à elle dépendante à la fois des coefficients de Tafel, mais aussi de la densité du courant de corrosion. Nous pouvons voir que les résistances de polarisation des armatures saines sont toutes supérieures aux résistances de polarisation des armatures corrodées, à l'exception des paramètres obtenus avec les résultats de [Guilkers, 2002] qui donnent des tendances totalement inversées (de 500 et 17000 $\Omega.m^2$). Les valeurs de résistance de polarisation pour des armatures saines vont de 200 à 8000 $\Omega.m^2$ soit presque deux ordres de grandeur de différence. Concernant les armatures corrodées, sans prendre en compte la valeur de presque 17000 $\Omega.m^2$ pour [Guilkers, 2002], ces valeurs vont de 0,2 à 110 $\Omega.m^2$ ce qui représente à nouveau une gamme importante.

Ces valeurs de résistance de polarisation peuvent être directement reliées au graphique de la Figure II-30, par exemple pour [Laurens, 2016] avec une résistance de polarisation de l'armature corrodée de 0,2 $\Omega.m^2$ nous pouvons voir que la courbe de Tafel correspondante est celle transmettant le plus de courant dans le domaine considéré. Inversement, pour les résultats de [Guilkers, 2002], avec une résistance de polarisation de près de 17k $\Omega.m^2$ la densité de courant est la plus faible. Il faut toutefois souligner que ces paramètres ne prennent pas en compte la valeur des potentiels de corrosion des armatures ce qui peut aussi modifier les tendances.

Tableau II-5 : Résumé des constantes de Stern-Geary et des résistances de polarisation

État de l'armature	B (mV)		Rp ($\Omega.m^2$)	
	Saine	Corrodée	Saine	Corrodée
[Sagués, 1993]	34,8	16,3	3478	54,3
[Maltais, 2006]	71,6	40,6	5729	108
[Kranc, 2001]	49,7	19,0	7950	101
[Gulikers, 2002]	50,0	16,8	500	16812
[Sohail, 2013]	47,4	24,5	190	4,9
[Laurens, 2016]	49,7	19,0	497	0,2
[Nasser, 2010]	41,4	38,4	1035	7,7

La Figure II-31 représente les densités de courant en fonction du potentiel sur une échelle log-normal avec les véritables valeurs de potentiel de corrosion. Les courbes issues de [Sagués, 1993] et [Maltais, 2006] n'apparaissent plus faute d'avoir les données nécessaires. Nous pouvons voir que du côté des armatures corrodées, aucune courbe n'est similaire, ou ne peut

être rapprochée d'une autre. En revanche, du côté des armatures saines, pour des valeurs de potentiel inférieures à -250mV , les valeurs sont similaires pour [Sohail, 2013], [Laurens, 2016] et [Nasser, 2010]. Il est aussi possible d'observer que les courbes issues de [Guilkers, 2002] donnent des valeurs de densité de courant supérieures à 10A/m^2 entre -200 et -700mV/ECS , ce qui semble aberrant.

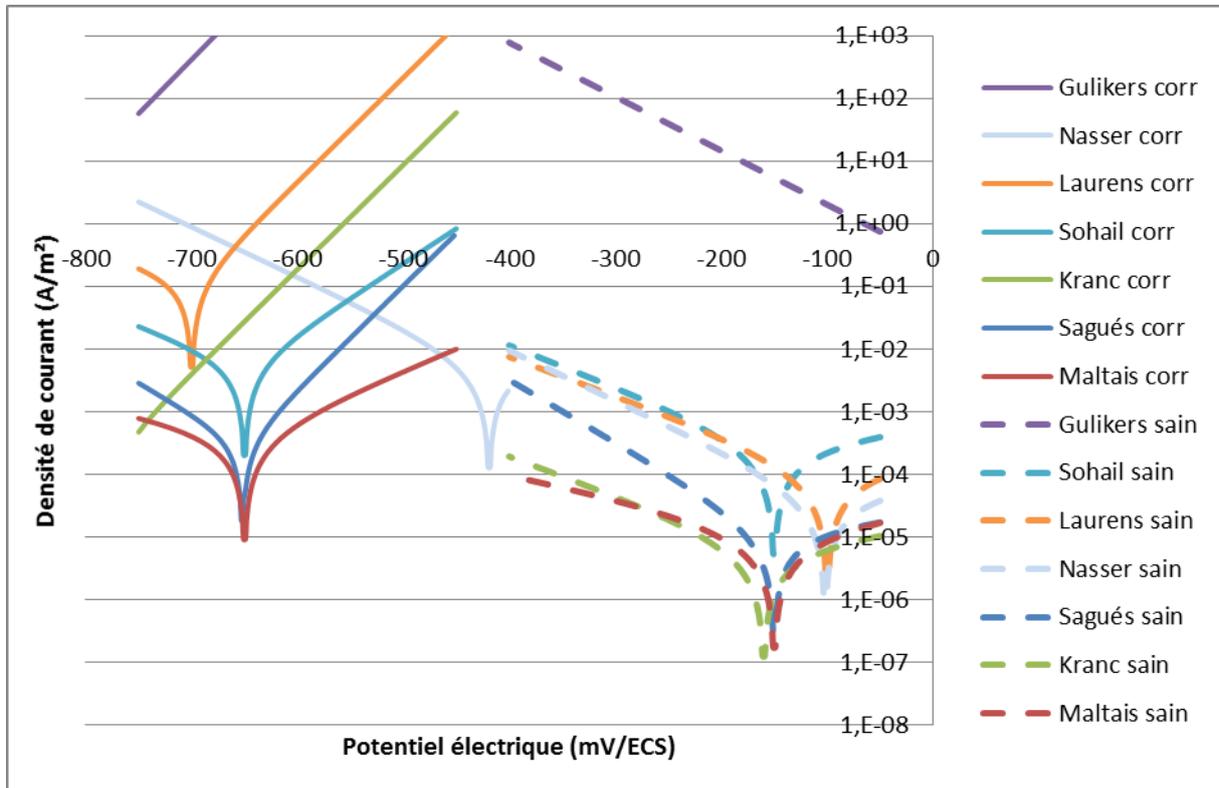


Figure II-31 : Courbes log-normal de la densité de courant en fonction du potentiel pour une armature totalement corrodée et une armature saine selon différents auteurs.

Des simulations sont alors effectuées avec les quatre jeux de paramètres restants ([Sohail, 2013], [Kranc, 2001], [Laurens, 2016] et [Nasser, 2010]). Les résultats de la simulation avec les paramètres de [Sohail, 2013] comportant un deuxième treillis ont aussi été reportés. La configuration choisie pour faire un comparatif est la suivante : une longueur de zone corrodée (L_{za}) de dix centimètres, une épaisseur d'enrobage (h) de deux centimètres, et une résistivité (ρ_c) de $200\Omega.m$.

Le Tableau II-6, montre qu'en fonction des différents jeux de paramètres électrochimiques les résultats de la simulation ne donnent pas les mêmes valeurs de potentiel électrique en surface. Les paramètres mesurés par [Kranc, 2001] donnent des valeurs globales de potentiel en surface les plus électronégatives, ceux de [Nasser, 2010] les moins électronégatives et ceux de [Sohail, 2013] et [Laurens, 2016] se situent entre les deux. Selon l'[ASTM, 1991], ces résultats donneraient lieu à une classification de corrosion sévère ($E < -425\text{mV/ECS}$) pour tous les cas à l'exception de [Nasser, 2010] qui serait classé dans un domaine intermédiaire ($-275 < E < -$

125mV/ECS). En ce qui concerne [Kranc, 2001], même les zones non corrodées seraient classifiées comme étant une zone de corrosion sévère.

Tableau II-6 : Résultats de simulation selon différents jeux de paramètres

	Potentiel (mV)		Gradient (mV)	Courant global (A)
	minimal	maximal		
[Sohail, 2013] (2T)	-497	-204	293	$9,13 \cdot 10^{-5}$
[Sohail, 2013] (1T)	-504	-235	269	$8,36 \cdot 10^{-5}$
[Kranc, 2001]	-618	-466	152	$4,50 \cdot 10^{-5}$
[Nasser, 2010]	-253	-194	59	$1,59 \cdot 10^{-5}$
[Laurens, 2016]	-627	-265	362	$1,20 \cdot 10^{-4}$

En regardant le classement des résultats entre le potentiel électrique de surface le plus faible et les courants d'échange globaux (Figure II-32 et Figure II-33), il n'y a pas de tendance qui se révèle et le classement entre auteurs n'est pas le même. En effet, [Kranc, 2001] ayant un potentiel très proche du potentiel le plus électro-négatif (-618mV/ECS), le courant global est le second moins important ($4,5 \cdot 10^{-5}$ A).

Les Figure II-33 et Figure II-34 donne une comparaison entre les courants d'échange globaux et les gradients de potentiel observés en surface. Les classements selon les différents jeux de paramètres sont les mêmes. Bien que les paramètres de simulations soient différents les uns des autres, il en ressort qu'il est préférable de se référer aux gradients de potentiel observés en surface du béton plutôt qu'aux valeurs de potentiels les plus électro-négatives pour caractériser un état de corrosion et surtout une vitesse de corrosion.

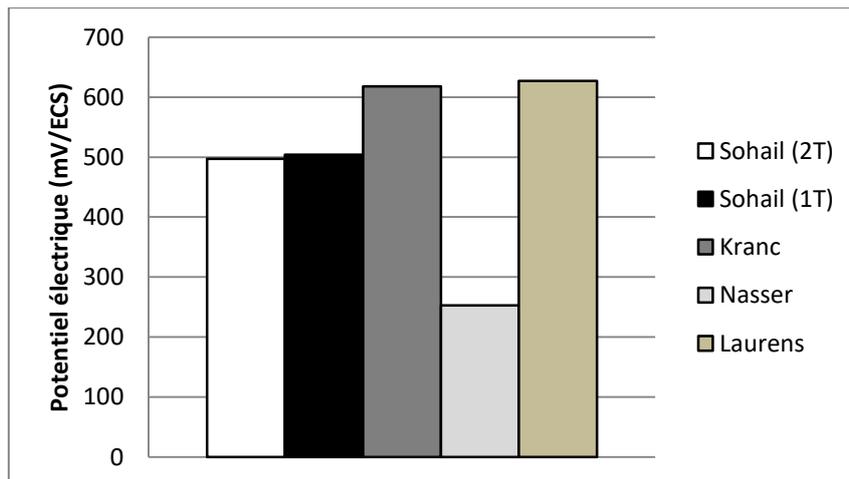


Figure II-32 : Potentiel électrique en surface le plus électro-négatif (reporté en valeur absolue) en fonction des paramètres de Butler-Volmer utilisés ; $L_{za}=10\text{cm}$, $\rho=200\Omega.m$, $c=2\text{cm}$.

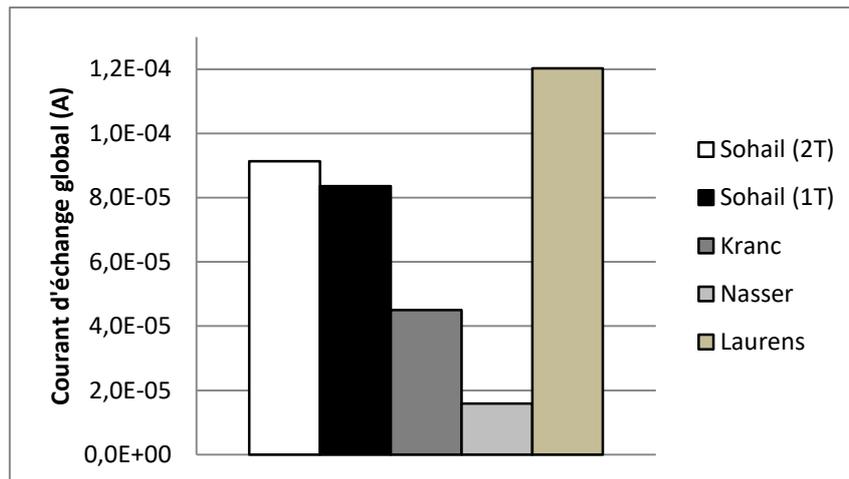


Figure II-33 : Courant d'échange global en fonction des paramètres de Butler-Volmer utilisés ; $L_{za}=10\text{cm}$, $\rho=200\Omega\cdot\text{m}$, $c=2\text{cm}$.

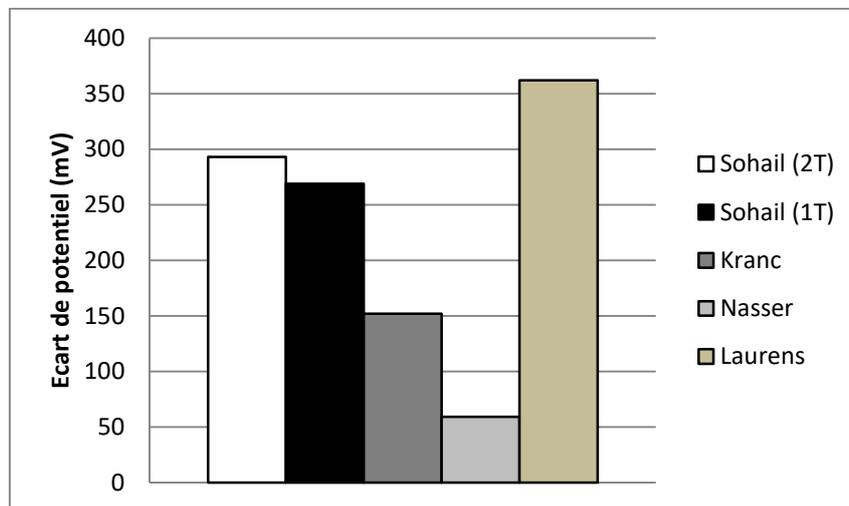


Figure II-34 : Fenêtre de potentiel en surface de la dalle en fonction des paramètres de Butler-Volmer utilisés ; $L_{za}=10\text{cm}$, $\rho=200\Omega\cdot\text{m}$, $c=2\text{cm}$.

Pour résumer, les paramètres de Butler-Volmer ont une importance cruciale dans la simulation de la corrosion du béton armé. Un nombre important de jeux de paramètres existe dans la bibliographie donnant des cinétiques électrochimiques très variées et donc des résultats de simulation très différents. Dans les conditions appliquées ($200\Omega\cdot\text{m}$, $L_{za}=10\text{cm}$, $c=2\text{cm}$), les résultats de simulation donnent des domaines de potentiel compris entre -600 et -200mV/ECS , pour des gradients allant de 60 à 360mV et des intensités d'échange de l'ordre de 10^{-5} à 10^{-4}A . Ces domaines sont assez étendus mais ce n'est pas nécessairement un défaut car il existe un jeu de paramètres qui va correspondre pour chaque association de béton/armature/type d'attaque.

II.6. Conclusion

Cette étude a mis en avant l'utilisation d'un outil de simulation numérique par éléments finis et plus particulièrement un modèle utilisant la loi électrocinétique de Butler-Volmer pour simuler les échanges galvaniques dans une dalle en béton armé en présence d'une zone de corrosion.

La simulation des lignes de courant dans ce volume a permis de voir les informations possibles à extraire via les champs de potentiels dans et en surface du béton, des répartitions de densités de courant en surface des armatures, ou encore le courant d'échange global par intégration de ces densités de courant. Cette campagne de simulation a permis de mettre en exergue l'influence des nombreux paramètres intrinsèques à la dalle de béton comme la taille de la zone corrodée, l'épaisseur d'enrobage, la présence d'un second treillis et d'un second spot de corrosion, mais aussi de la porosité, du taux de saturation et de la température via la résistivité. Elle a aussi permis de montrer que le choix du pas de mesure est déterminant dans la finesse de détection des zones corrodées ceci afin de capter les informations nécessaires afin de définir leur présence ou non.

Finalement, nous avons pu voir qu'il est possible de retirer une meilleure information par l'observation des écarts de potentiel et par la même occasion des gradients en surface du béton que par l'exploitation directe des valeurs de potentiel absolu conformément à l'approche proposée par l'ASTM.

Chapitre III. Développement de la méthodologie

III.1. Introduction

Le but du volet expérimental est de pouvoir montrer l'efficacité de la méthode de mesure utilisant deux électrodes de référence pour la détection de zones corrodées.

Le premier point consiste à réaliser des essais de détection de zones de corrosion sur des dalles de grandes dimensions. Pour cela, deux dalles de 3x3x0,15m en béton armé ont été coulées, la première avec une épaisseur d'enrobage constante et la seconde avec un enrobage variable. Outre le fait de travailler à l'échelle structurelle en conditions réalistes, l'avantage d'avoir une dalle de grande taille est qu'elle peut être découpée en différentes zones afin d'obtenir plusieurs conditions d'essais.

Dans ce chapitre seront présentées la conception de ces dalles, ainsi que la formulation du béton utilisé, mais aussi la détermination des caractéristiques mécaniques et physico-chimiques telles que : la résistance en compression, la porosité ouverte, le coefficient de migration des chlorures et la résistivité. Une deuxième partie consiste à développer un protocole de création de sites de corrosion localisée sur de petites éprouvettes, étape nécessaire afin de pouvoir être transposé aux dalles de grandes dimensions. Pour finir, la méthode de mesure de gradient de potentiel et son exploitation seront présentées.

III.2. Conception des dalles en béton armé

III.2.1. Dimensions

Afin de réaliser des essais proches des conditions sur site, le choix a été fait de couler deux dalles de grandes dimensions. Les dimensions ont été choisies égales à 3x3x0,15m afin de travailler avec des panneaux de treillis soudés commercialisés de taille 6x2,4m. Le choix du treillis s'est porté sur un modèle ST65C de maille carrée de 100mm et de diamètre 9mm. Notons que ces caractéristiques ont été retenues car dans le cadre du projet ATALANTE des mesures de pénétration d'ondes radar ont été réalisées : une densité de treillis importante était intéressante afin de vérifier la faisabilité de ces mesures.

La première dalle possède une épaisseur d'enrobage constant de 2cm du treillis supérieur et inférieur (Figure III-1 et Figure III-3) tandis que la seconde dalle est composée de trois profondeurs d'enrobages différentes de 7, 4 et 1cm pour le treillis supérieur, et de 2cm pour le treillis inférieur (Figure III-2 et Figure III-3).

Les traits en pointillés positionnés sur les schémas de coupe en vue horizontale (Figure III-3) correspondent aux limites des différentes zones de travail d'une surface minimum de 1m². La dalle à épaisseur d'enrobage constant ne comporte pas de treillis sur une zone de 3x0,6m pour pouvoir positionner des sondes de température de marque HoneyWell HIH-4602C dans la dalle à différentes profondeurs d'enrobage de 10, 7,5, 5, et 2,5cm et également de pouvoir réaliser d'éventuelles mesures de résistivité ou des carottages dans le cadre du projet ATALANTE.



Figure III-1 : Photo de la dalle à épaisseur d'enrobage constante



Figure III-2 : Photo de la dalle à épaisseur d'enrobage variable

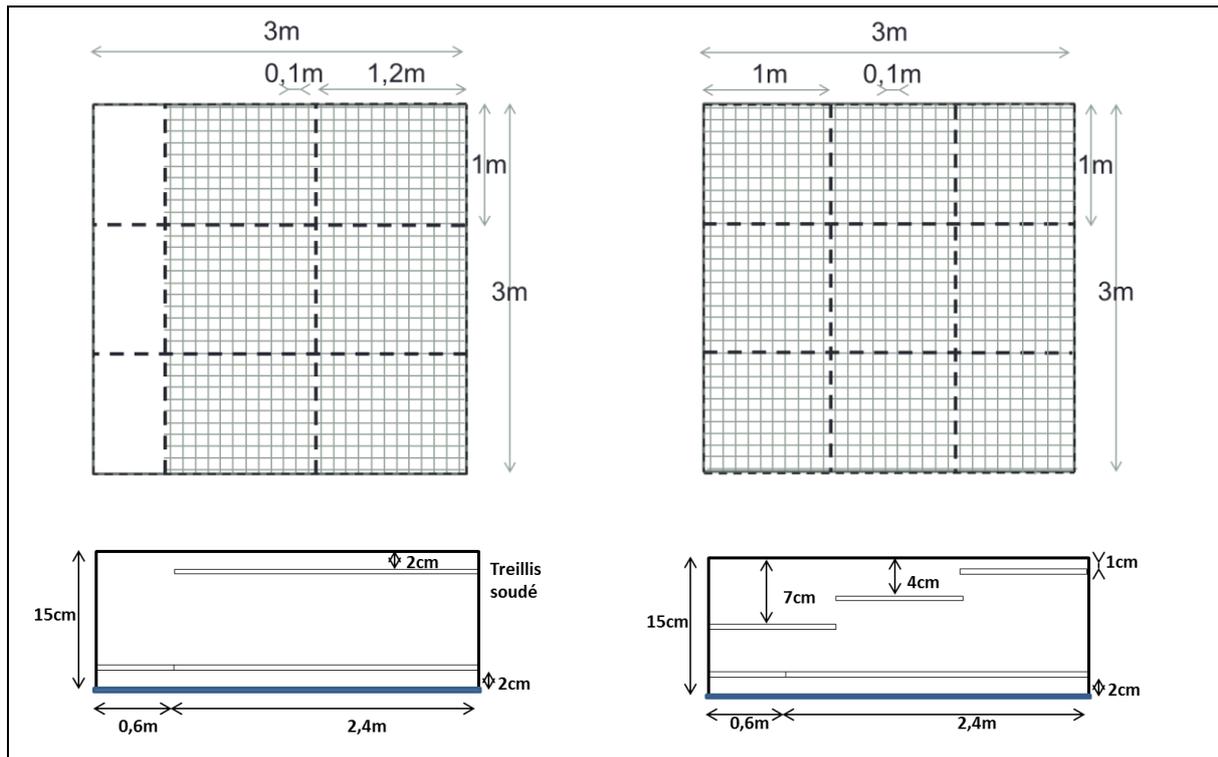


Figure III-3 : Schéma des dalles à épaisseur d'enrobage constante (à gauche) et variable (à droite) avec une vue du dessus du treillis supérieur et une vue en coupe.

En ce qui concerne la mise en place de la dalle, une bâche en polyane double épaisseur est utilisée pour isoler la dalle du support au sol et éviter ainsi tout type d'échanges. En fond de dalle, les épaisseurs d'enrobages de 2cm sont maintenues grâce à des cales en plastiques classiques (Figure III-4A) pour le treillis inférieur. Le maintien de l'épaisseur d'enrobage du treillis supérieur se fait grâce à des aciers traversant le coffrage, mais aussi à des cales en PVC (Figure III-4B). Ces cales permettent d'éviter l'affaissement du treillis au centre de la dalle et maîtriser ainsi au mieux l'épaisseur d'enrobage en tout point. Le choix s'est porté sur ce matériau pour éviter une éventuelle liaison électrique entre les treillis supérieur et inférieur ou toute autre interaction avec les aciers ou le béton.

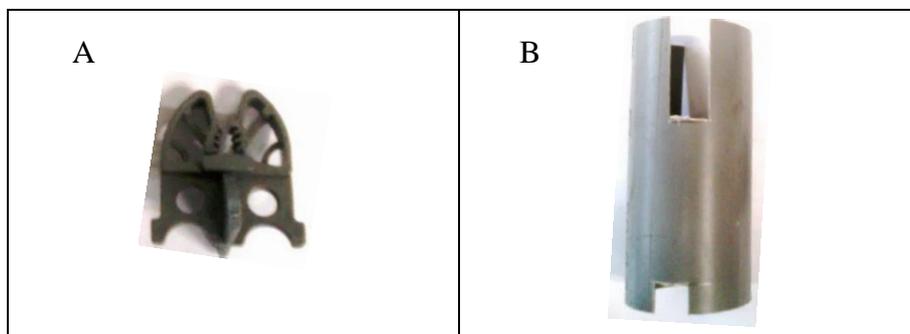


Figure III-4 : Photos des cales de maintien des épaisseurs d'enrobage

En même temps que ces deux grandes dalles, des éprouvettes de différentes tailles ont été coulées (Tableau III-1). Une partie de ces éprouvettes est destinée à réaliser des essais de caractérisation du béton comme la résistance en compression ou la porosité, et d'autres à développer le protocole de création accélérée de corrosion.

Tableau III-1 : Récapitulatif des éprouvettes coulées

Forme	Dimensions (cm)	Armatures	Essais réalisés	Nombre
Prisme rectangle	28x25x7	Treillis	Protocole de création accélérée de corrosion	7
Prisme rectangle	60x60x12	Treillis	Protocole de création accélérée de corrosion	1
Cylindre	11x22	Non	Résistance en compression, porosité, résistivité, migration Cl ⁻	19

Afin de réaliser un coulage en une seule fois pour l'ensemble de la campagne expérimentale, il a été nécessaire de faire appel à une centrale à béton. En effet, au vu des volumes demandés, une livraison de béton prêt à l'emploi (CEMEX) a été effectuée. Suite au coulage, une cure de 28 jours est réalisée afin d'éviter une fissuration par dessiccation au jeune âge. Les dalles sont donc placées sous des bâches en polyane et humidifiées quotidiennement durant cette période.

III.2.2. Composition du béton

Une classe de consistance S3 du béton frais a été retenue afin de pouvoir vibrer correctement le béton au vu de la densité de ferrailage des dalles. La formulation du béton doit également donner lieu à une porosité ouverte minimale de 16% pour que la dégradation des armatures soit réalisable rapidement. Un rapport E/C $\leq 0,65$ a été retenu afin de respecter les limites de la norme EN 206 des classes d'exposition les moins sévères. Pour finir, le béton doit correspondre à une classe de résistance C20/25, valeur courante pour une dalle ou un plancher BA.

Le Tableau III-2 donne la formulation du béton utilisé pour un poids volumique de 2380kg/m³. Nous pouvons remarquer que du filler calcaire a été utilisé afin d'optimiser squelette granulaire.

Tableau III-2 : Formulation du béton

	Masse (kg)	Pourcentage massique (%)
Granulat 4/14	984	41,3
Sable 0/4	847	35,6
CEM I 52,5 N	258	10,8
Eau d'apport	203	8,5
Filler calcaire	86	3,6
Super plastifiant (Isoflex 771)	1,72	0,1

La composition du ciment employé est spécifiée l'Annexe I.

Le rapport E/C théorique est converti en rapport Eau efficace sur Liant équivalent. En prenant en compte l'eau absorbée par les granulats et un coefficient d'équivalence k égal à 0,25 pour le filler calcaire, il devient :

$$\frac{E_{eff}}{L_{eq}} = \frac{E_{eff}}{C + kA} \quad \text{Eq III-1}$$

$$\frac{E}{L_{eq}} = \frac{203 - 23}{(258 + 0,25 \times 86)} = 0,644 \quad \text{Eq III-2}$$

Le rapport E_{eff}/L_{eq} respecte bien le cahier des charges préalablement défini. La formulation étant spécifiée, il convient maintenant de vérifier les paramètres à l'état frais et l'état durci, notamment en termes de durabilité.

III.2.3. Caractérisation

III.2.3.a. Résistance en compression

Après 28 jours de cure en salle humide (HR=90%), une partie des éprouvettes cylindriques 11x22cm sont testées en compression. Les résultats obtenus donnent une moyenne de 27,9MPa \pm 0,5 MPa. Un autre lot d'éprouvettes 11x22cm stockées en extérieur donne une moyenne 26,6MPa \pm 2,0 MPa. Ces valeurs montrent que la résistance en compression est bien conforme au cahier des charges.

III.2.3.b. Porosité ouverte

Suivant la méthode de l'AFPC [**Grandubé**], il a été possible de déterminer des valeurs de porosités accessibles à l'eau. La porosité des éprouvettes exposées en salle humide atteint une moyenne de 19,9% \pm 0,1%. Celle des éprouvettes en extérieur atteint une porosité moyenne de 20,4% \pm 0,3%. Il y a donc une légère différence entre les résultats obtenus pour les éprouvettes exposées en salle humide durant 28 jours et celles stockées en extérieur. La porosité est plus

faible et la résistance en compression plus élevée pour les éprouvettes exposées en salle humide. Ce phénomène s'explique par une meilleure cure pour la conservation en salle humide, entraînant une meilleure hydratation du ciment. Selon l'AFGC [AFGC, 2004], ces valeurs de porosités supérieures à 16% sont significatives d'une durabilité potentielle très faible.

III.2.3.c. Coefficient de migration des chlorures

La création accélérée de zones corrodées étant effectuée par une méthode de migration des chlorures il est important de situer cette formulation de béton grâce à la norme [NT Build 492]. Une éprouvette de béton cylindrique est positionnée dans un compartiment étanche comportant une solution de NaOH d'un côté (anolyte) et une solution de NaCl de l'autre (catholyte). Un courant est alors injecté faisant migrer les ions chlorures de la cathode qui est polarisée négativement vers l'anode polarisée positivement.

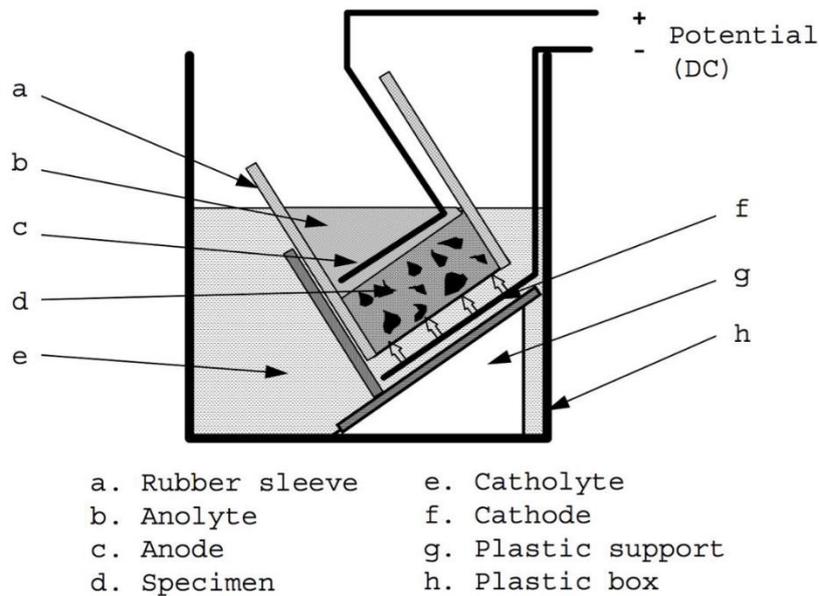


Figure III-5: Schéma du procédé de migration de chlorures [NT Build 492].

Cet essai a donné une profondeur de pénétration en chlorure moyenne de 2,33cm, dans les conditions suivantes : 23°C, une longueur d'éprouvette de 50mm, une tension de 24,8V et une durée d'essai de 24h. A partir de ces résultats et en utilisant l'Eq III-2, un coefficient de migration de $1,45 \cdot 10^{-11}$ à plus ou moins $0,16 \cdot 10^{-11} \text{ m}^2/\text{s}$ est calculé. Selon l'AFGC, cette valeur comprise entre 10^{-11} et $5 \cdot 10^{-11} \text{ m}^2/\text{s}$ correspond à une durabilité potentielle du béton faible.

$$D_{nssm} = \frac{0,0239 \cdot T \cdot L}{(U - 2) \cdot t} \cdot \left(x_d - 0,0238 \sqrt{\frac{T \cdot L \cdot x_d}{U - 2}} \right) \quad \text{Eq III-3}$$

Avec :

D_{nssm} : coefficient de migration en condition non stationnaire (m²/s),

T : température (K),

L : épaisseur de l'éprouvette (mm),

U : tension appliquée entre les bornes (V),

x_d : moyenne des profondeurs de pénétration des chlorures (mm),

t : durée de l'essai (h).

III.2.3.d. Résistivité et taux de saturation

Afin de savoir dans quel domaine de résistivité se situe le béton employé, il est intéressant de relier cette grandeur à un taux de saturation. Pour ce faire, deux éprouvettes cylindriques 11x7cm sont saturées suivant la méthode décrite par l'AFPC ([AFPC, 1997]). Cela permet donc d'obtenir la masse de l'éprouvette pour une saturation de 100%. Ensuite les éprouvettes sont séchées puis pesées à diverses échéances tout en mesurant la résistivité en transmission. Le séchage est réalisé dans une pièce fermée à température et humidité non contrôlées d'environ 18°C et 60%HR. Les mesures sont donc réalisées à plusieurs instants au cours de séchage ; l'éprouvette n'est donc pas à l'équilibre avec le milieu environnant.

La mesure de résistivité est réalisée en transmission à l'aide du dispositif présenté par la Figure III-6. Ce dispositif comporte un générateur permettant de délivrer un courant alternatif qui est connecté à deux grilles d'acier inoxydable. Ces plaques sont en contact avec de fines éponges peu humidifiées permettant d'assurer un bon contact électrique entre les grilles et l'éprouvette. L'intensité du courant électrique ainsi que la tension délivrée sont mesurées à l'aide de deux multimètres qui permet de calculer la résistivité globale du matériau selon la loi d'Ohm (Eq III-4).

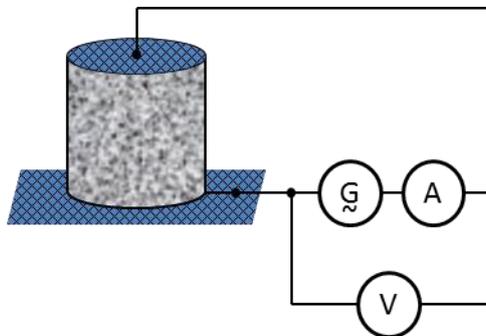


Figure III-6 : Schéma du montage électrique de mesures de résistivité en transmission

$$R = \frac{U}{I} \quad \text{Eq III-4}$$

Il est ensuite possible de relier la résistance à la résistivité avec les dimensions du matériau d'étude :

$$R = \rho \cdot \frac{L}{S} \quad \text{Eq III-5}$$

Appliqué à notre cas et connaissant la géométrie du matériau étudié il est alors possible de relier la résistivité aux mesures réalisées :

$$\rho_c = R \cdot \frac{S}{L} = \frac{U}{I} \cdot \frac{S}{L} \quad \text{Eq III-6}$$

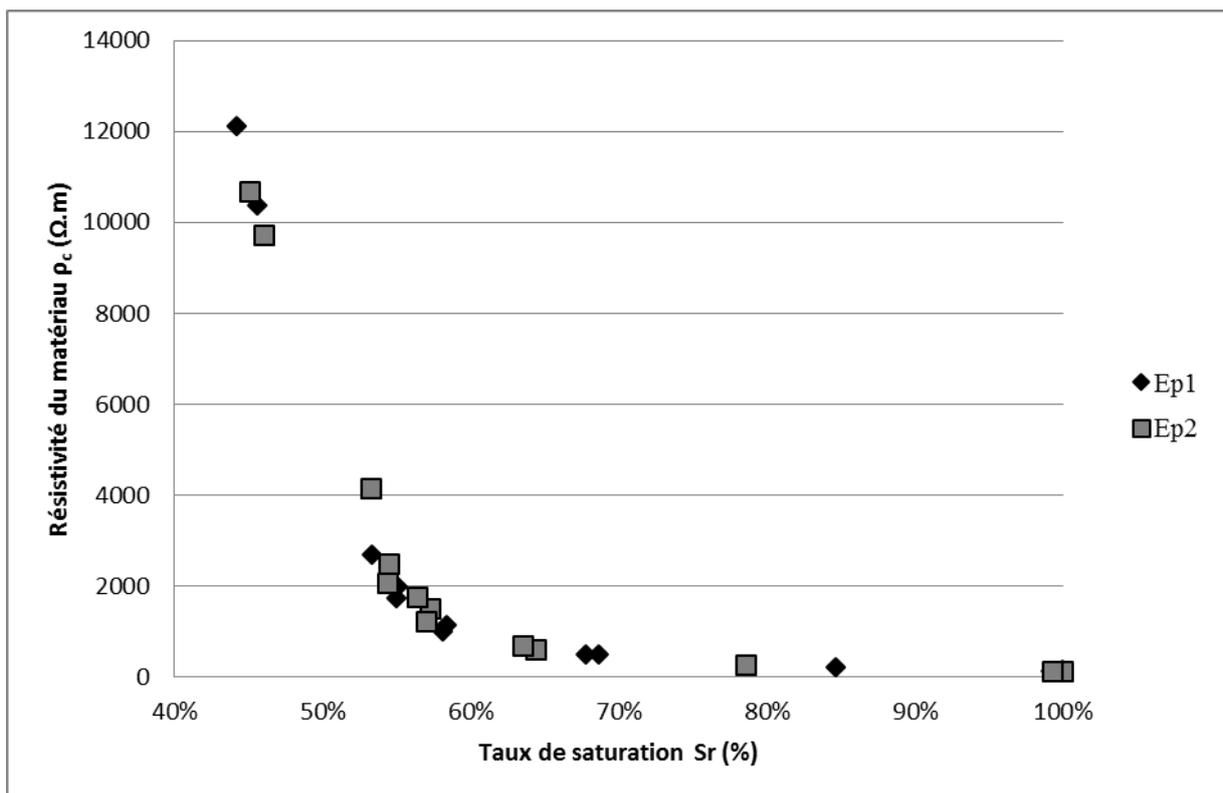


Figure III-7 : Évolution de la résistivité en fonction du taux de saturation de deux éprouvettes cylindriques

Il existe une relation empirique (loi d'Archie) reliant la résistivité d'une roche poreuse en fonction de son taux de saturation (Eq III-7).

$$\rho_c = a \cdot p^{-m} \cdot \rho_w \cdot Sr^{-n} = A \cdot Sr^{-n} \quad \text{Eq III-7}$$

Avec a qui dépend du type de roche compris entre 0,6 et 2,2 ; m un facteur de cimentation compris entre 1,8 et 2 ; ρ_w résistivité de la solution interstitielle ($\Omega.m$) ; n un facteur proche de 2. Dans le cas présent, les différents paramètres constants peuvent être regroupés sous l'appellation A . Il est alors possible d'obtenir une relation linéaire entre la résistivité du matériau et son taux de saturation via leurs logarithmes :

$$\log(\rho_c) = \log(A) - n \cdot \log(Sr) \quad \text{Eq III-8}$$

Dans le cas présenté ici, la loi puissance reliant la résistivité du matériau au taux de saturation (Figure III-8) où A est égal à 91,5 et n est égal à -5,364 ne représente pas parfaitement la tendance des résultats expérimentaux, mais c'est celle qui s'en rapproche le plus avec un coefficient de détermination égal à 0,92.

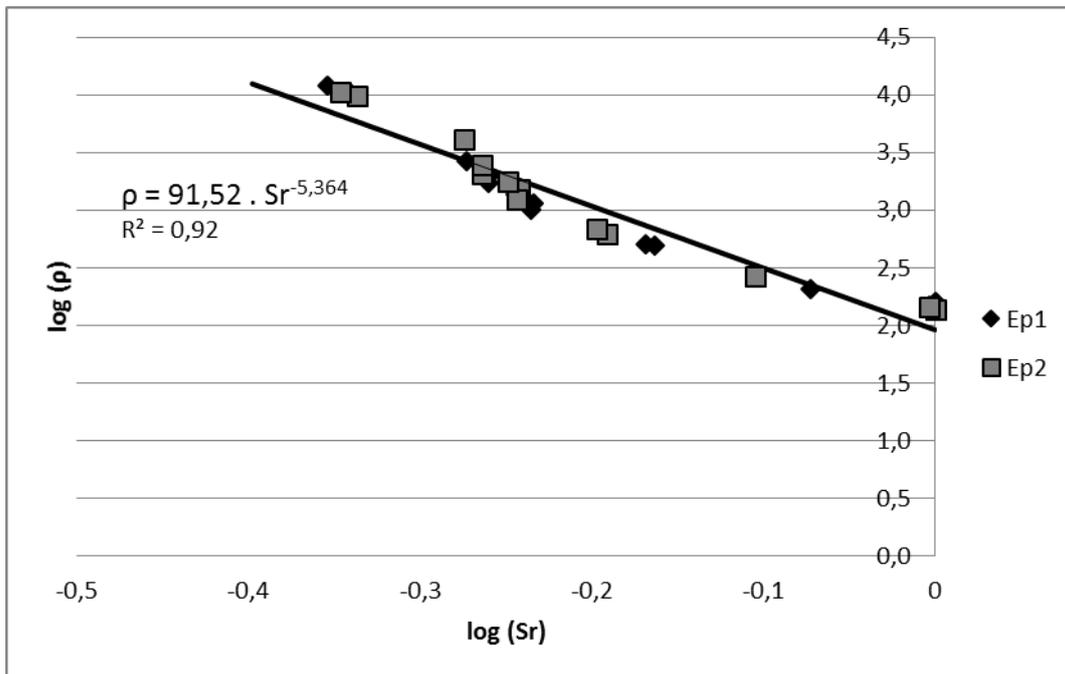


Figure III-8 : Évolution de la résistivité en fonction du taux de saturation de deux éprouvettes cylindrique sur une échelle log-log.

Nguyen et al [Nguyen, 2017] est parvenu à obtenir la relation suivante : $\rho = 24,85 \cdot Sr^{-3,626}$ avec un coefficient de détermination R^2 de 0,97 pour des cylindres de dimension 7x12cm. Cette différence s'explique par un protocole de conditionnement différent permettant d'obtenir une humidité homogène dans les éprouvettes. Au contraire, les éprouvettes étudiées dans notre cas

ont certainement des gradients de taux de saturation. A cœur, ces éprouvettes contiennent probablement plus d'eau qu'aux extrémités.

III.3. Création de zones corrodées accélérée

III.3.1. Méthodologie

Afin de réaliser des essais de détection de zones corrodées, il est au préalable nécessaire de mettre au point un protocole afin de créer des spots de corrosion de manière localisée et accélérée sur le treillis des dalles de béton armé. Il y a une double contrainte de temps afin de pouvoir entrer dans le cadre de la thèse et de ne pas laisser le matériel en extérieur plus de deux semaines. Avant de réaliser les spots sur les dalles de grandes dimensions, des essais préliminaires sur de petites dalles de formulation similaire sont réalisés (Tableau III-3). Le béton est un CEM I avec un rapport E/C de 0,77 ; le treillis d'armature utilisé est composé de barres d'aciers hautes adhérences façonnées et ligaturées à la main.

Tableau III-3 : Formulation du béton test

	Pourcentage massique (%)
Granulat 4/10	43,7
Sable 0/4	34,2
CEM I 52,5N	12,5
Eau	9,6

Ces tests préliminaires permettent de mettre au point le protocole et de montrer son efficacité. C'est ensuite qu'un test de validation est réalisé sur une dalle de mêmes dimensions, mais issue du même coulage que les grandes dalles de 3x3m.

Ces premiers essais de corrosion localisée sont réalisés sur des dallettes de 28x25x7cm (Figure III-9) comportant un treillis de maille carré de 10cm. La découpe du treillis a été faite de manière à avoir un croisement d'armatures au centre de la dalle. Du polystyrène est utilisé lors du coulage afin de pouvoir garder accessible une partie du treillis après durcissement du béton afin de réaliser une connexion électrique aux armatures.

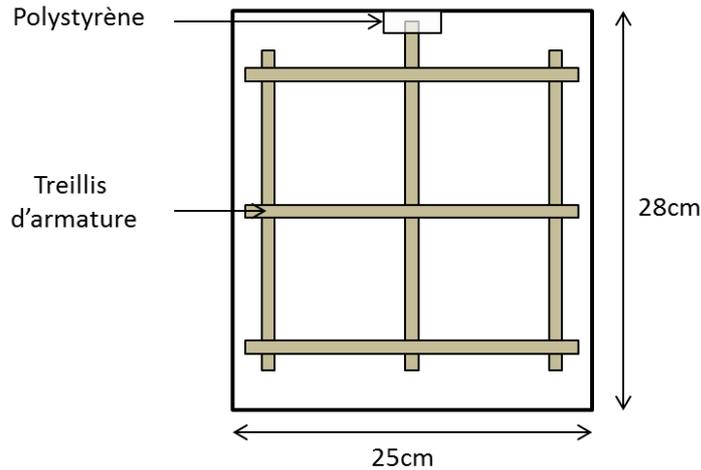


Figure III-9 : Schéma d'une dalle armée de 28x25x7cm utilisée pour le développement du protocole de création accélérée de corrosion.

Afin de développer une méthode de détection de la corrosion, il était nécessaire de créer de la corrosion sur des armatures rapidement et de façon localisée. Le procédé choisi est une méthode de migration [Ait Mokhtar, 2013] [Gao, 2014] qui permet de faire pénétrer les ions chlorure grâce à une tension imposée entre une contre-électrode et les armatures. La tension imposée a été choisie car des essais de détermination de coefficient de migration des chlorures ont permis d'obtenir une gamme de tension utilisable (voir III.2.3.c).

Pour réaliser cet essai, un dispositif à trois électrodes (Figure III-10) est utilisé, comportant l'électrode de travail (WE) correspondant aux armatures, la contre-électrode en acier inoxydable (CE) ainsi qu'à une électrode de référence au calomel saturé (REF). Ce dispositif d'électrodes est utilisé pour permettre l'injection du courant à l'aide d'un générateur (elc - alimentation 3 voies), mais aussi de faire un suivi au cours du temps. Une chaîne d'acquisition (Yokogawa - MW100 Data Acquisition Unit) permet de faire le suivi de trois grandeurs caractéristiques qui sont la tension aux bornes du générateur, l'intensité de courant délivrée, et la tension mesurée entre l'électrode de référence et le treillis d'armatures. La fréquence d'acquisition est de l'ordre de la seconde durant les premières heures d'essais puis de la minute jusqu'à la fin de l'essai de tension imposée.

Afin d'avoir une connexion ionique permanente entre les armatures et les deux autres électrodes, un tube en PVC, de diamètre intérieur 60mm, est collé à l'aide de mastic d'étanchéité en surface de la dalle au niveau du croisement de l'armature (Figure III-10). Le manchon est ensuite rempli avec 300mL d'une solution de chlorure de sodium à une concentration de 20g/L. Dans cette solution se trouve la contre-électrode en acier inoxydable ainsi que l'électrode de référence de type calomel saturé. Un générateur est alors connecté aux armatures et à la contre-électrode afin de délivrer un courant continu dont la tension est fixée à 20V. Cette tension a été choisie afin de se situer dans la gamme de tension proposée par la norme [NT Build 492] et donc dans une durée d'essai similaire.

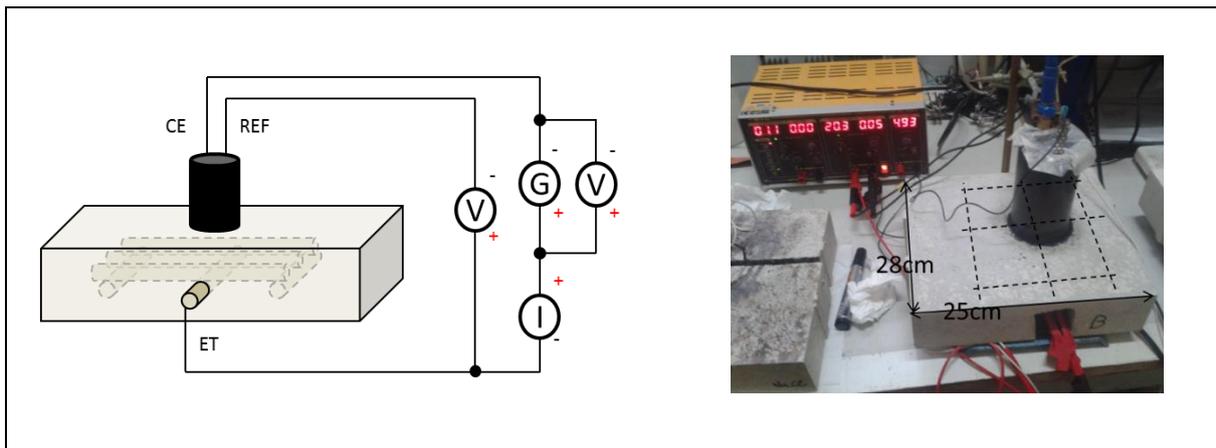


Figure III-10 : Schéma et photo du dispositif de création de corrosion.

III.3.2. Prétest sur formulation similaire

III.3.2.a. Contrôle destructif et observation visuelle

Afin de vérifier l'influence de l'injection d'un courant au travers du béton, deux dalles sont étudiées. L'éprouvette A ne comportant pas d'injection de courant, correspondant à l'éprouvette témoin et l'éprouvette B sur laquelle une tension de 20V est appliquée entre la contre-électrode et le réseau d'armatures.

Après un peu plus de 70h d'essai, les éprouvettes A et B sont sciées afin de mesurer la profondeur de pénétration des chlorures. Ceci est réalisé en appliquant une solution de nitrate d'argent à 0,1mol/L sur la section préalablement sciée. La formation d'un précipité blanc composé de chlorures d'argent indique la présence de chlorure (Figure III-11). L'éprouvette A comporte une profondeur de pénétration de chlorures de 1,5cm, phénomène induit par la diffusion de ces ions, mais surtout par l'absorption capillaire de la solution. Le spécimen B comporte une pénétration maximale de 5,2cm, ce qui est environ 3 fois la valeur du spécimen témoin. Cette pénétration plus importante est donc induite par l'injection du courant et donc au transport de celui-ci par les ions chlorures via le phénomène de migration.



Figure III-11 : Photos des éprouvettes A (diffusion/absorption) et B (diffusion/absorption/migration) après l'essai de migration de chlorure, sciage et pulvérisation d'une solution d' AgNO_3 .

La Figure III-11 montre que le front de pénétration de chlorure n'atteint pas les armatures de l'éprouvette A mais dépasse bien celles de l'éprouvette B. Afin de vérifier la présence de produits de corrosion, les dalles sont alors autopsiées en enlevant le béton recouvrant les armatures.

Cette autopsie montre que l'éprouvette A n'a aucune trace de corrosion que ce soit en surface de l'armature (Figure III-12A) ou par empreinte sur le béton (Figure III-12C). En revanche, l'éprouvette B montre une présence importante de produits de corrosion que ce soit à la surface des armatures (Figure III-12B) ou bien par empreinte sur le béton que ce soit en partie supérieure ou inférieure (Figure III-12D et E). La partie supérieure des barres est corrodée sur 20cm en longueur et 14,5cm en largeur et de 19,5cm sur la partie inférieure de la barre supérieure contre 13,5cm sur la barre inférieure.

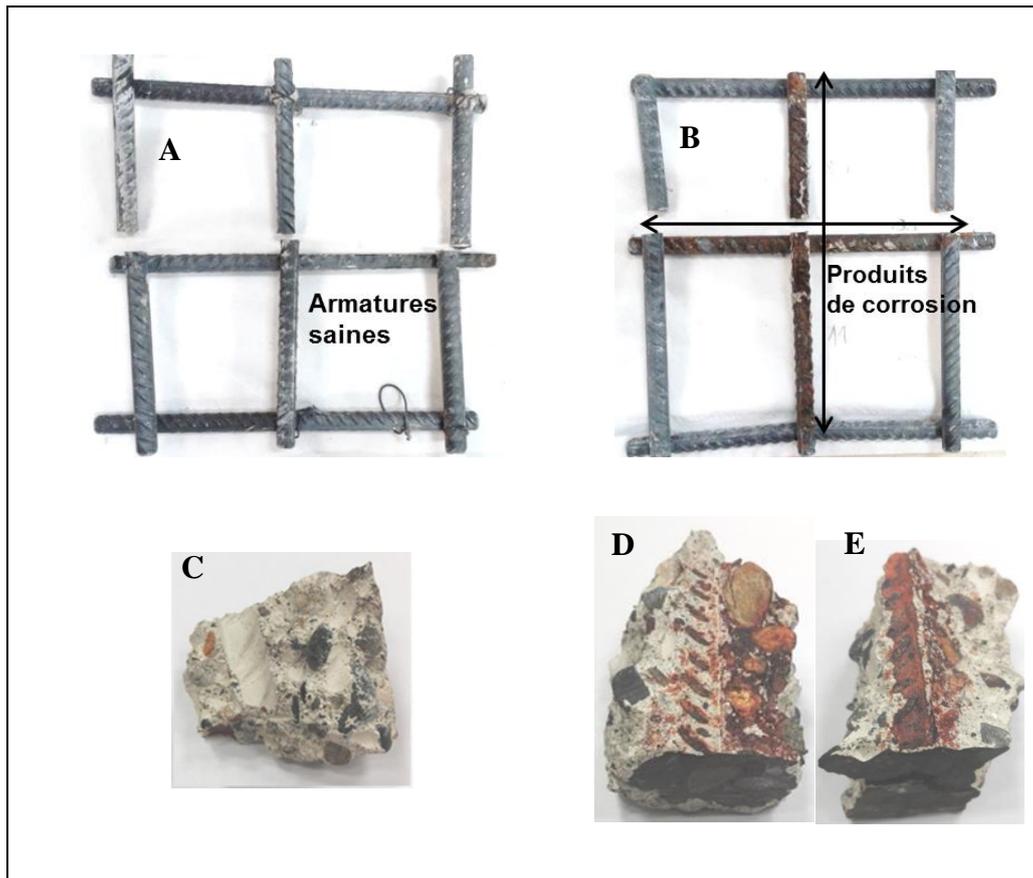


Figure III-12 : Photos des autopsies des éprouvettes A (diffusion/absorption) et B (migration/diffusion/absorption) après extraction des aciers.

III.3.2.b. Suivis durant l'essai

Durant l'essai de migration des ions chlorure, un suivi du pH est réalisé, à l'aide d'un pH-mètre, dans le manchon contenant la solution de chlorure à injecter. Le suivi de l'éprouvette A montre qu'en début d'essai le pH est neutre, puis une évolution importante vers un pH plus basique de 9,5 est constatée après 2h30, ce pH ne variant alors plus jusqu'à la fin de l'essai. Concernant l'éprouvette B, le pH augmente fortement en début d'expérience jusqu'à atteindre une valeur de 12,8 au bout de 6h puis une augmentation moins rapide, mais régulière jusqu'à la fin de l'essai atteignant un pH de 13,1.

Le pH de l'éprouvette A augmente assez peu par rapport à l'éprouvette B, car cette augmentation est uniquement due à une lixiviation superficielle de l'éprouvette libérant des ions calcium et hydroxyles jusqu'à atteindre un certain équilibre. En ce qui concerne l'éprouvette B, un deuxième phénomène apparaît, il s'agit de la formation d'ions hydroxyles induits par la réaction électrochimique de la contre-électrode en acier.

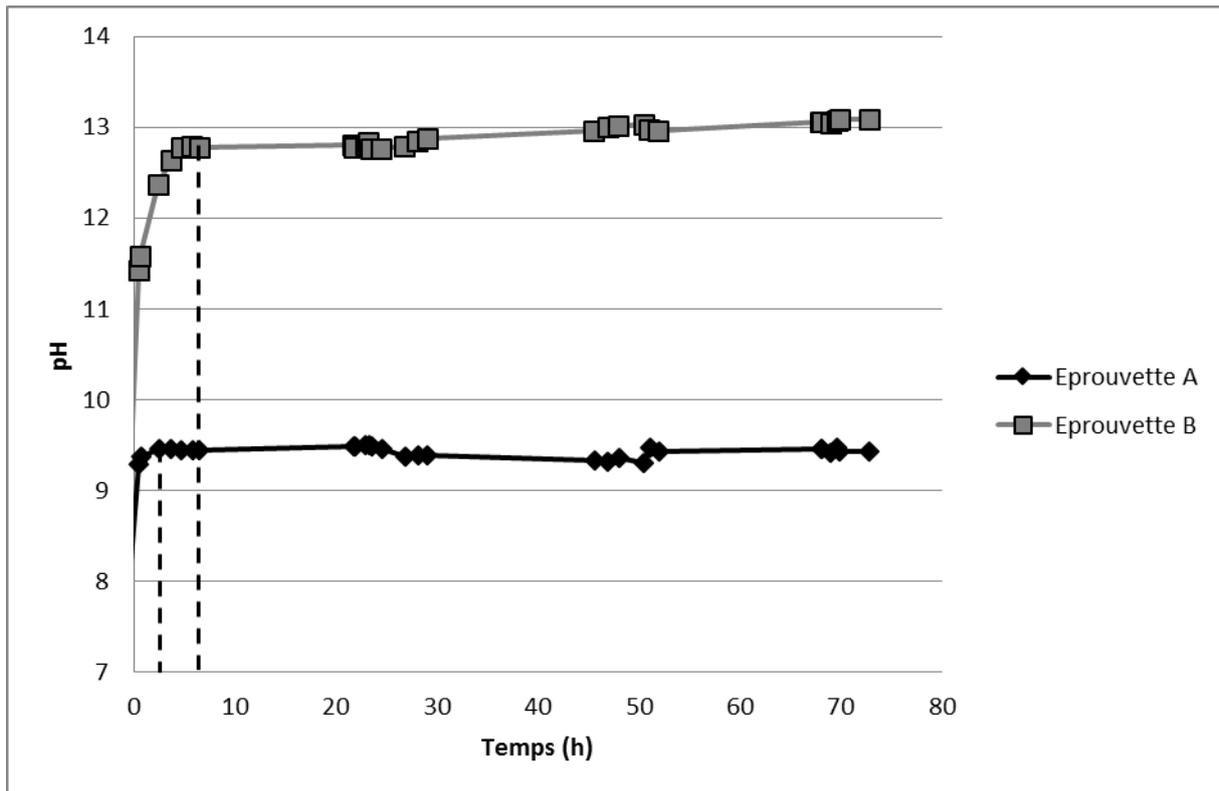


Figure III-13 : Suivi du pH dans les manchons des éprouvettes A et B.

La Figure III-14 montre le suivi en continu de trois autres grandeurs réalisé à l'aide d'une chaîne d'acquisition. Ces grandeurs sont la tension fournie par le générateur, le potentiel de l'armature ainsi que l'intensité électrique délivrée. La tension étant maintenue à 20V, elle n'est pas censée évoluer au cours du temps. C'est bien ce qui est observé, exception faite des chutes de tension dues à des problèmes d'alimentation du générateur, se traduisant aussi par une diminution des deux autres grandeurs.

Au regard du potentiel de l'armature, nous pouvons voir que celui-ci est stable jusqu'à une durée de polarisation de 41h, la valeur diminue brusquement pendant une heure et demie pour atteindre 14,9V. Nous pouvons penser que cela correspond à l'apparition et la détection d'un spot de corrosion puis à son accroissement. La valeur de potentiel de l'armature augmente à nouveau pour atteindre 16,1V puis diminuer à nouveau jusqu'à la fin de l'essai.

Concernant l'évolution de l'intensité, elle peut être découpée en trois phases. La première débute avec une intensité de 46,8mA qui augmente ensuite pendant 6h jusqu'à atteindre environ 59mA pour se stabiliser pendant une durée de 20h. C'est ensuite que l'intensité diminue jusqu'à l'arrêt de l'essai.

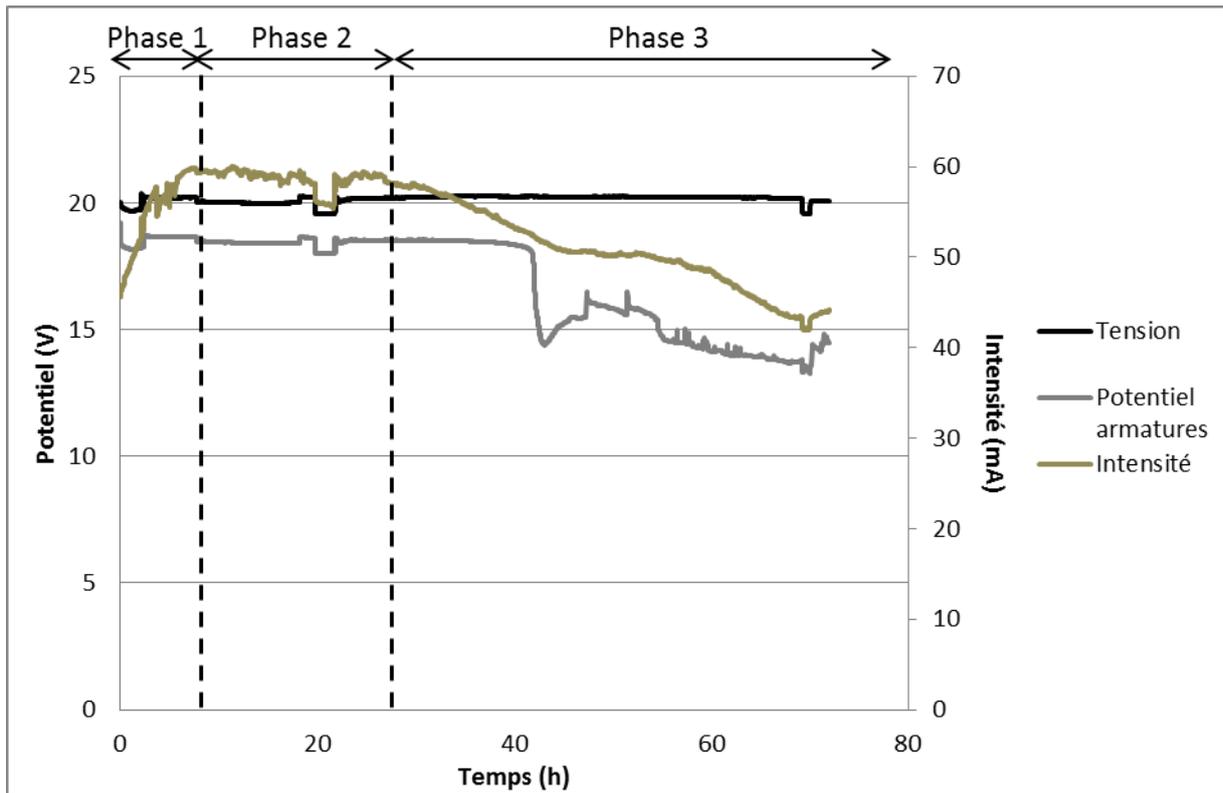


Figure III-14 : Suivi de la tension aux bornes du générateur, du potentiel de l'armature et de l'intensité au cours de l'essai de création accélérée de zones corrodées par migration de chlorures.

L'augmentation de l'intensité de la première phase peut être une conséquence de l'augmentation du pH. En effet, le pH augmente très fortement passant de 7 à 12,8, tout comme l'intensité qui passe de 46,8 à 58,5mA, dans les deux cas au bout de 6h d'essai. Le pH augmentant fortement dans le manchon, la conductivité de la solution augmente elle aussi. Ceci engendre une diminution des chutes ohmiques et donc une augmentation de l'intensité.

La deuxième phase correspondant à une phase de stabilisation des trois grandeurs observées. Puis la troisième phase se déclenche au bout d'environ 26h d'essai au moment où l'intensité commence à décroître. L'hypothèse est que cette décroissance correspondrait à une dépassivation de l'armature suivie par la production d'oxydes de fer et un accroissement de cette zone corrodée. Néanmoins d'après ce que nous avons montré dans le Chapitre II, une armature corrodée permet un échange d'électrons plus aisé qu'une armature non corrodée. Or nous voyons se produire l'effet inverse. Il est possible que les produits de corrosion aient colmaté la porosité (Figure III-12), induisant alors une augmentation locale de la résistivité du béton et donc une diminution de l'intensité observée.

Ce découpage en trois phases peut être comparé au principe évoqué par [Tuutti, 82] avec un schéma (Figure III-15) qui est adapté de Figure I-3. Ce schéma représente l'évolution du volume de produits de corrosion en fonction du temps. Les phases 1 et 2, se situeraient dans la période d'amorçage de la corrosion où la quantité de produits de corrosion est très faible et où

la pénétration des agents agressifs dans la porosité du béton est en cours. S'en suit la dépassivation de l'armature lorsque la concentration en agents agressifs est suffisante, engendrant alors une production importante de produits de corrosion. La propagation de la corrosion fait alors entrer le système dans la troisième phase.

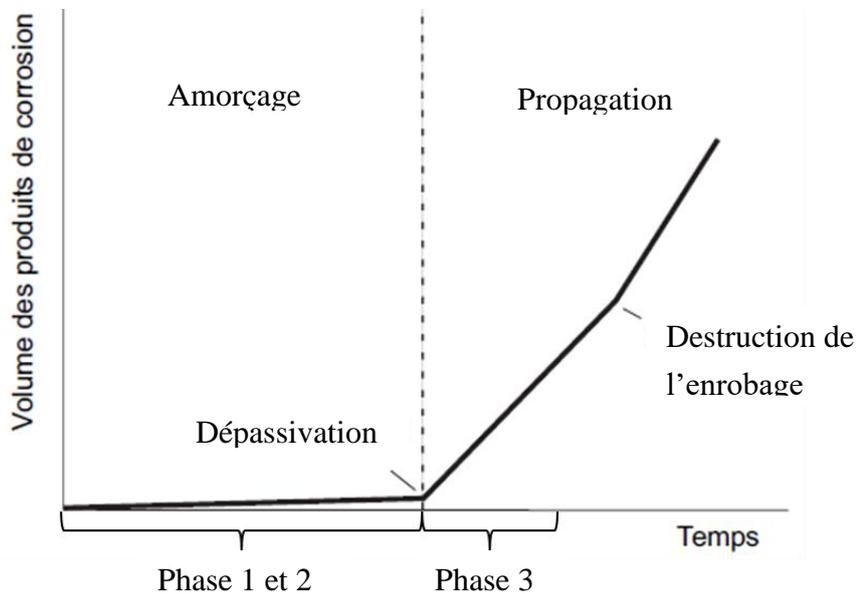


Figure III-15 : Schéma de l'évolution du volume de produit de corrosion au cours du temps adapté de [TUUTTI, 82].

III.3.2.c. Bilan matière

Le Tableau IV-1 est un récapitulatif des grandeurs mesurables dans le manchon afin d'effectuer un bilan matière. Ce bilan matière est effectué sur les ions OH^- à l'aide d'un pH-mètre et en Cl^- à l'aide d'un dosage redox par titrimètre. Nous pouvons voir que dans les deux cas les volumes de solutions dans le cylindre ont diminué. Cette diminution est de 60mL dans le cas de l'éprouvette A (diffusion) et de 160mL pour l'éprouvette B (diffusion-migration). Ces 100mL supplémentaires peuvent être expliqués par la réaction électrochimique à la contre-électrode qui consomme de l'eau pour produire du dihydrogène et des ions hydroxydes. En ce qui concerne les concentrations en chlorures, elles étaient de $3,77 \cdot 10^{-1} \text{ mol/L}$ initialement puis égales à $2,97 \cdot 10^{-1} \text{ mol/L}$ pour l'éprouvette A contre $1,70 \cdot 10^{-1} \text{ mol/L}$ pour l'éprouvette B ; soit une diminution de respectivement 21 et 55%.

Tableau III-4 : Bilan matière du manchon

	A et B initial	A final	B final
V (mL)	300	240	140
pH	7,2	9,5	13,1
[OH ⁻] (mol/L)	1,48.10 ⁻⁷	2,95.10 ⁻⁵	1,12.10 ⁻¹
[Cl ⁻] (mol/L)	3,77.10 ⁻¹	2,97.10 ⁻¹	1,70.10 ⁻¹

Les ions chlorures participent donc bien au transport du courant via la migration depuis le manchon jusqu'aux armatures. Dans le cas de l'éprouvette A, correspondant à un effet de diffusion sans migration, 37% des ions chlorures ont été consommés contre 79% pour l'éprouvette B (Tableau III-5). Ces chiffres divergent des pourcentages de diminution des concentrations. Cela s'explique par la différence de volume dans le manchon entre les deux éprouvettes puisque l'éprouvette A contient un volume de solution plus important que l'éprouvette B.

À l'aide de la relation suivante, il est possible de connaître le pourcentage du courant transporté par une espèce lors d'un essai de migration (Eq III-9). Cette relation permet d'obtenir le nombre de transport t_i , représentant le pourcentage de courant transporté par l'espèce i ; elle fait intervenir la concentration des ions présents dans la solution (C_i), mais aussi la charge électrique de ces ions (z_i) et pour finir leur mobilité ionique à dilution infinie (μ_i^0).

$$t_i = \frac{C_i \cdot \mu_i^0 \cdot |z_i|}{\sum (C_i \cdot \mu_i^0 \cdot |z_i|)} \cdot 100 \quad \text{Eq III-9}$$

Mais comme nous ne connaissons pas les concentrations de toutes les espèces, il n'est donc pas possible de déterminer ce nombre de transport. En revanche, il est possible de calculer un rapport entre les nombres de transport des ions chlorures et des ions hydroxydes (Eq III-10). Ces deux anions sont les principaux ions en compétition afin de transporter le courant depuis la contre-électrode vers les armatures. L'observation de ce paramètre devrait permettre de vérifier que la concentration initiale en ions chlorures est suffisante et qu'elle permet une bonne pénétration de ces derniers dans la porosité du béton.

$$\frac{t_{Cl^-}}{t_{OH^-}} = \frac{C_{Cl^-} \cdot \mu_{Cl^-}^0}{C_{OH^-} \cdot \mu_{OH^-}^0} \quad \text{Eq III-10}$$

Avec :

$$\mu_{Cl^-}^0 = 7,910 \times 10^{-8} \text{ m}^2/\text{s/V} \text{ et } \mu_{OH^-}^0 = 2,064 \times 10^{-7} \text{ m}^2/\text{s/V}.$$

Initialement la polarisation permet d'injecter 1 million de fois plus d'ions chlorures que d'ions hydroxydes, la solution étant à pH neutre. Mais durant l'essai le pH augmente jusqu'à 9,5 pour

l'éprouvette A et 13,1 pour l'éprouvette B, avec une diminution progressive de la concentration en chlorure. La diminution de la concentration en chlorure en parallèle à une augmentation de la concentration en ions hydroxyles va donc induire une forte baisse du rapport de nombres de transport. Concernant l'éprouvette A, ce rapport aurait été de 4000 dans le cas où elle aurait été polarisée après les 73h d'essai. En fin d'essai sur l'éprouvette B, c'est 1,7 fois plus d'ions hydroxyles que de chlorures qui sont injectés. Ces chiffres sont différents du rapport direct des concentrations en chlorures sur hydroxyles, car les ions OH^- transportent 2,5 fois plus de courant grâce à leur mobilité plus forte.

Tableau III-5 : Récapitulatif de l'exploitation du bilan matière sur l'efficacité du procédé

	A et B initial	A final	B final
n_{Cl⁻} (mol)	11,31.10 ⁻²	7,13.10 ⁻²	2,38.10 ⁻²
[Cl⁻]/[OH⁻]	2,55.10 ⁶	1,01.10 ⁴	1,5
t_{Cl⁻}/ t_{OH⁻}	9,76.10 ⁵	3,85.10 ³	0,58

Nous pouvons en déduire qu'au-delà d'une durée de 73h le procédé n'est plus efficace. Dans le cas d'une profondeur de pénétration des chlorures, ou d'une taille de corrosion plus importante, il aurait été nécessaire de renouveler la solution du manchon.

III.3.2.d. Dépolarisation

Après l'essai de migration par tension imposée de 20V, un suivi de dépolarisation est effectué afin de connaître le temps nécessaire à la stabilisation des potentiels suite à cette perturbation. La contre-électrode revient à un potentiel stable au bout 6h, en revanche pour l'armature ce temps est plus long, il est d'environ 18h.

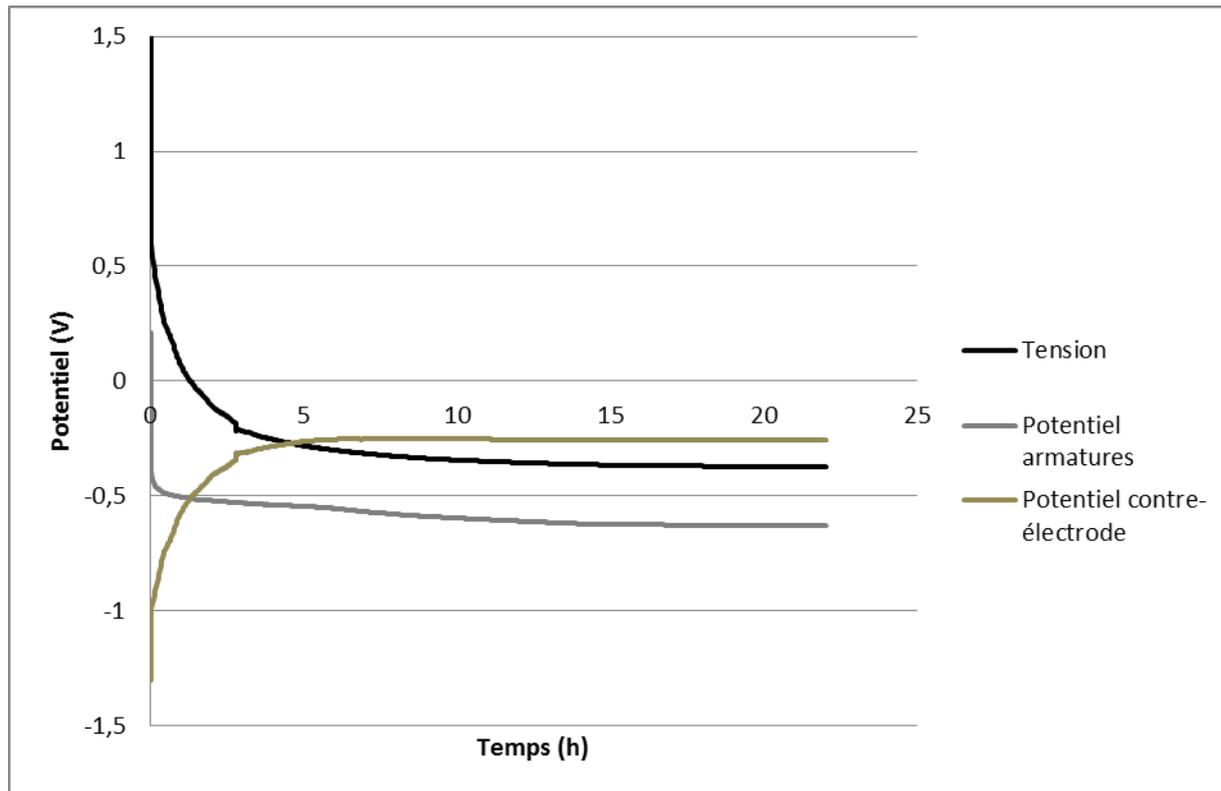


Figure III-16 : Dépolarisation sur 22h de l'éprouvette B.

Initialement les éprouvettes A et B ont des potentiels d'armature similaires de -46 et -31mV (Tableau III-6). En revanche, les potentiels des contre-électrodes ont une différence de 130mV, cela peut s'expliquer par un état de surface différent entre les deux électrodes. Il s'en suit une différence de tension entre A et B de 120mV.

Par la suite, l'éprouvette A ne subissant pas de polarisation elle conserve en fin d'expérience un potentiel d'armature semblable (augmentation de 9mV). Le potentiel de la contre-électrode est quant à lui remonté à une valeur de -62mV, cela peut s'expliquer par l'augmentation du pH et la légère diminution de la concentration en chlorure.

L'éprouvette B a donc été polarisée pendant 73h et laissée au repos pendant 22h. Suite à cette dépolarisation, les résultats montrent une valeur de potentiel de l'armature de -628mV soit une diminution de près de 600mV. Cette forte diminution s'explique par la présence d'ions chlorures qui ont dépassivé les armatures. Le potentiel à la contre-électrode a lui aussi diminué de presque 200mV en raison de la forte augmentation du pH, de la diminution de la concentration en chlorure, mais aussi de la présence de bulles de dihydrogène et de dihydrogène dissous. Seule la tension finale de l'éprouvette B est négative, c'est-à-dire avec un potentiel d'armature inférieur au potentiel de la contre-électrode. La raison de ce changement de signe est probablement la dépassivation des armatures. Ce changement de signe pourrait permettre de créer une pile galvanique spontanée entre la contre-électrode et la zone corrodée du treillis d'armature.

Tableau III-6 : Récapitulatif des valeurs des potentiels

Eprouvette	Initial		Final	
	A	B	A	B
Potentiel de l'armature (mV/ECS)	-45,7	-31,4	-36,5	-627,8
Tension à I=0 (mV)	214,8	96,4	25,9	-372,6
Potentiel de la contre-électrode (mV/ECS)	-257,5	-127,8	-62,4	-255,2

Ce premier essai a permis de montrer la faisabilité de la création d'une zone corrodée de manière localisée. Il est nécessaire à présent de reproduire un test sur une dalle de mêmes dimensions, dont le béton et les armatures sont identiques à ceux utilisés lors du coulage des dalles de grandes dimensions.

III.3.3. Validation sur dalle test

III.3.3.a. Suivis durant l'essai

A présent l'essai de corrosion accéléré est réalisé dans les mêmes conditions que précédemment, mais avec une dalle coulée avec le même béton et les mêmes armatures que les dalles de grandes dimensions. Comme précédemment, la tension entre la contre-électrode et les armatures est maintenue à 20V durant la totalité de l'essai.

La Figure III-17 montre le suivi de la tension aux bornes des électrodes (V), du potentiel du treillis par rapport à l'électrode de référence (V/ECS), et du courant d'échange (mA).

Le potentiel de l'armature est à 18,7V/ECS en début d'expérience et décroît lentement jusqu'à 63h d'essai où sa valeur est de 17,9V/ECS soit une diminution de 0,8V. La décroissance est plus prononcée durant les 15h qui suivent où le potentiel atteint par la suite une valeur de 16,8V/ECS, soit une diminution de 1,1V. L'essai est arrêté au bout de 137h pour un potentiel d'armature de 15,6V/ECS.

En début d'expérience, l'intensité est de 9mA, elle croît et décroît sur des cycles de 24h. Cette variation est due au fait que la salle d'essai n'est pas correctement climatisée avec une variation de la température de plus ou moins 3°C. La première partie de l'essai donne des valeurs d'intensité d'environ 10mA où l'on peut voir une légère diminution de l'intensité moyenne par cycle, jusqu'aux environs de 71h d'essai où une diminution importante du courant est observable. L'intensité passe alors à 10mA pour la partie haute du cycle et à 7,5mA 35 h plus tard. La valeur d'intensité va globalement diminuer pour atteindre une valeur de 6,6mA à 137h d'essai.

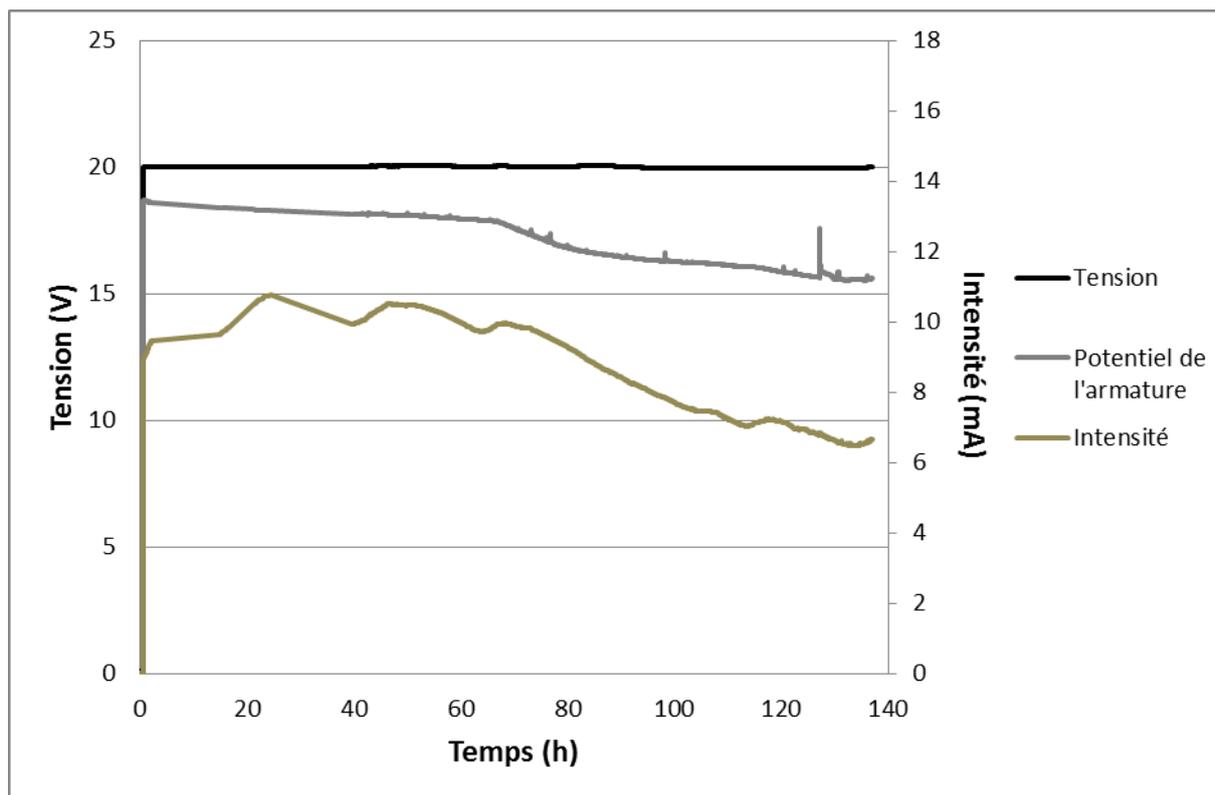


Figure III-17 : Suivi de la tension aux bornes du générateur, du potentiel de l'armature et de l'intensité au cours de l'essai de création accélérée de zones corrodées par migration de chlorures.

Après arrêt complet de la polarisation, les courbes de dépolarisation (Figure III-18) sont enregistrées durant 95 minutes afin de relever les nouvelles valeurs à l'équilibre. Les tendances sont les mêmes que lors de l'essai précédent avec une décroissance de la tension ainsi que du potentiel de l'armature, et une augmentation du potentiel de la contre-électrode. Au terme de ces 95 minutes les courbes ne sont pas tout à fait stabilisées, c'est pourquoi le potentiel de l'armature a été de nouveau mesuré au bout de 22h. Bien que stable en apparence, ce potentiel a encore diminué de 103mV, atteignant -429mV/ECS. L'essai précédent (III.3.2.d) obtenait les mêmes ordres de grandeur avec une diminution de 112mV pour cette même période.

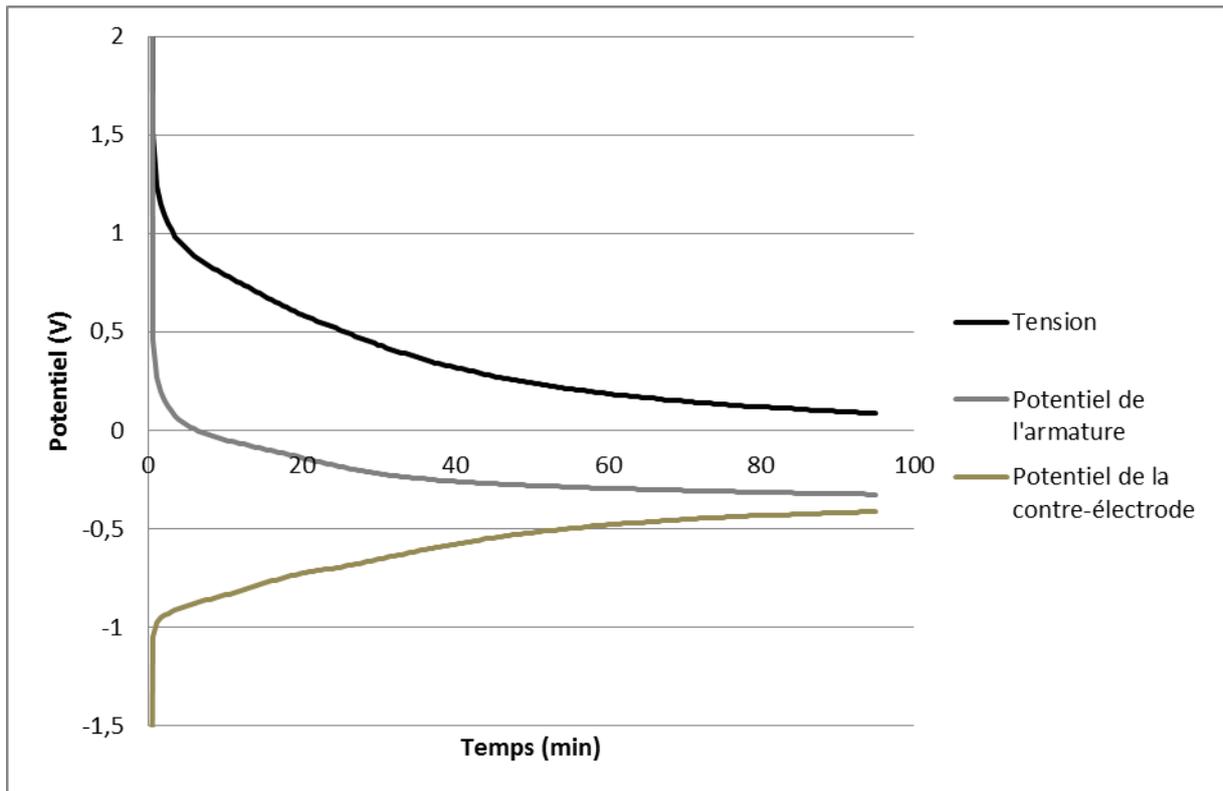


Figure III-18 : Dépolarisation durant 95min de l'éprouvette test.

Le Tableau III-8 permet de comparer les valeurs de potentiels avant et après l'essai de migration des chlorures. Le potentiel de l'armature atteint -326mV/ECS après 95min de dépolarisation et -429mV/ECS au bout de 22h. Ces diminutions sont respectivement de 229mV et de 332mV par rapport au potentiel relevé avant l'essai de migration. En revanche, la valeur de la tension ainsi que du potentiel de la contre-électrode semblent moins stables à 95min que le potentiel de l'armature. Nous pouvons penser que l'évolution est similaire aux résultats de la manipulation précédente, c'est à dire une tension négative et le potentiel de la contre-électrode supérieur au potentiel de l'armature.

Tableau III-7 : Récapitulatif des valeurs des potentiels à l'équilibre avant et après le procédé de corrosion accéléré.

	Initial	Final (95min)	Final (22h)
Potentiel de l'armature (mV/ECS)	-97	-326	-429
Tension à $I=0$ (mV)	98	86	-
Potentiel de la contre-électrode (mV/ECS)	-195	-415	-

Suite à la dépolarisation du treillis, le béton d'enrobage de l'éprouvette test a été détruit afin d'observer la présence ou non de produits de corrosion sur l'acier.

III.3.3.b. Analyse visuelle et chimique

Après ces 138h de polarisation les parties supérieures des armatures supérieures et inférieures sont corrodées respectivement de 10cm et 4,5cm (voir Figure III-19A). En revanche, la partie inférieure des armatures n'est pas corrodée (Figure III-19B et C).

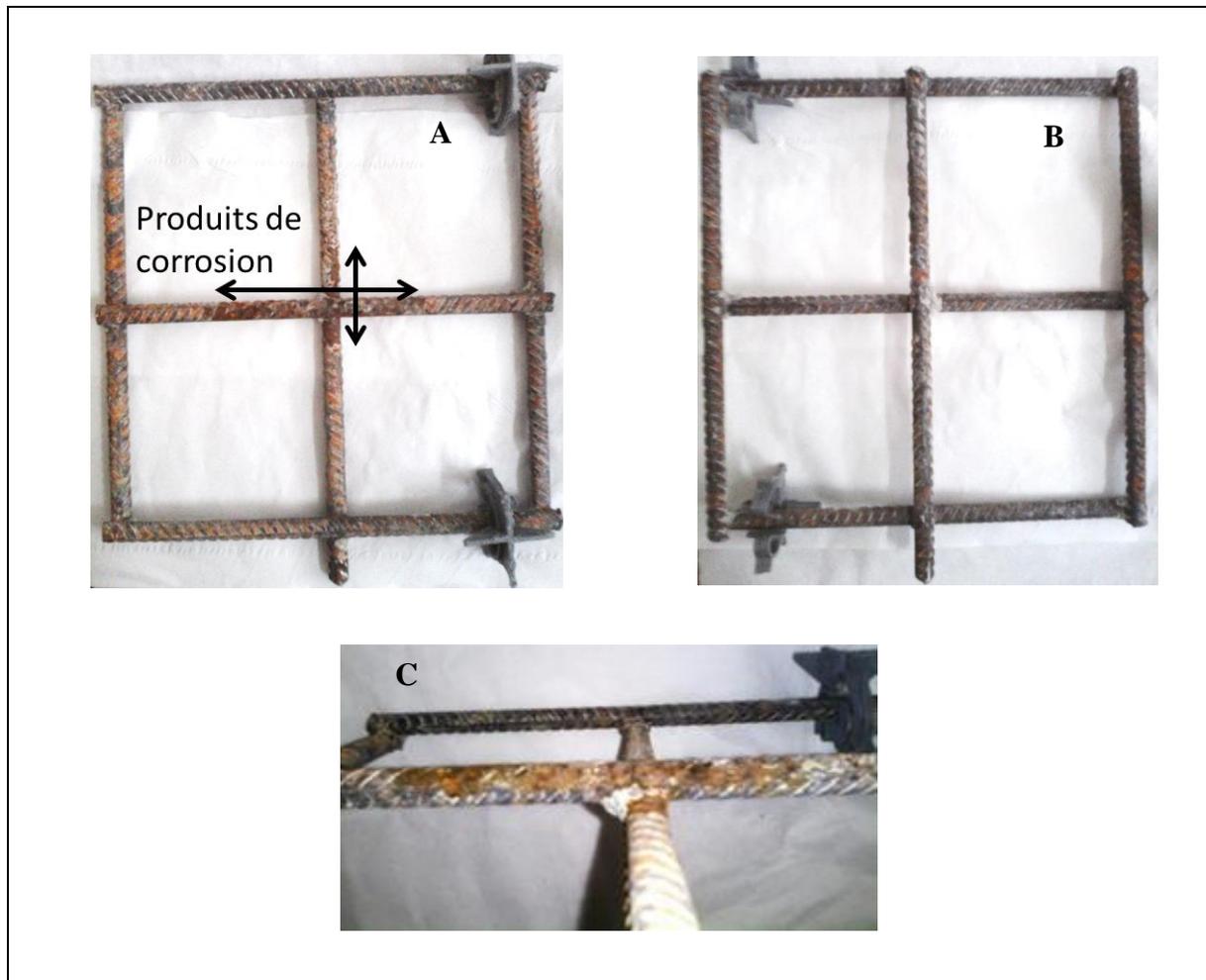


Figure III-19 : Photos des résultats de l'essai de corrosion accéléré sur une dalle de 28x25x7cm de 2cm d'épaisseur d'enrobage pendant 138h ; A) face supérieure, B) face inférieure, C) vue de côté.

Toutefois, des oxydes de fer sont présents à la surface de l'armature en dehors de la zone désignée comme étant corrodée. Des oxydes de fer étaient déjà présents lors du coulage, et les barres n'ont pas été poncées avant le coulage. L'hypothèse est que ces oxydes ne sont pas le résultat de l'essai accéléré de création de zone corrodée mais bien des oxydes qui étaient déjà présents au préalable. Afin d'écartier la possibilité que ces oxydes aient été produits lors de cet essai, des analyses au Microscope Electronique à Balayage à dispersion d'énergie (MEB EDS) sont effectuées sur les oxydes présents sur les barres. Pour cela les barres ont été légèrement poncées afin de récolter les oxydes sous forme de poudres. Deux zones distinctes ont été analysées : la

partie centrale où les chlorures sont supposés être présents, et la zone supérieure gauche de l'armature inférieure (Figure III-19A).

Ces analyses ont été effectuées sur plus de 30 points pour chaque échantillon et les résultats sont résumés dans le Tableau III-8. Les résultats ont de nouveau été séparés en deux groupes, car des particules comportent un pourcentage massique en fer très élevé (proche de 90%) correspondant à des oxydes de fer. Un second jeu de particules comporte une quantité importante d'aluminium, de silice et de calcium de l'ordre de 10, 20 et 30%. Ces poudres comportent aussi un pourcentage massique en fer beaucoup plus faible d'environ 25%. Ce second type de particule est probablement un mélange de pâte cimentaire et d'oxydes de fer.

Ce qui nous intéresse à présent est d'observer la présence ou non de chlorures dans les deux zones de prélèvement. La zone centrale comporte bien des chlorures avec un pourcentage massique moyen de 0,79% pour les particules riches en fer et de 1,13% pour le reste. Il y a donc bien présence de chlorures dans cette zone en quantité moins forte dans les particules riches en fer que dans les mélanges pâte cimentaire et oxydes de fer.

Pour les poudres prélevées dans la zone périphérique, les pourcentages en chlorures sont de $6.10^{-3}\%$ pour les particules riches en fer et de 0,32% pour les autres. Nous constatons donc que la quantité en chlorures est plus faible dans cette zone. La quantité de chlorures présente dans les particules riches en fer est tellement faible qu'elle peut être considérée comme étant nulle. En revanche, pour les particules type pâte cimentaire/oxydes de fer, la quantité n'est pas nulle, mais 3,5 fois plus faible que pour les poudres prélevées au sein de la zone corrodée.

Tableau III-8 : Composition de poudres récoltées sur les aciers (pourcentage massique)

	Fe ₂ O ₃	Al ₂ O ₃	SiO ₂	CaO	Cl	autres
Zone centrale	87,97	1,05	2,56	6,74	0,79	0,89
	28,98	8,23	23,19	30,63	1,13	7,84
Zone périphérique	93,02	2,57	0,84	3,01	6.10^{-3}	0,55
	22,52	10,08	23,58	35,22	0,32	8,28

D'après ces résultats nous avons pu voir qu'avec la formulation utilisée lors du coulage des dalles, l'expérience a duré 137h pour une tension de 20V et une intensité de courant d'échange avoisinant les 10mA. Les différences observées entre le prétest et les résultats obtenus avec la formulation des dalles sont dues à une différence physico-chimique du béton (porosité, composition de l'interface acier/béton), mais aussi de composition des aciers. Nous avons aussi pu voir que les cycles jour/nuit ont eu un rôle important dans l'intensité d'échange entre le treillis et la contre-électrode et ceci via des variations de température. La dernière observation aura été que le début de la formation de la zone corrodée est observable grâce à la diminution progressive de l'intensité de courant entre le treillis et la contre-électrode.

Maintenant qu'il a été montré la possibilité de créer une zone corrodée de manière localisée et accélérée, il est nécessaire de développer une méthodologie afin de pouvoir les détecter.

III.4. Présentation du dispositif de mesure

III.4.1. Technologie

Comme présenté dans le Chapitre I, des essais de mesure de potentiel par gradient ont été choisis afin de détecter des zones corrodées. Le but de cette méthode est de s'affranchir de la connexion à l'armature et de la vérification de sa continuité. Concrètement, cela permet d'éviter des opérations supplémentaires de perçage du béton pour mettre à nu une partie du treillis dans différentes zones encadrant la zone étudiée afin d'établir la connexion électrique.

Cette méthode utilise deux électrodes de référence montées chacune sur roue et reliées à un voltmètre afin de réaliser des mesures de gradient de potentiel. Ces mesures sont effectuées à la surface d'une dalle de béton armé sur un plan horizontal. La Figure III-20 montre le positionnement ainsi que la structure des roues. La structure extérieure est composée d'une bande humide blanche (1) qui est en contact avec la surface (4) créant donc un pont ionique entre le béton et le dispositif. Cette bande est conservée humide grâce à des trous la reliant à un réservoir d'eau situé à l'intérieur de la roue (5). À la surface de la roue, nous pouvons voir une seconde bande verte (2) qui est reliée à la première (3) en deux endroits opposés de la roue. Cette seconde bande est reliée à un second réservoir (6) grâce à un bouchon en bois. Ce second réservoir est rempli d'une solution saturée en sulfate de cuivre (CuSO_4). Dans ce réservoir se trouve un disque en cuivre afin de créer une électrode de référence. Ce dispositif a donc bien une continuité ionique entre la surface du sol et l'électrode de cuivre tout en permettant de consommer une faible quantité de sulfates de cuivre.

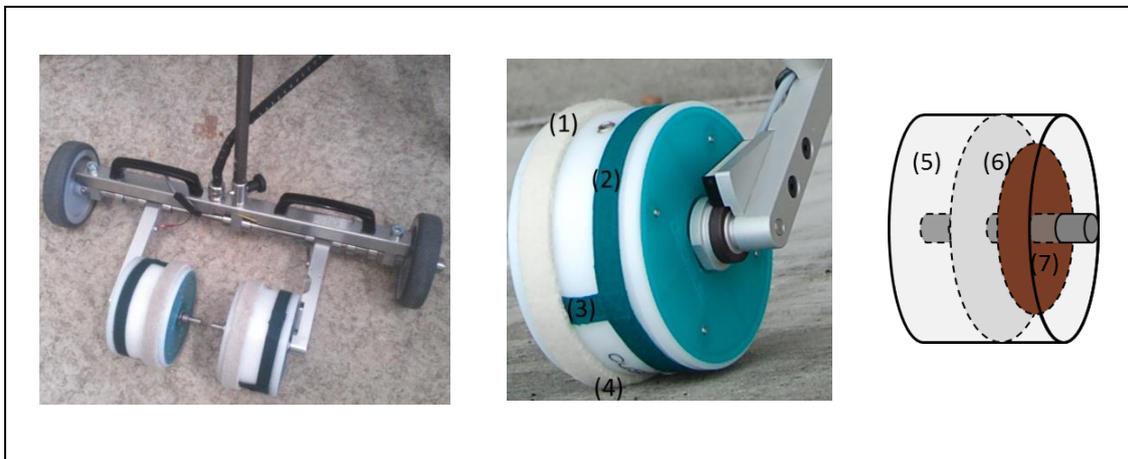


Figure III-20 : Photos et schéma de l'électrode au sulfate-sulfate de cuivre montée sur roue et du dispositif de mesure de gradient de potentiel utilisant deux électrodes.

L'électrode cuivre-sulfate de cuivre montée sur roue est préférée pour deux raisons. La première est que la maintenance du dispositif est très simple. Il faut éviter au maximum la présence d'air dans le réservoir de sulfate de cuivre (6), maintenir la solution de ce même réservoir saturé et faciliter le déplacement du dispositif qui reste en contact permanent avec la surface grâce à l'utilisation de la roue. La seconde raison est une technologie très simple, contrairement à

d'autres électrodes de références, avec seulement une électrode en cuivre et une solution saturée en cuivre-sulfate de cuivre.

III.4.2. Méthode de mesure

III.4.2.a. Préparation préliminaire

Afin de réaliser les mesures sur les dalles, deux paramètres géométriques sont à déterminer : le pas de mesure et la distance entre les électrodes. Ces paramètres ont été choisis égaux à la taille approximative des zones de corrosion que l'on souhaite détecter, soit 10cm. De plus, le matériel utilisé peut difficilement avoir une distance inter-électrode plus faible à cause de l'encombrement des roues. Avant de réaliser des mesures à la surface de la dalle, il est nécessaire de mesurer la différence de potentiel entre les électrodes à roues noté V_{tare} . Cette mesure peut se faire dans un bac d'eau par exemple, ce qui permet de réaliser une tare de la différence de potentiel entre ces deux roues. La valeur absolue de cette mesure est théoriquement nulle mais expérimentalement cette valeur doit être inférieure à 10mV. Dans le cas contraire cela voudrait dire que l'état de surface de l'électrode de cuivre ou que la solution à son contact seraient altérés, il faudrait alors en changer. Lors de cette mesure, il faut veiller à ce que le cylindre métallique de l'axe de rotation de la roue ne soit pas en contact avec l'eau.

III.4.2.b. Cartographie de gradient de potentiel

Des profils de mesures sont réalisés à l'aide du dispositif à deux roues. La Figure III-21 montre les mesures de gradients de potentiels identifiés en bleu qui sont répétés à plusieurs reprises pour chaque profil. Ces valeurs de gradient de potentiel données en V/m sont effectuées tous les 10cm. Après chaque profil, le dispositif est déplacé de 10cm perpendiculairement à l'axe de mesure jusqu'à avoir balayé la totalité de la surface de la dalle.

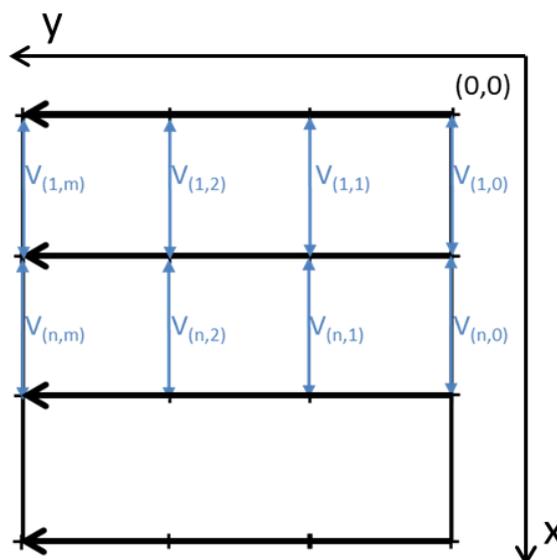


Figure III-21 : Schéma du maillage des mesures pour l'obtention d'une cartographie de gradients de potentiel.

Il est nécessaire de corriger chaque valeur de gradient mesurée en y soustrayant la valeur de la tare déterminée au préalable.

Cette méthode permet d'afficher les différents gradients de potentiel, mais seulement pour chaque colonne indépendamment les unes des autres. Les données permettent de tracer une cartographie de gradient de potentiel mettant en avant la présence de gradients de potentiel et donc la possible présence de corrosion. Toutefois, les données de chaque colonne ne sont pas associées et ne peuvent être exploitées que colonne par colonne selon l'axe des roues.

La Figure III-22 montre un schéma d'un profil de potentiel déterminé à la surface d'une éprouvette de béton armé en présence d'un spot de corrosion. Nous pouvons constater que plus le dispositif se rapproche d'une zone corrodée, plus les potentiels sont négatifs et par conséquent les gradients de potentiel mesurés eux aussi négatifs. Une fois le centre de la zone corrodée franchie, les potentiels sont encore négatifs mais les gradients changent alors brusquement de signe. Le dispositif s'éloignant de la zone corrodée, les gradients de potentiel sont de moins en moins positifs.

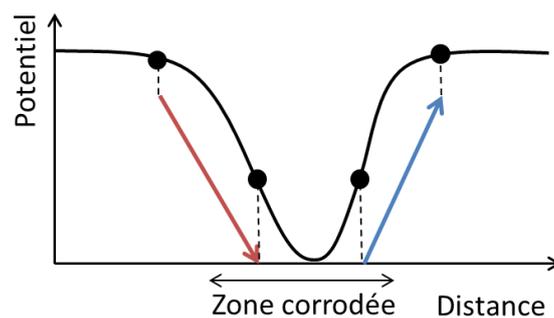


Figure III-22 : Schéma d'un profil de potentiel en présence de corrosion.

La Figure III-23 montre un exemple de cartographie de gradient de potentiel où deux zones peuvent être suspectées de comporter de la corrosion. Aux coordonnées (40,200) ainsi que (130,70), de forts gradients négatifs suivis par de forts gradients positifs sont observés sur ces deux zones avec des gradients de potentiel dépassant les 100mV/dm.

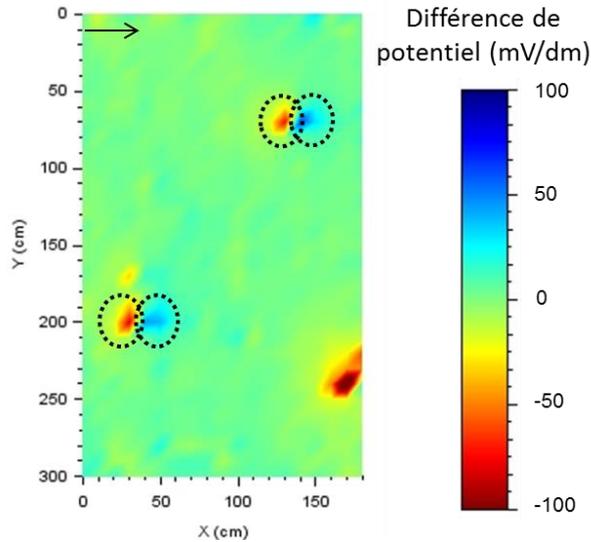


Figure III-23 : Exemple d’une cartographie de gradient de potentiel horizontal comportant des spots de corrosion.

Il semble donc que la cartographie de gradient de potentiel puisse être un moyen de révéler la présence de corrosion dans une dalle en béton armé bien que cette méthode soit plus complexe à appréhender que la cartographie de potentiel classique.

III.4.2.c. Cartographie de potentiel équivalent

Un second outil d’exploitation des données, est également proposé : reconstruire, grâce à ces mesures réalisées sans connexion à l’armature, une cartographie similaire à la cartographie de potentiel classique. Afin d’obtenir cette cartographie de potentiel équivalente tout en utilisant le dispositif à deux électrodes, il est nécessaire d’effectuer un profil de mesure supplémentaire. Ces mesures sont données en vertes dans la Figure III-24.

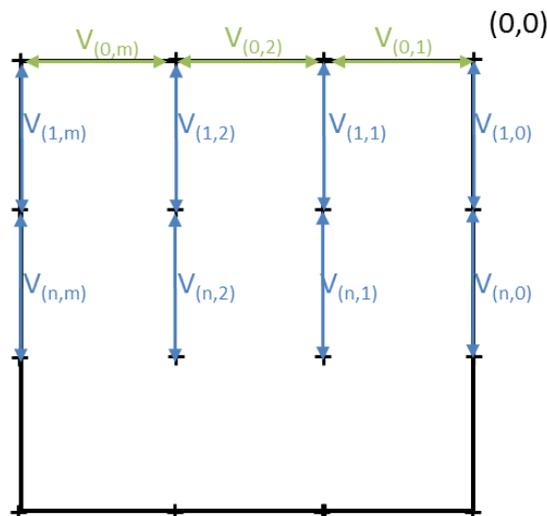


Figure III-24 : Schéma du maillage des mesures pour l’obtention d’une cartographie de potentiel équivalente.

Pour ce profil, les deux électrodes se situent dans le même axe que celui de la mesure. Une fois la première mesure (V_{0-1}) du profil effectué, le dispositif est alors déplacé de 10cm dans l'axe de mesure. Le dispositif a alors sa première électrode sur l'emplacement précédent de la seconde électrode, et la seconde électrode se situe 10cm plus loin. Ainsi de suite pour les mesures suivantes. Ce profil permet de relier entre eux les différentes colonnes de la cartographie qui étaient alors totalement indépendantes dans le cas de la cartographie de gradient de potentiel.

Cette méthode de mesure ne permet donc pas de créer une cartographie de potentiel classique par rapport à une électrode de référence (calomel saturé ou au sulfate de cuivre). Néanmoins, il est possible de construire une cartographie équivalente en prenant arbitrairement pour référence un point de mesure de la cartographie et de lui donner une valeur. Dans ce cas-ci, le potentiel aux coordonnées (0,0) est choisi arbitrairement égal à 0V. Tous les autres points de la cartographie seront construits et obtenus par rapport à ce potentiel. Ces valeurs seront donc données en Volt par rapport au point de référence choisie précédemment.

Afin de comprendre les calculs à effectuer, la Figure III-25 montre un maillage des mesures de gradient et des potentiels ($V_{(n,m)}$) ainsi que les valeurs de potentiels ($E_{(n,m)}$) à déterminer par calcul.

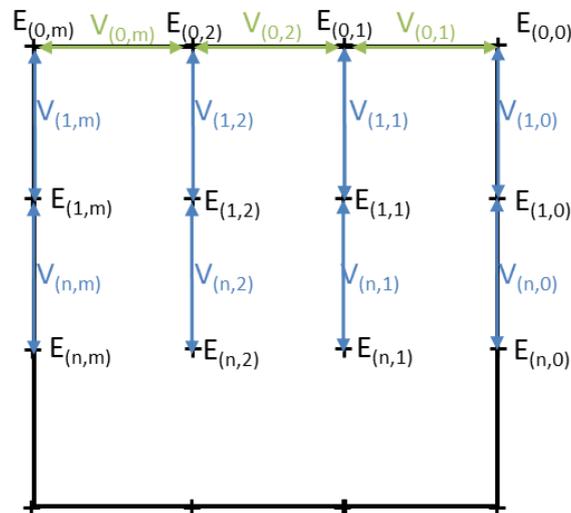


Figure III-25 : Schéma du maillage des mesures pour l'obtention d'une cartographie de potentiel équivalente.

Les équations à utiliser pour la construction de la cartographie sont présentées ci-dessous. Pour le cas où $n = 0$ et $m > 0$ les valeurs de potentiels sont :

$$E_{(0,m)} = E_{(0,m-1)} + [V_{(0,m)} - V_{tare}] \quad \text{Eq III-11}$$

Lorsque $n > 0$:

$$E_{(n,m)} = E_{(n-1,m)} + [V_{(n,m)} - V_{tare}] \quad \text{Eq III-12}$$

Avec :

$E_{(0,0)}$: potentiel de référence étant égal à 0V/ $E_{(0,0)}$,

V_{tare} : tension de tare entre les deux électrodes,

n : numéro de la ligne,

m : numéro de la colonne,

$E_{(n,m)}$: potentiel équivalent par rapport à $E_{(0,0)}$ pour le point situé en (n,m) ,

$V_{(n,m)}$: tension entre les électrodes de références situées entre les points $(n-1,m)$ et (n,m) .

Théoriquement, cette méthode utilisant deux électrodes à roues rend alors possible la création d'une cartographie de potentiel équivalente aux cartographies de potentiel classiques, et ce sans avoir à réaliser de connexion électrique avec le réseau d'armatures.

III.5. Conclusion

Ce chapitre a mis en avant le développement et la mise en place d'un chantier expérimental à taille structurelle, qui s'est déroulé en plusieurs temps. Tout d'abord l'élaboration du cahier des charges en ce qui concerne les caractéristiques du béton et le coulage des dalles de béton armé. Ce cahier des charges était nécessaire afin de rester conforme à la norme en vigueur pour un béton de classe XC1 notamment avec un rapport eau sur ciment inférieur à 0,65. Cette formulation a été analysée en laboratoire à la fois pour ses propriétés mécaniques et physico-chimiques montrant alors le respect du cahier des charges et une durabilité assez mauvaise.

Dans un second temps, le protocole de corrosion accéléré par migration de chlorures a été développé prouvant son bon fonctionnement sur des dallettes armées d'environ 25cm de côté pour une durée légèrement inférieure à 6 jours.

Pour finir, c'est la méthode de mesure utilisant deux électrodes de référence montées sur roue ainsi que l'exploitation des données brutes qui ont été présentées. On montre donc qu'il est théoriquement possible d'extraire des informations avec un dispositif sans connexion à l'armature.

Cette partie a constitué un travail préparatoire important avant de pouvoir utiliser le dispositif à deux électrodes montées sur roue. Le chapitre suivant va donc présenter l'utilisation du protocole de migration des chlorures sur les dalles de grande dimension et ensuite démontrer l'efficacité et la faisabilité de la détection de la corrosion grâce au dispositif de mesure par gradient de potentiel.

Chapitre IV. Essais à l'échelle structurelle

IV.1. Introduction

Ce deuxième volet expérimental est la continuité directe du chapitre précédent. Suite au coulage des deux dalles et à la préparation d'un procédé de corrosion accéléré, différents essais peuvent être réalisés sur les dalles de grandes dimensions. Les dalles sont arbitrairement délimitées en neuf zones de travail afin d'obtenir des dimensions d'un minimum de 1m^2 .

Le travail de cette partie consiste à utiliser le dispositif à deux électrodes montées sur roue afin de comparer la méthode classique de mesure par connexion à l'armature avec la méthode de mesure de gradients de potentiel. C'est ensuite que différentes zones corrodées seront produites afin d'observer de nombreux paramètres comme l'influence de la résistivité sur les mesures, la connexion du lit d'armatures inférieur au lit supérieur, la taille de la zone corrodée et l'épaisseur d'enrobage. Ces tendances seront alors comparées aux tendances observées lors des simulations numériques du Chapitre II. Ce n'est qu'ensuite que nous pourrons conclure sur l'intérêt de la méthode en comparaison à la méthode classique et sur l'exploitation des résultats issus de cette méthode par rapport à l'exploitation préconisée par l'ASTM.

IV.2. Présentation des zones de travail

IV.2.1. Dalle à épaisseur d'enrobage constant

La dalle à épaisseur d'enrobage constant est découpée en neuf zones selon la configuration du treillis supérieur (Figure IV-1). Ces zones sont toutefois bien connectées électriquement mais suffisamment espacées pour limiter les interactions. De plus une faible séparation physique est faite par la présence des cales en plastiques aux intersections des zones (cercles gris sur les schémas). Trois d'entre elles ont été exploitées de manière à produire une ou plusieurs zones corrodées. Ces zones sont les numéros 1–3–5. La zone 6 n'est pas exploitée, car de la corrosion est observée à sa surface. Les zones 7–8–9 ne sont pas non plus exploitées, car il n'y a pas de treillis supérieur, de plus la zone 9 comporte des capteurs de températures à différentes profondeurs.

La zone 1 et 3 comportent toutes deux une seule zone corrodée produite par la méthode de création accélérée de spot de corrosion (Chapitre III), la zone 1 ayant toutefois une taille de zone corrodée moindre que la zone 3. Ensuite vient la zone 5 qui comporte deux zones corrodées. Ces deux spots de corrosion ont leur croisement d'armatures situés sur une même armature et espacés de 30cm centre à centre.

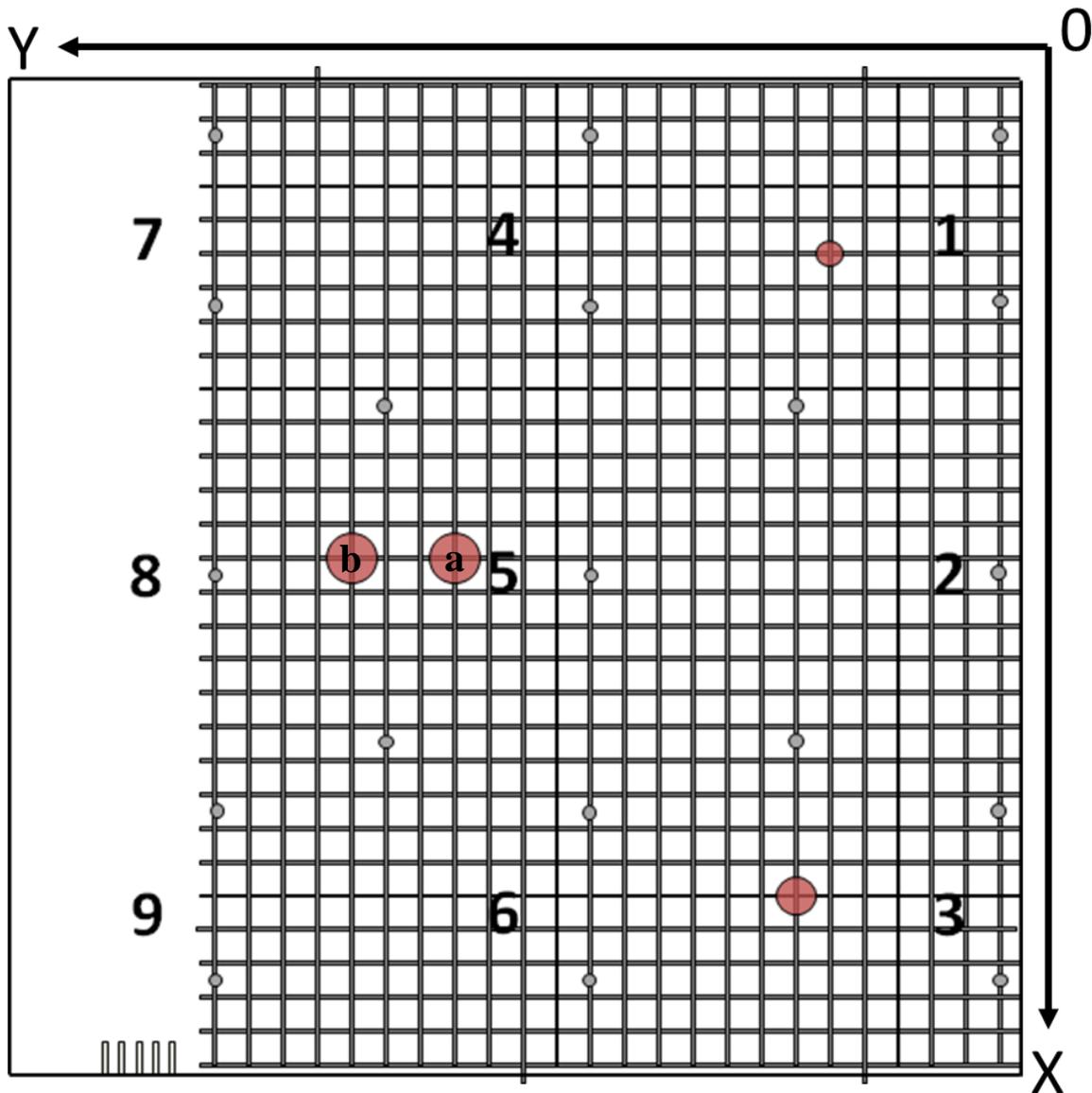


Figure IV-1 : Schéma à l'échelle du lit d'armature supérieur de la première dalle.

IV.2.2. Dalle à épaisseur d'enrobage variable

La dalle à épaisseur d'enrobage variable est également découpée en neuf zones : trois parties pour chaque épaisseur d'enrobage du treillis supérieur (Figure IV-2) regroupant les zones 1-2-3, 4-5-6 et 7-8-9. Ces trois parties ne sont pas connectées électriquement, elles ne peuvent alors interagir que très faiblement les unes avec les autres. Ces épaisseurs d'enrobage sont de 1, 4 et 7cm. Les trois treillis sont alors subdivisés en trois zones de travail distinctes. Les zones 1-2-3-4-7 n'ont pas été traitées. Les zones 8-9 correspondent au premier essai de corrosion accéléré par migration de chlorures réalisé. La durée de l'essai est choisie plus longue pour la zone 8 que pour la zone 9. Le second essai est réalisé sur les zones 5-6 avec un temps de polarisation plus long dans la zone 6.

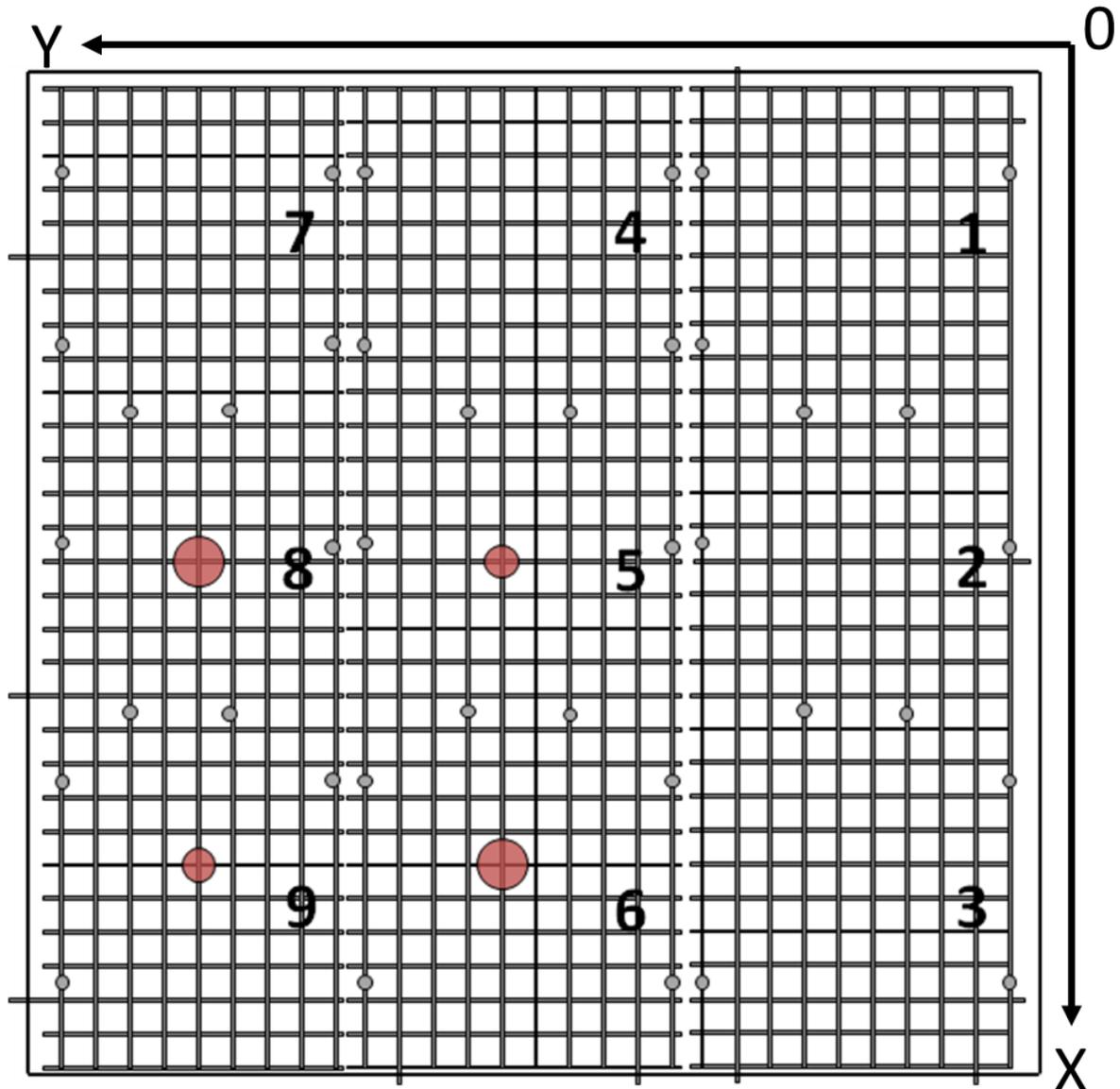


Figure IV-2 : Schéma à l'échelle du lit d'armature supérieur de la seconde dalle.

IV.3. Création des spots de corrosion de la première dalle

IV.3.1. Zone 1 : premier spot de corrosion

Afin de voir l'efficacité de la méthode de détection de zone corrodée, une première zone de corrosion est créée. Un essai de corrosion accéléré est réalisé sur la dalle de 3x3m dans la zone 1 (Figure IV-1). En parallèle, une éprouvette témoin de 28x25x7cm est aussi polarisée. Ces essais peuvent être considérés comme donnant des résultats proches, car tous deux comportent une épaisseur d'enrobage de 2cm et la taille de la zone corrodée souhaitée est d'environ 10cm soit plus de 2 fois moins que la taille de l'éprouvette test.

La durée de l'essai de corrosion accéléré est de 137h (Figure IV-3 et Figure IV-4) comme lors des prétests effectués sur paillasse (Chapitre III). La tension aux bornes du générateur, étant imposée à 20V, elle est invariable durant la totalité de l'essai. Le potentiel de l'armature est stable tout au long de l'essai environ égal à 18,6V. Ces deux observations sont valables à la fois pour l'essai réalisé sur la dalle mais aussi sur l'éprouvette témoin. En revanche, pour l'intensité électrique fournie aux systèmes, les observations divergent. La dalle fait apparaître une forte croissance jusqu'à environ 22h d'essai avec une intensité de 17mA. S'en suit une forte diminution durant 20h où l'intensité n'est plus que de 11,2mA. Une légère augmentation est observée à 50h d'essai où l'intensité atteint 11,4mA, puis l'intensité décroît jusqu'à 91h d'essai où ensuite l'intensité se stabilise aux alentours de 8,2mA.

L'intensité fournie à l'éprouvette témoin ne connaît pas de forte augmentation durant les premières 24h. Le phénomène observé sur la dalle pourrait s'expliquer par une augmentation du taux de saturation progressif dans la zone autour du manchon, et donc une polarisation plus lointaine des armatures. La taille de la dalle étant plus limitée, ce phénomène n'est peut-être pas visible, ou moins important.

En revanche, il est observé des cycles de 24h de hausses et diminutions de l'intensité comprises entre 7,4 et 5,5mA. Ces cycles sont dus à des différences de températures selon la période de la journée donnant des températures plus élevées lors d'un fort ensoleillement et des intensités plus basses au plus froid de la nuit. Il est aussi possible d'observer, à moindre mesure, la présence de ces cycles aux mêmes instants lors de la polarisation de la dalle.

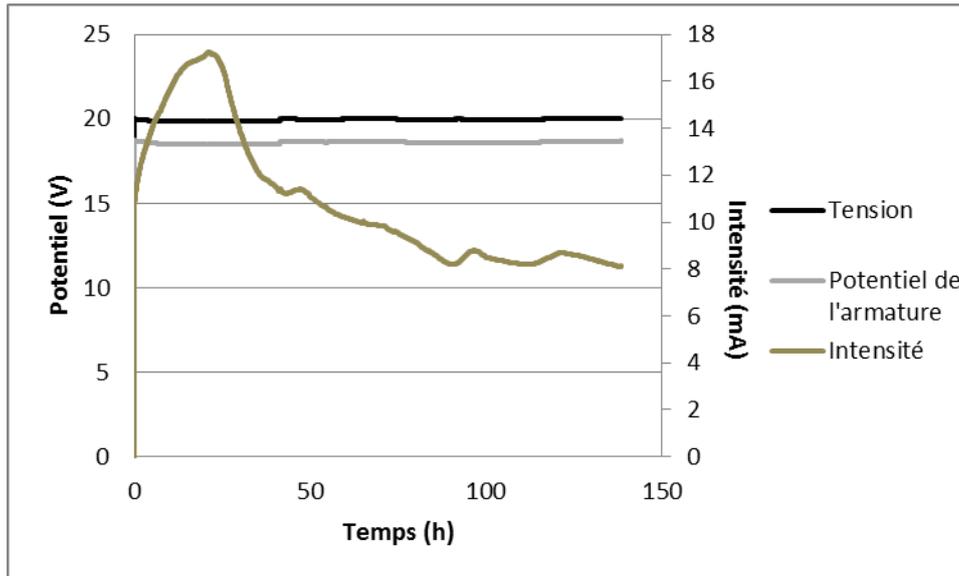


Figure IV-3 : Suivi de la tension aux bornes du générateur, du potentiel de l'armature et de l'intensité au cours de l'essai de création accélérée de zones corrodées par migration de chlorures sur la dalle de grande dimension (zone 1-1).

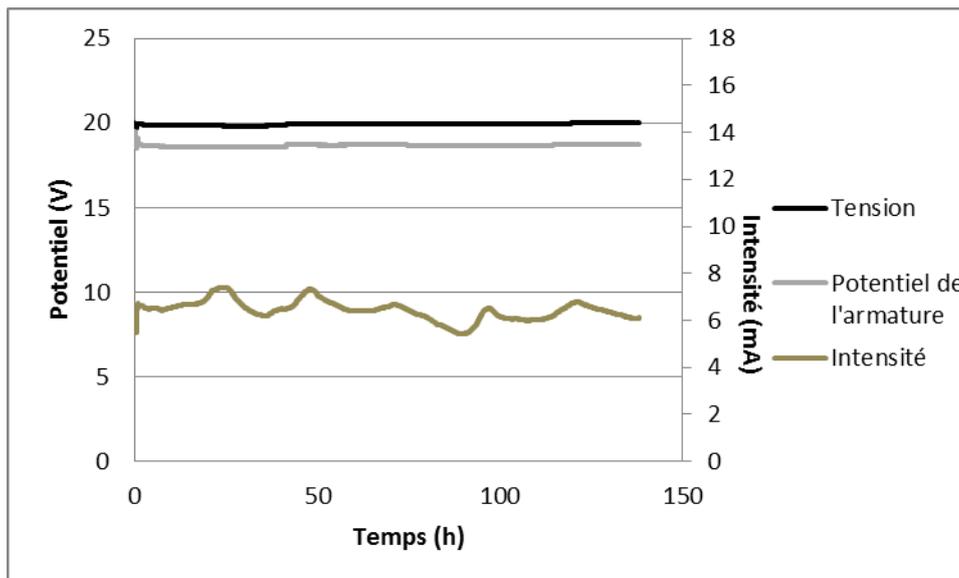


Figure IV-4 : Suivi de la tension aux bornes du générateur, du potentiel de l'armature et de l'intensité au cours de l'essai de création accélérée de zones corrodées par migration de chlorures sur la dalle témoin (zone 1-1 témoin).

La taille observée de la zone corrodée après destruction de l'éprouvette témoin donne une zone corrodée de 8cm sur l'armature supérieure et de 5cm sur l'armature inférieure.

Nous pouvons observer dans le Tableau IV-1 que la consommation en chlorures dans le manchon est de 29% pour la dalle et 19% pour la dallette. Au regard du rapport des nombres de transports (calcul Chapitre III), nous pouvons voir que dans le cas de la dallette, c'est cinq fois plus d'ions chlorures que d'ions hydroxydes qui sont injectés. En ce qui concerne la solution

de la dalle, ce rapport n'est plus que de deux et demi. Afin de créer un spot de corrosion d'une taille plus conséquente, de 20cm par exemple, il serait intéressant de renouveler la solution du manchon afin d'injecter davantage d'ions chlorures.

Tableau IV-1 : Bilan matière du manchon réalisé en zone 1-1

	Initial	Dalette	Dalle
V (mL)	300	300	295
pH	7,2	12,3	12,6
[OH⁻] (mol/L)	$1,48.10^{-7}$	$2,19.10^{-2}$	$4,27.10^{-2}$
[Cl⁻] (mol/L)	$3,77.10^{-1}$	$2,97.10^{-1}$	$1,70.10^{-1}$
nCl⁻ (mol)	$11,31.10^{-2}$	$3,06.10^{-2}$	$2,74.10^{-2}$
t_{Cl⁻}/ t_{OH⁻}	$9,76.10^5$	5,36	2,46

IV.3.2. Zone 3 : second spot de corrosion plus grand

Un nouvel essai de corrosion accéléré est effectué au centre de la zone 3 (voir Figure IV-1), une nouvelle éprouvette témoin est polarisée en parallèle. La durée de cet essai est de 156h (Figure IV-5 et Figure IV-6), soit près de 20h de plus que lors du premier essai. Le suivi de la tension ainsi que du potentiel de l'armature nous montre que ces grandeurs sont stables tout au long de l'expérience. Le potentiel de l'armature est d'environ 18,6V pour la dalle ainsi que pour la dallette. En revanche, à 137h le potentiel de la dallette diminue légèrement atteignant 18,3V. En ce qui concerne l'intensité observée lors de la polarisation de la dalle, cette dernière connaît une croissance importante en début d'expérience puis diminue progressivement. Si les pics d'intensité quotidiens sont mis de côté, l'allure de la courbe d'intensité de la dallette est globalement stable voir décroissante ; ces valeurs sont comprises entre 10mA pour le pic d'intensité le plus fort à 4mA lors de l'arrêt de la polarisation. En comparaison avec l'essai réalisé dans la zone 1, la différence notable est que les pics quotidiens d'intensité due à la température sont plus importants, à la fois pour l'essai réalisé sur la dalle et sur l'éprouvette témoin. De plus, il y a une tendance un peu plus marquée en ce qui concerne l'éprouvette témoin dans la diminution de l'intensité avec une valeur d'environ 6,8mA en début d'expérience contre environ 6,60mA lors de l'essai précédent. Cette intensité chute à 4,2mA contre 6,1mA, avec un pic quotidien le plus fort atteignant 10,8mA contre 7,4mA lors de l'essai précédent.

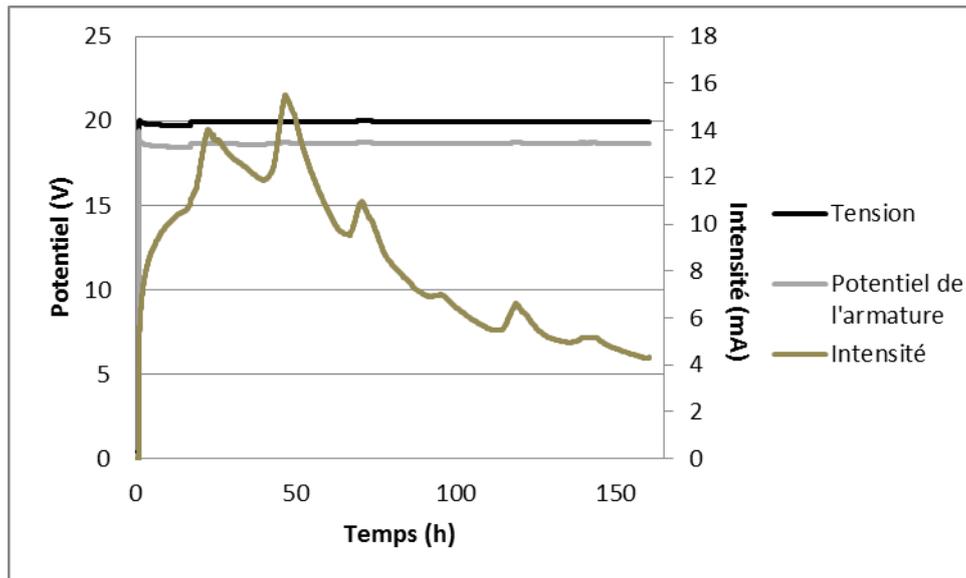


Figure IV-5 : Suivi de la tension aux bornes du générateur, du potentiel de l'armature et de l'intensité au cours de l'essai de création accélérée de zones corrodées par migration de chlorures sur la dalle de grande dimension (zone 3).

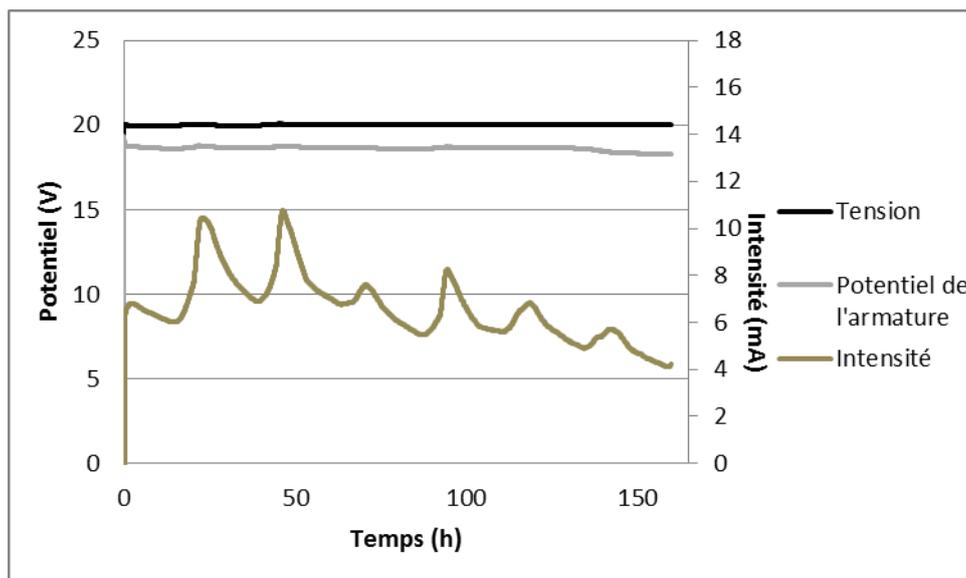


Figure IV-6 : Suivi de la tension aux bornes du générateur, du potentiel de l'armature et de l'intensité au cours de l'essai de création accélérée de zones corrodées par migration de chlorures sur la dalle témoin (zone 3 témoin).

Suite à l'essai, une dépolarisation de 10h est effectuée et les valeurs de tension et de potentiel de l'armature sont relevées. Le Tableau IV-2 résume les valeurs mesurées avant et après l'essai de polarisation. Cet essai a donc induit une baisse significative du potentiel des armatures de la dalle et de la dalle témoin d'environ 200mV pour le premier et 360mV pour le second. Ces importantes baisses de potentiel sont le signe de la formation d'une zone corrodée. Cette hypothèse est validée par la destruction du béton d'enrobage de la dalle témoin donnant les

parties supérieures des armatures supérieures et inférieures corrodées respectivement sur 11,5 et 8,5cm. En revanche, la partie inférieure des armatures n'est pas corrodée.

Tableau IV-2 : Récapitulatif des valeurs des potentiels à l'équilibre avant et après le procédé de corrosion accéléré de la zone 3.

	Initial		Final	
	Dalle	Dalette	Dalle	Dalette
Potentiel de l'armature (mV/ECS)	63	-5	-136	-371
Tension à I=0 (mV)	216	30	456	246

Le Tableau IV-3 est un bilan matière des solutions utilisées pour la migration des chlorures. Nous pouvons voir que les volumes des solutions ont diminué, tout particulièrement concernant celui de la dalle. Ce phénomène est dû à la consommation de l'eau pour produire des ions OH⁻ lors de la polarisation des électrodes (de l'ordre de 1mL par essai), mais surtout à l'évaporation de l'eau et l'absorption capillaire de la dalle, bien que les éprouvettes soient couvertes et qu'il y ait une humidification préalable en amont de l'essai. Tout comme lors de l'essai précédent en fin de manipulation, le pH est plus important dans le manchon de la dalle que celui du témoin, et la quantité de chlorures est moins importante. En fin d'essai le rapport des nombres de transports est de 4,3 et 5,3 restants dans le même ordre de grandeur que précédemment. Il est à relever que, bien que la consommation en chlorure soit plus faible, la taille de la zone corrodée est plus importante.

Tableau IV-3 : Bilan matière du manchon de l'essai réalisé en zone 3

	Initial	Dalette	Dalle
V (mL)	300	283	258
pH	7,2	12,3	12,4
[OH ⁻] (mol/L)	$1,58 \cdot 10^{-7}$	$2,24 \cdot 10^{-2}$	$2,69 \cdot 10^{-2}$
[Cl ⁻] (mol/L)	$3,56 \cdot 10^{-1}$	$3,08 \cdot 10^{-1}$	$3,00 \cdot 10^{-1}$
nCl ⁻ (mol)	$10,68 \cdot 10^{-2}$	$8,71 \cdot 10^{-2}$	$7,74 \cdot 10^{-2}$
tCl ⁻ / tOH ⁻	$8,61 \cdot 10^5$	5,27	4,27

IV.3.3. Zone 5 : création simultanée de deux spots de corrosion

Ce troisième essai a pour but de créer deux spots de corrosion simultanément sur une même barre d'acier à 30cm de distance centre à centre l'un de l'autre. Cet essai est réalisé en parallèle sur une dalle témoin de plus grandes dimensions que celles précédemment utilisées qui font 60x60x12cm dont l'épaisseur d'enrobage est également de 2cm.

L'essai a été stoppé au bout de 100 heures en raison d'un problème avec le générateur de tension. Tout au long de l'essai, la tension électrique semble stable à 20V, ainsi que le potentiel de l'armature 5b environ égal à 18,4V. En revanche, le potentiel de l'armature 5a est moins stable, il diminue durant les sept premières heures jusqu'à atteindre 17V puis augmente rapidement à 18V au bout de 24h d'essai puis remonte lentement à 18,6V et devient ainsi égal au potentiel de l'armature 5b.

Concernant l'évolution des intensités, les allures des deux courbes sont similaires avec une première hausse durant les seize premières heures où l'intensité atteint 23 et 14mA pour respectivement le croisement d'armature 5b et 5a. Hormis les pics quotidiens, les intensités se stabilisent jusqu'à 55h d'essai à environ 24 et 16mA puis décroissent jusqu'à la fin de l'essai. L'intensité de la première zone est plus importante, et ce durant tout l'essai. La différence d'intensité entre ces deux zones est au minimum de 4mA en début d'essai pour atteindre au maximum de 12mA vers 47h. Ensuite cette différence diminue jusqu'à la fin de l'essai où elle est de 7mA.

En ce qui concerne la dalle témoin de 60x60x12cm, il est intéressant de voir que l'allure des courbes d'intensités se rapproche des allures de courbes des dalles avec l'apparition d'une augmentation de l'intensité en début d'essai, contrairement aux dalles témoins de plus petites tailles. Cela signifierait donc que l'augmentation de l'intensité durant les seize premières heures n'est pas seulement due à l'augmentation de la conductivité dans la solution contenue dans le manchon. Cette augmentation serait aussi due à une augmentation du taux de saturation de l'éprouvette dans des zones plus éloignées, diminuant la résistivité du béton, permettant alors la polarisation de zones du treillis plus éloignées.

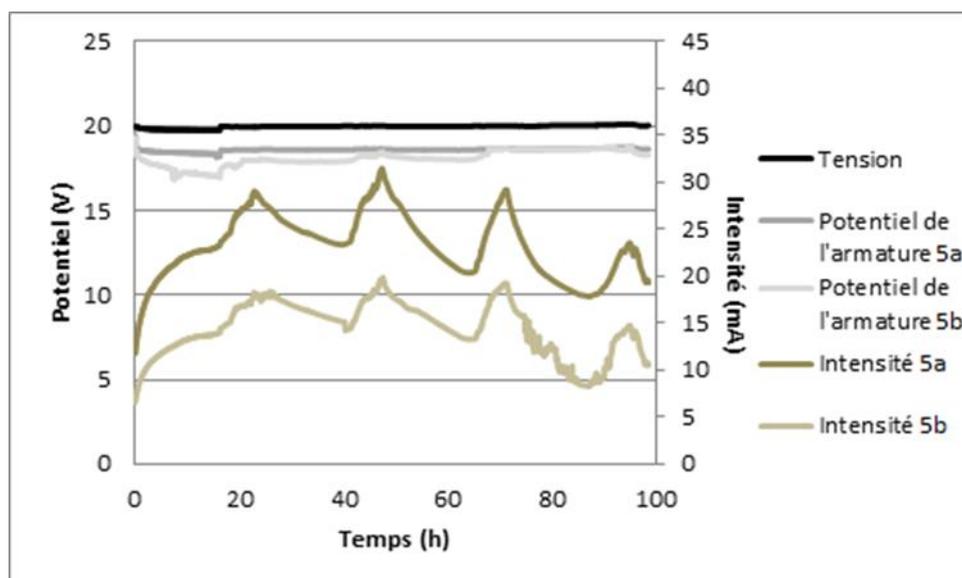


Figure IV-7 : Suivi de la tension aux bornes du générateur, du potentiel de l'armature et de l'intensité au cours de l'essai de création accélérée de zones corrodées par migration de chlorures sur la dalle de grande dimension pour deux spots simultanés (zone 5).

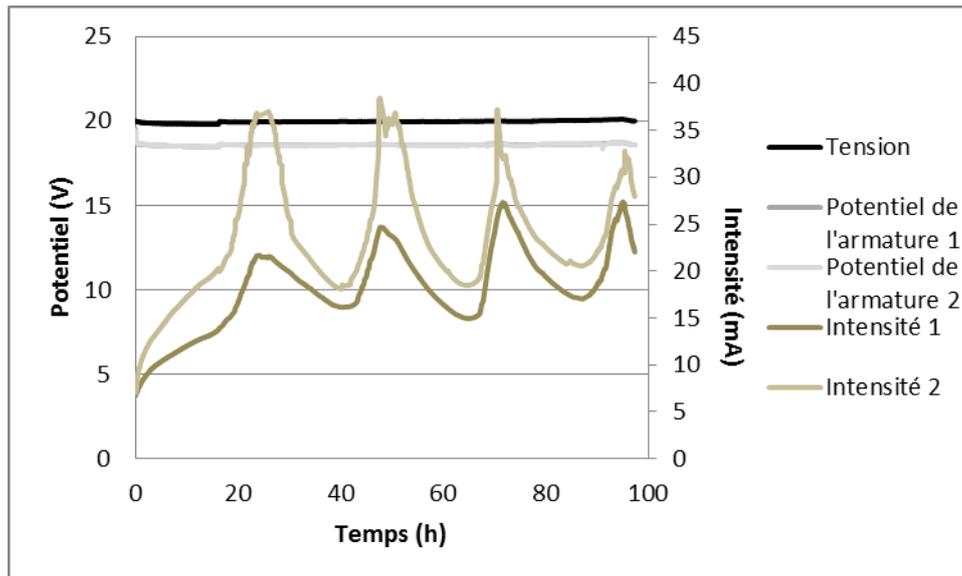


Figure IV-8 : Suivi de la tension aux bornes du générateur, du potentiel de l'armature et de l'intensité au cours de l'essai de création accélérée de zones corrodées par migration de chlorures sur la dalle témoin pour deux spots simultanés (zone 5 témoin).

Une fois la dépolarisation effectuée, les valeurs sont résumées dans les tableaux qui suivent concernant la dalle (Tableau IV-4) et la dalle témoin de 60x60cm (Tableau IV-5).

En ce qui concerne la dalle, les potentiels ont diminués atteignant -124 et -221mV/ECS, ce qui est semblable aux essais précédents. Les potentiels sont abaissés de 130 et 220mV. La tension augmente de 100mV alors que généralement la tension diminuait. Cela provient peut-être des conditions environnementales qui ont aussi engendré les forts pics d'intensités lors de l'essai. Pour la dalle témoin, les potentiels ont diminués de 510 et de 470mV ce qui est au moins 200mV plus faible. La valeur de la tension est devenue négative atteignant -118mV soit une baisse de 235mV.

Tableau IV-4 : Récapitulatif des valeurs des potentiels à l'équilibre avant et après le procédé de corrosion accéléré pour la dalle (zone 5)

Dalle	Initial		Final	
	Zone 5a	Zone 5b	Zone 5a	Zone 5b
Potentiel de l'armature (mV/ECS)	5	-5	-124	-221
Tension à I=0 (mV)	185		285	

Tableau IV-5 : Récapitulatif des valeurs des potentiels à l'équilibre avant et après le procédé de corrosion accéléré pour la dalle (zone 5 témoin)

Dalette	Initial		Final	
	Spot 1	Spot 2	Spot 1	Spot 2
Potentiel de l'armature (mV/ECS)	-37	-47	-555	-521
Tension à I=0 (mV)	117		-118	

Suite à la dépolarisation et au relevé des valeurs finales, l'éprouvette de 60x60x12cm est sciée en deux parties, séparant la moitié de l'éprouvette comportant les zones corrodées et la seconde partie. C'est ensuite que le treillis est extrait du béton d'enrobage afin de relever la taille des zones corrodées ainsi créées (Figure IV-9A et B). Nous pouvons voir que deux spots de corrosions ont été créés. Le premier d'une taille de 16cm sur l'acier supérieur et 14cm sur l'acier inférieur et l'autre de 15cm sur l'acier supérieur et 12cm sur l'acier inférieur. En revanche, il n'y a pas de trace de corrosion sur la face inférieure des armatures.

Ces plus grandes tailles de zone corrodée expliquent peut-être la si forte baisse de potentiel des armatures, qui est plus faible de 200mV par rapport aux essais précédents.

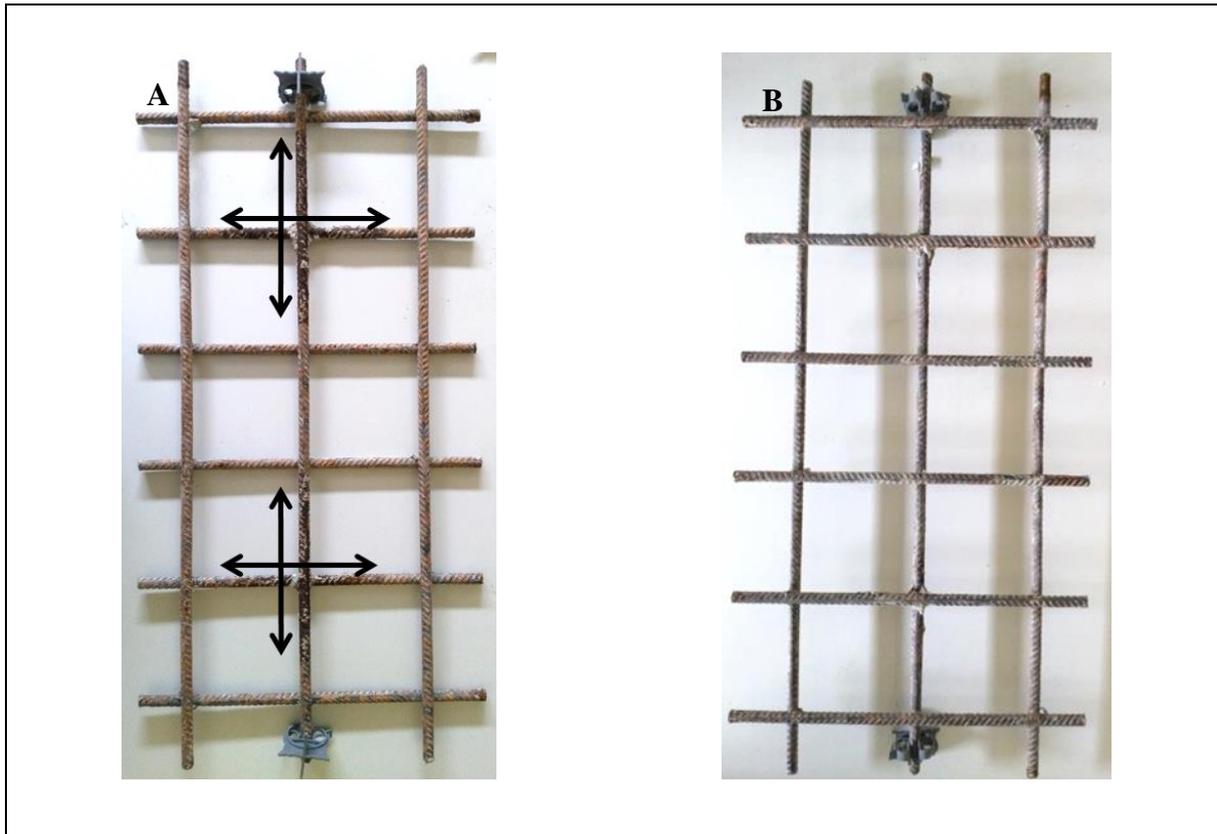


Figure IV-9 : Photos des résultats de l'essai de corrosion accéléré sur une dalle de 60x60x12cm de 2cm d'épaisseur d'enrobage pendant 98h ; A) face supérieure et B) face inférieure.

Le bilan matière au niveau des manchons peut être fait suite à l'analyse des solutions. Le Tableau I-6 montre une baisse significative des volumes des quatre solutions de 62 à 84mL. Cette baisse est d'autant plus forte pour la dalle témoin que pour les solutions utilisées sur la dalle. Les pH ont augmenté jusqu'à des valeurs comprises entre 12,4 et 12,7. La consommation en ions chlorure est comprise entre 25,3 et 39,8%. Le rapport des nombres de transport final a beaucoup diminué donnant des valeurs comprises entre 2,2 et 4,9.

Nous pouvons voir que ces phénomènes sont donc tous plus importants sur la dalle témoin que la dalle : la baisse du volume de solution, l'augmentation du pH, la consommation des ions chlorures sont plus importantes ainsi que la baisse du rapport des nombres de transport. Cela s'explique du fait de l'injection plus importante de courant dans le système des dalles témoins que pour les dalles.

Tableau IV-6 : Bilan matière du manchon

	Initial	Dalette s1	Dalette s2	Dalle z5 a	Dalle z5 b
V (mL)	300	218	216	238	237
pH	7,2	12,7	12,6	12,4	12,4
[OH⁻] (mol/L)	$1,47.10^{-7}$	$4,90.10^{-2}$	$3,80.10^{-2}$	$2,69.10^{-2}$	$2,34.10^{-2}$
[Cl⁻] (mol/L)	$3,28.10^{-1}$	$2,78.10^{-1}$	$2,74.10^{-1}$	$3,09.10^{-1}$	$2,97.10^{-1}$
nCl⁻ (mol)	$9,83.10^{-2}$	$6,06.10^{-2}$	$5,92.10^{-2}$	$7,34.10^{-2}$	$7,03.10^{-2}$
t_{Cl⁻}/ t_{OH⁻}	$8,49.10^5$	2,18	2,76	4,40	4,85

IV.3.4. Conclusion

La quantité de courant consommée peut être calculée grâce à l'évolution de l'intensité électrique au cours du temps selon l'équation suivante :

$$Q = \int I. dt \quad \text{Eq IV-1}$$

Il est donc possible de déterminer cette valeur de quantité d'électricité grâce à l'intégration de l'intensité au cours du temps via la méthode des trapèzes et ceci pour chaque essai réalisé résumé dans le Tableau IV-7.

Tableau IV-7 : Quantité d'électricité consommée pour chaque essai

	Zone 1	Zone 3	Zone 5a	Zone 5b
Q (C)	5379	7359	5124	8251

La Figure IV-10 relie la consommation de chlorures en pourcentage à la quantité d'électricité utilisée durant les essais réalisés sur dalle. Quelle que soit la manipulation, la consommation en chlorure ne dépasse pas les 30%. Nous pourrions donc penser que le procédé atteint ses limites dans les conditions actuelles d'exploitation. Une première idée a été évoquée de renouveler la solution une fois que le rapport de nombre de transport atteindrait une valeur seuil. Le problème serait que cela forcerait l'arrêt momentané de l'essai.

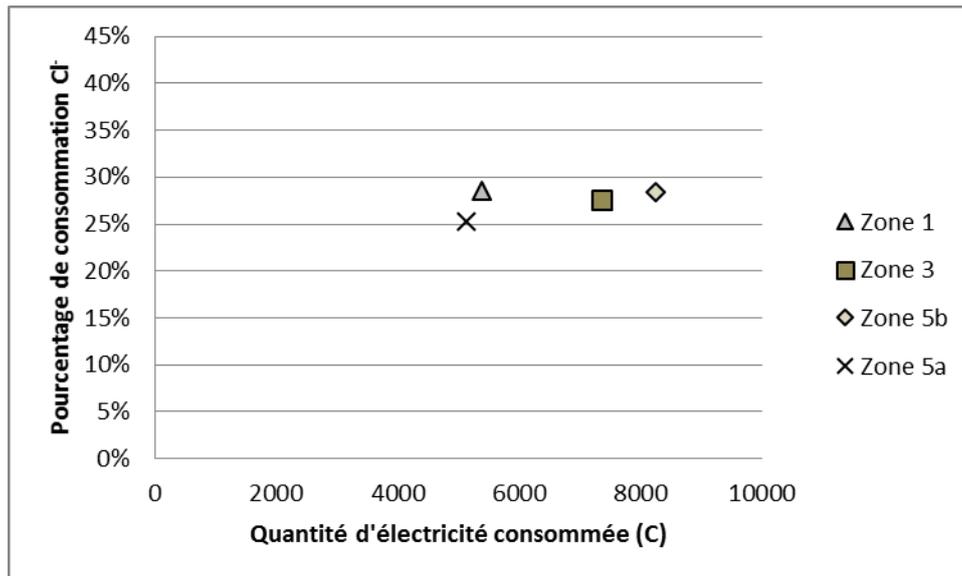


Figure IV-10 : Évolution de la consommation finale en chlorure en fonction de la quantité d'électricité consommée durant les essais sur dalle.

Afin d'obtenir une meilleure reproductibilité et une meilleure efficacité du procédé, une seconde idée est proposée. Il serait intéressant de mettre au point un procédé comportant une pompe doseuse permettant de faire circuler la solution et d'injecter dans le manchon une solution de HCl à une concentration d'environ 0,35 mol/L. Cet ajout dans le procédé permettrait à la fois de réguler la concentration en chlorure, d'homogénéiser la solution, d'évacuer les bulles de dihydrogène et enfin de conserver un pH inférieur à 11. Un pH inférieur à 11 induirait une injection au moins cent fois plus forte en Cl^- qu'en OH^- évitant alors une concurrence dans le transport du courant entre les ions OH^- et Cl^- durant la totalité de l'essai.

IV.4. Détection des spots de corrosion de la première dalle

IV.4.1. Comparatif de la mesure classique et par gradient

Le but de cet essai est de comparer la méthode de mesure de potentiel par gradient utilisant deux électrodes à roue, à la méthode classique de mesure de potentiel par connexion au réseau d'armatures. Afin de comparer ces méthodes, deux séries de mesures ont été réalisées. La première série, réalisée un matin, où une humidification importante de la dalle est faite afin d'obtenir des conditions de faible résistivité. Tandis que la seconde série est réalisée dans l'après-midi avec un séchage partiel de la dalle, donnant alors une résistivité plus importante. Les zones 3-6-9 ont été choisies pour réaliser cet essai, car un site de corrosion est visible depuis la surface (Figure IV-11) entre les zones 6 et 9. La présence de cette corrosion devrait permettre de visualiser une baisse de potentiel en surface à proximité de cette zone. Ce site de corrosion n'a pas été créé, mais est apparu spontanément en raison d'une déformation du treillis à son extrémité. La remontée du treillis conduit à une faible épaisseur d'enrobage et c'est probablement suite à une carbonatation du béton d'enrobage qu'un site de corrosion s'est formé.



Figure IV-11 : Photo de la présence de corrosion en surface de la dalle de béton à l'extrémité de la zone 6.

La Figure IV-12 et de manière plus précise l'Annexe II montrent le résultat des quatre cartographies. Les Figure IV-12A et B ayant été réalisées pour une résistivité plus faible que pour les Figure IV-12C et D. La distance entre les roues est toujours prise égale à 10cm pour un pas de mesure dans les deux cas de 10cm. Il est donc possible de comparer les résultats d'une même cartographie réalisée par les deux méthodes grâce aux Figure IV-12A et B.

Premièrement, l'amplitude maximale des domaines des deux cartographies est très proche : 253mV pour la cartographie utilisant deux électrodes et 261mV pour la méthode classique avec connexion au réseau d'armature. Les potentiels les plus négatifs atteignent -207mV/E(0,0) et -211mV/E_{Cu/CuSO₄} et se situent pour les deux cas dans la zone où des produits de corrosion ont été constatés. La valeur de -211mV/E_{Cu/CuSO₄} correspond à une valeur de -283mV/ECS qui selon l'ASTM (Tableau I-2) se traduit par un risque de corrosion élevé, car inférieure à -275mV/ECS. En ce qui concerne le gradient de potentiel le plus fort constaté (négatif), se situe dans les deux cas à X = 80-90cm et Y=240cm pour des valeurs de -139mV/dm (Figure IV-12A) et -115mV/dm (Figure IV-12B), ce qui semble assez proche pour ces deux méthodes. En revanche, la forme des isopotentiels à proximité de la zone corrodée diffère entre les deux méthodes. De plus, sur la Figure IV-12B, les valeurs de potentiel les plus élevées sont situées sur l'axe X=90cm pour Y compris entre 0 et 210cm. Cette zone, située à 10cm du bord de la dalle, a probablement davantage séché produisant un fort contraste qui n'est pas visible sur la méthode à deux électrodes.

En ce qui concerne les cartographies réalisées pour une résistivité plus faible (Figure IV-12C et D), un spot de corrosion est toujours localisé dans la même zone. En revanche, l'amplitude maximale des domaines ne sont plus les mêmes, atteignant 392mV pour la méthode de mesure de gradient contre 232mV pour la méthode avec connexion à l'armature. Dans un cas le

domaine a augmenté et dans l'autre il a diminué. Le gradient le plus fort obtenu par la méthode à deux électrodes est localisé aux mêmes coordonnées que précédemment ($X = 80-90\text{cm}$ et $Y=240\text{cm}$) et sa valeur est restée la même (-137mV/dm). En revanche, pour la méthode avec connexion à l'armature, le gradient le plus fort (négatif) est de seulement -99mV/dm et n'est plus situé aux mêmes coordonnées ($X=90-100\text{cm}$ et $Y=220\text{cm}$). La forme des isopotentiels est en revanche restée la même pour la méthode sans connexion à l'armature mais a significativement changée pour la méthode classique.

La dalle étant moins humide entre les essais réalisés le matin et l'après-midi, nous pouvons penser que les bruits et changements de forme des isopotentiels sont dus aux variations d'hygrométrie du béton d'enrobage entre le bord et le centre de la dalle. Ce phénomène n'est pas observé en réalisant une cartographie via des mesures de gradients de potentiel. La méthode de mesure par connexion à l'armature nécessite donc un taux de saturation homogène et important afin de pouvoir obtenir des cartographies qui soient reproductibles.

Nous pouvons donc voir qu'entre deux passages de roues, la méthode à deux électrodes possède un fort avantage. En effet, il peut y avoir une faible variation du taux de saturation, les mesures en seront assez peu impactées, contrairement à la méthode classique. La méthode proposée par l'ASTM nécessite une humidification de la zone à étudier et d'attendre jusqu'à la stabilité de la mesure. Ceci n'est pas nécessaire dans notre cas, ce qui permet un gain de temps important.

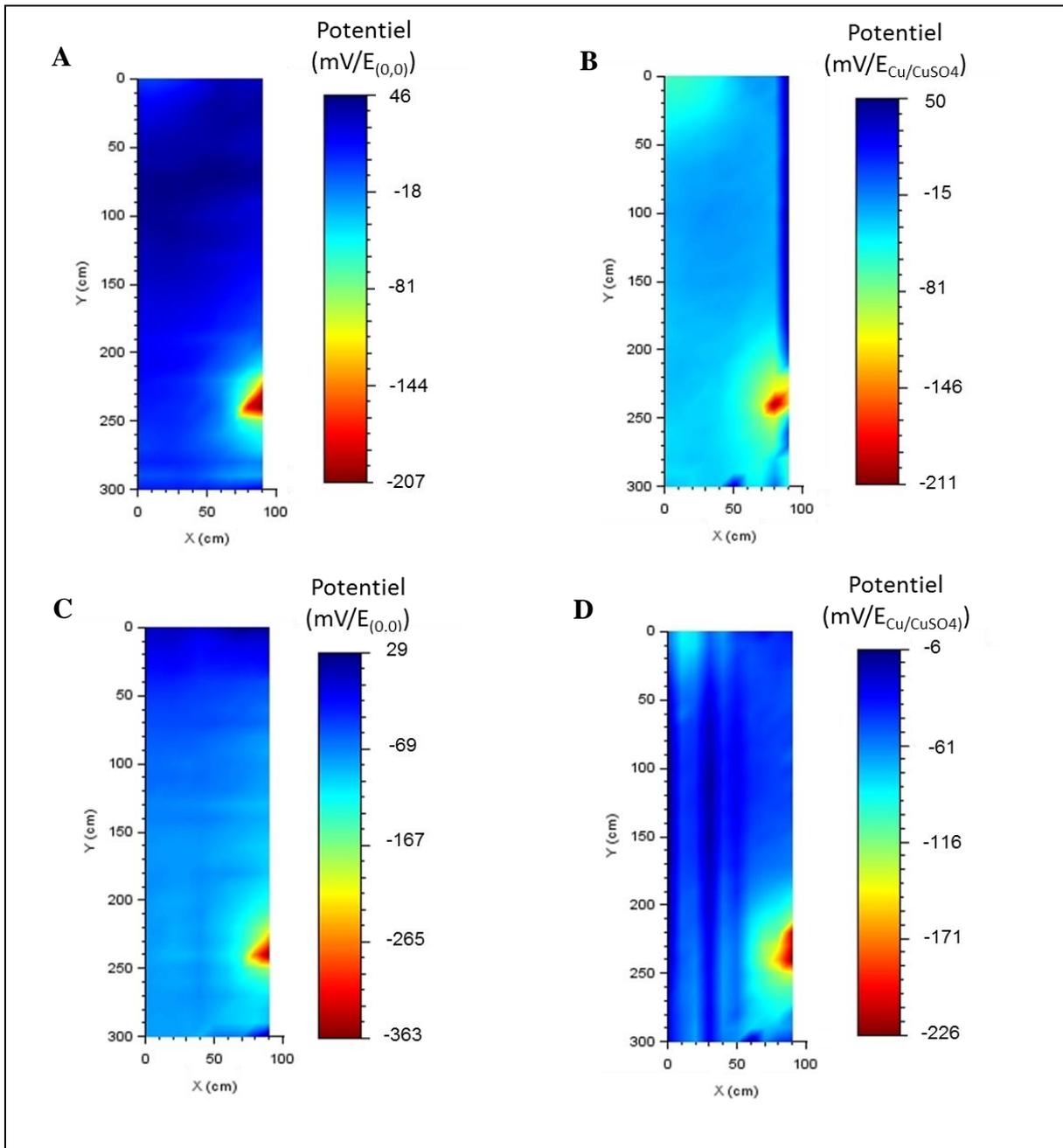


Figure IV-12 : Cartographies de potentiels classiques et équivalentes des zones 3-6-9 réalisées le même jour pour des conditions hygrométriques différentes ; A) et B) résistivité plus faible que pour C) et D).

Nous pouvons voir que la construction d'une cartographie de potentiel équivalente montre la faisabilité de la détection de la corrosion depuis la surface de la dalle sans destruction localisée de l'enrobage. Cette opération préliminaire est pourtant nécessaire pour la méthode classique afin d'obtenir une connexion aux armatures pour les mesures, mais aussi de vérifier la continuité de ces dernières dans la zone étudiée.

IV.4.2. Zone 1 : premier spot de corrosion

Suite à la création du premier spot de corrosion dans la zone 1, des mesures de gradient de potentiel ont été réalisées à la surface de la dalle un mois après la création de ce spot. La distance entre les roues est de 10cm pour un pas de mesure de 10cm. La Figure IV-13 (et Annexe III) est la cartographie des données brutes. Cette cartographie se lie par colonne du haut vers le bas c'est-à-dire que pour une valeur de Y donnée l'observation doit se faire de (0,Y) vers (270,Y). Sur cette cartographie nous pouvons voir pour des valeurs de Y comprises entre 50 et 70 une diminution progressive du gradient de potentiel jusqu'à atteindre des valeurs inférieures à -100mV sur des distances de 10cm. Suite à ces fortes valeurs négatives, un brusque changement de signe avec des valeurs supérieures à 100mV/dm sont mesurées. Ces forts gradients localisés dans la zone 1 démontrent la présence de corrosion. Ces observations montrent que plus la valeur de gradient est négative, plus le centre de la zone corrodée est proche. A l'inverse, si la valeur de gradient devient positive le centre de la zone corrodée s'éloigne. Le centre de la zone corrodée se situe donc dans la zone du brusque changement de signe des gradients de potentiel. Une seconde zone de corrosion est détectée dans la zone 9. Ce second spot correspond au spot de corrosion identifié précédemment lors des cartographies des zones 3-6-9. De forts gradients négatifs sont observés montrant que plus la valeur de X est grande, plus le centre de la zone corrodée est proche.

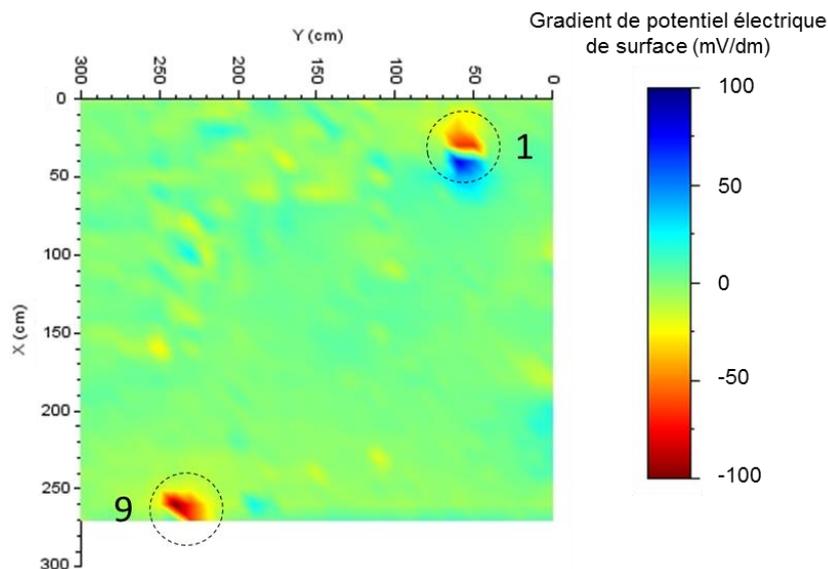


Figure IV-13 : Cartographie de gradient de potentiel utilisant deux électrodes de références avec une distance d'électrode et un pas de mesure de 10cm.

Une cartographie équivalente de potentiel a été construite (Figure IV-14 et Annexe IV) avec un potentiel de coordonnée (0,0) choisi arbitrairement égal à 0V selon la méthode présentée dans le 0. De même que précédemment, deux zones corrodées sont détectées. Au centre de celle située dans la zone 1, le potentiel mesuré atteint $-133\text{mV}/E_{(0,0)}$ et à 30cm de ce point les

potentiels sont 90 à 140mV plus importants. Le second spot de corrosion donne une valeur de potentiel atteignant $-183\text{mV}/E_{(0,0)}$.

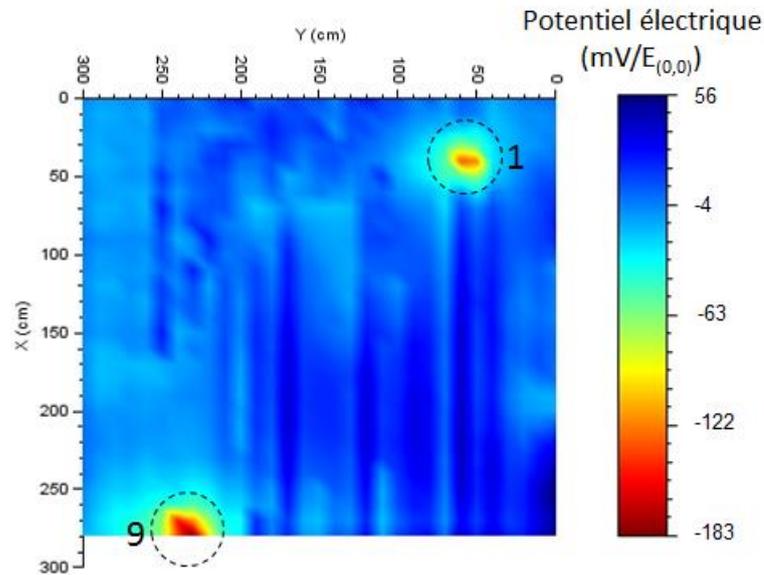


Figure IV-14 : Cartographie de potentiel équivalente utilisant deux électrodes de références avec une distance d'électrode et un pas de mesure de 10cm. $E_{(0,0)}=0\text{V}$.

Afin de vérifier la reproductibilité des résultats, deux autres cartographies ont été réalisées dans la zone 1 de dimension égale à $0,9 \times 1,2\text{m}$. La cartographie A fut réalisée le matin après une averse, et la B le même jour après humidification de la surface étudiée. La Figure IV-15 correspond aux cartographies des gradients de potentiel brut et la Figure IV-16 aux cartographies de potentiel équivalentes. Nous pouvons observer que les cartographies sont similaires du matin à l'après-midi, que ce soit en différence de potentiel ou en potentiel équivalent. Le cercle correspondant à la position du manchon lors de l'essai de migration des chlorures est situé entre les zones de fortes différences de potentiel et à proximité du potentiel de plus électro-négatif des cartographies. Ces cartographies positionnent donc correctement le centre de la zone corrodée. Nous pouvons donc constater que cette méthode peut être reproductible dans des conditions de mesures qui sont similaires.

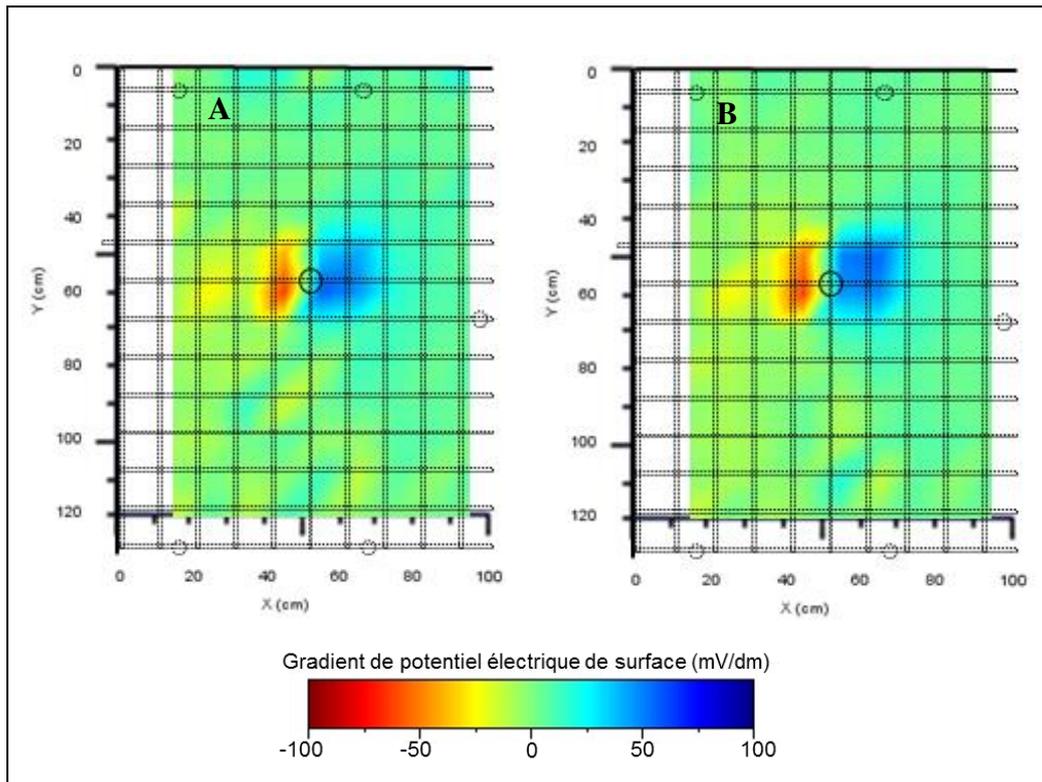


Figure IV-15 : Cartographies de gradient potentiel de la zone 1 de la dalle à épaisseur d'enrobage constant pour un pas de mesure et une distance de roue de 10cm.

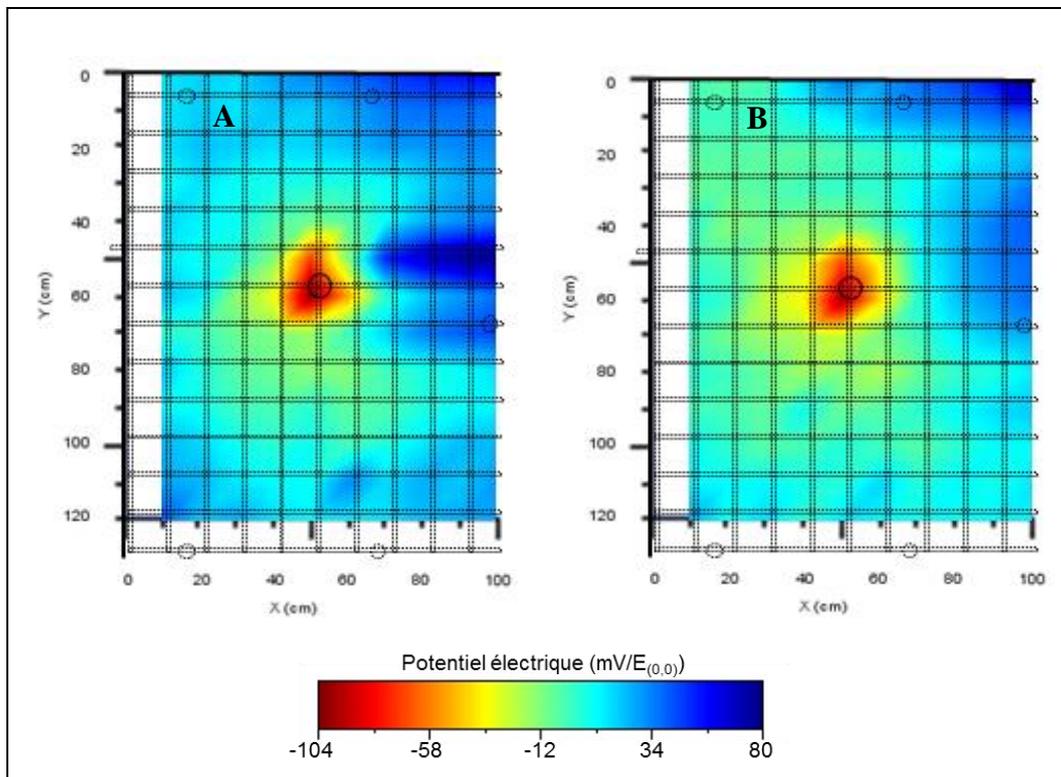


Figure IV-16 : Cartographies de potentiel équivalentes de la zone 1 de la dalle à épaisseur d'enrobage constant pour un pas de mesure et une distance de roue de 10cm.

À présent une zone d'intérêt réduite est désignée, centrée autour du spot de corrosion. Les dimensions de cette zone sont de 30x40cm. Une cartographie de potentiel précise est réalisée (Figure IV-17) à l'aide d'une électrode de référence au calomel saturée. Cette électrode est connectée au réseau d'armatures afin de pouvoir comparer les résultats à l'ASTM. La mesure est faite tous les centimètres ce qui correspond à un pas dix fois plus fin que pour les essais réalisés précédemment.

La Figure IV-17 donne des valeurs de potentiel comprises entre 0 et -252mV/ECS. Nous pouvons observer que les isopotentiels ont une forme circulaire caractéristique de la présence d'une zone corrodée. De plus, entre le point le plus électro négatif se situant au centre de ces cercles et 20cm plus à l'extérieur, la différence de potentiel est d'environ 250mV. Ce gradient, très important, ne laisse pas de doute sur la présence d'une zone corrodée.

Le cercle en pointillé désigne une valeur d'isopotentiel d'environ -125mV/ECS. À l'intérieur de ce disque, les valeurs sont donc comprises entre -125 et -250mV/ECS. Selon la norme ASTM, le risque que la corrosion soit effective est dit intermédiaire soit une probabilité de 50%. Au vu de la forme des isopotentiels ainsi que des gradients de potentiels observés, sachant également qu'un procédé de corrosion accéléré a été mis en place dans cette zone, nous pouvons affirmer qu'il y a bien présence de corrosion.

Afin de tirer les bonnes conclusions, il ne suffit donc pas de regarder les valeurs absolues de potentiel électrique et les recommandations fournies par l'ASTM, il est aussi nécessaire d'observer les gradients de potentiel ainsi que la forme des isopotentiels.

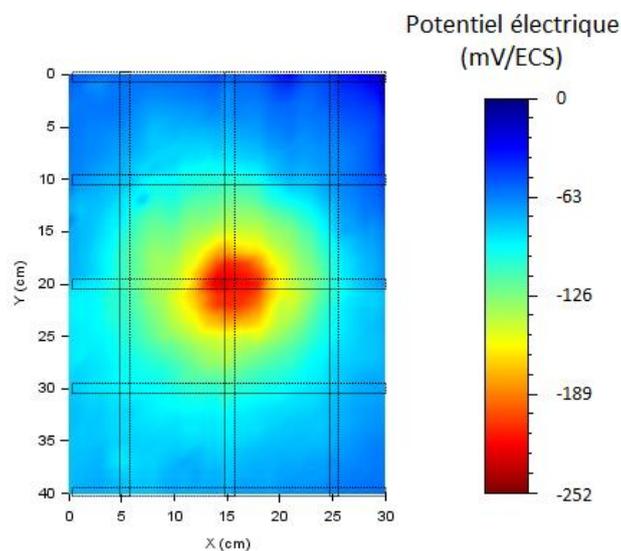


Figure IV-17 : Cartographie de potentiel dont le centre correspond à la zone de corrosion numérotée 1 à l'aide d'une électrode au calomel saturée connectée à l'armature dont le pas de mesure est de 1cm.

IV.4.3. Zone 3 : second spot de corrosion

À présent un second spot de corrosion a été créé dans la zone 3. Une cartographie a été réalisée dans les zones 3-6-9 afin de vérifier la détection de ce spot. La Figure IV-18 nous montre les cartographies de gradients de potentiel bruts ainsi que la cartographie de potentiel équivalente (aussi observable dans l'Annexe V). Tout d'abord, nous pouvons voir la présence du spot de corrosion de la zone 9 comme lors des essais précédents avec des gradients de potentiel supérieurs en valeur absolue à 100mV/dm et un potentiel minimum de $-74\text{mV}/E_{(0,0)}$. À cela s'est ajouté l'apparition d'un gradient de potentiel en valeur absolue de plus de 65mV/dm donnant une valeur de potentiel de $-40\text{mV}/E_{(0,0)}$ situé sur l'axe Y à 70cm. Cette zone n'était pas présente lors des essais précédents et se situe bien à l'endroit où un protocole de corrosion accéléré a été réalisé. Ces gradients sont moins importants que dans la zone 9. Deux paramètres peuvent en être la cause : l'épaisseur d'enrobage qui est plus importante ainsi qu'une taille de zone corrodée moins grande que pour la zone 9.

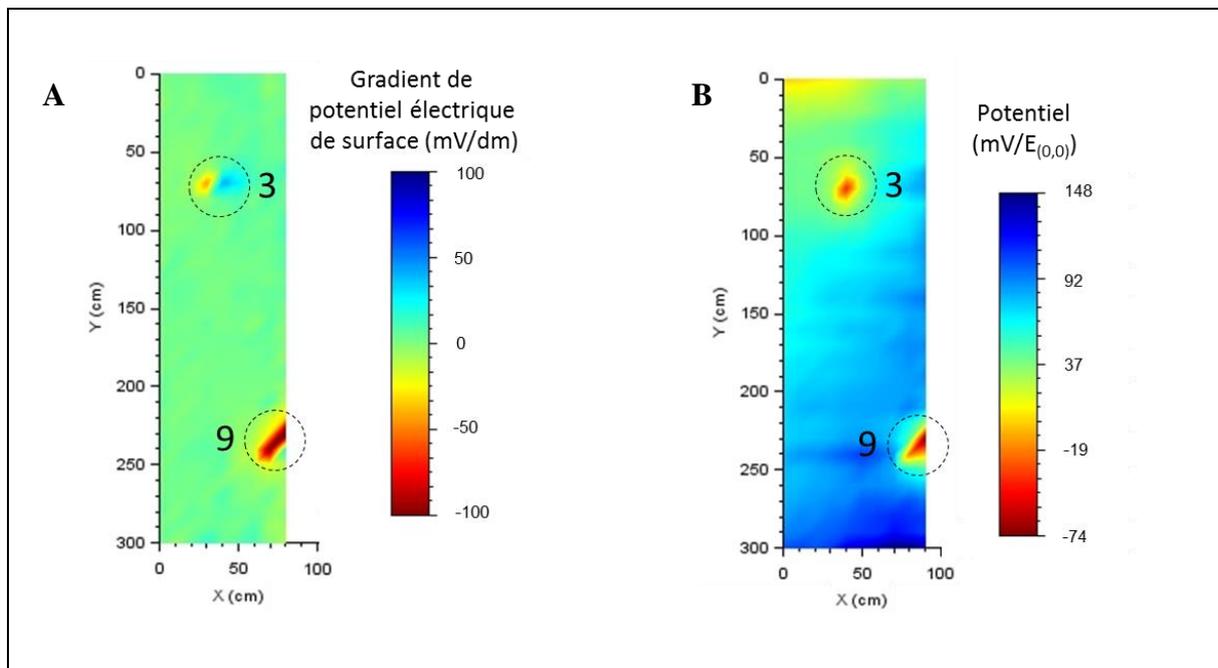


Figure IV-18 : Cartographie de gradients de potentiel selon l'axe (0,y) en A et cartographie de potentiel équivalente en B, des zones 3-6-9.

IV.4.4. Zone 5 : troisième et quatrième spots de corrosion

Deux spots de corrosion ont été créés dans la zone 5 et suite à cela une nouvelle cartographie a été réalisée. Les figures suivantes nous montrent deux cartographies : une cartographie de gradients de potentiel brut (Figure IV-19A) ainsi qu'une cartographie de potentiel équivalente (Figure IV-19B) pour les zones 2-3-5-6-8-9 (aussi observable dans l'Annexe VI). La présence des spots des zones 9 et 3 est à nouveau visible sur les deux cartographies. Les gradients de ces zones atteignent en valeur absolue plus de 100mV/dm dans le premier cas et environ 70mV/dm

dans le second. Les potentiels de ces zones donnent des valeurs minimales de $-164\text{mV}/E_{(0,0)}$ dans la zone 9 et de $-92\text{mV}/E_{(0,0)}$ dans la zone 3.

En ce qui concerne la zone 5, la cartographie de gradients de potentiel brute nous montre la présence de deux spots de corrosion probables. Il y est observé des gradients de potentiel en valeur absolue de plus de $65\text{mV}/\text{dm}$ pour $Y=200\text{cm}$ et de seulement $30\text{mV}/\text{dm}$ pour $Y=170\text{cm}$. Ces spots correspondent respectivement aux spots b et a. Les gradients donnent des valeurs de potentiels minimums de $-75\text{mV}/E_{(0,0)}$ pour le spot b et de $-27\text{mV}/E_{(0,0)}$ pour le spot a. Il semble moins aisé de détecter la présence de deux spots sur la cartographie de potentiel équivalente que sur la cartographie de gradients de potentiel brut. Une première explication probable à la difficulté de localiser le spot de corrosion de la zone 5a est qu'une quantité de courant bien moins importante a été injectée lors de l'essai de migration accéléré (8250 contre 5380C). La taille du spot de corrosion doit donc est moindre et donc plus difficile à détecter. La seconde explication concerne le pas de mesure ainsi que les potentielles erreurs de distance lors des mesures : il est possible d'être plus éloigné du centre d'un spot de corrosion dans une zone et plus proche dans une autre.

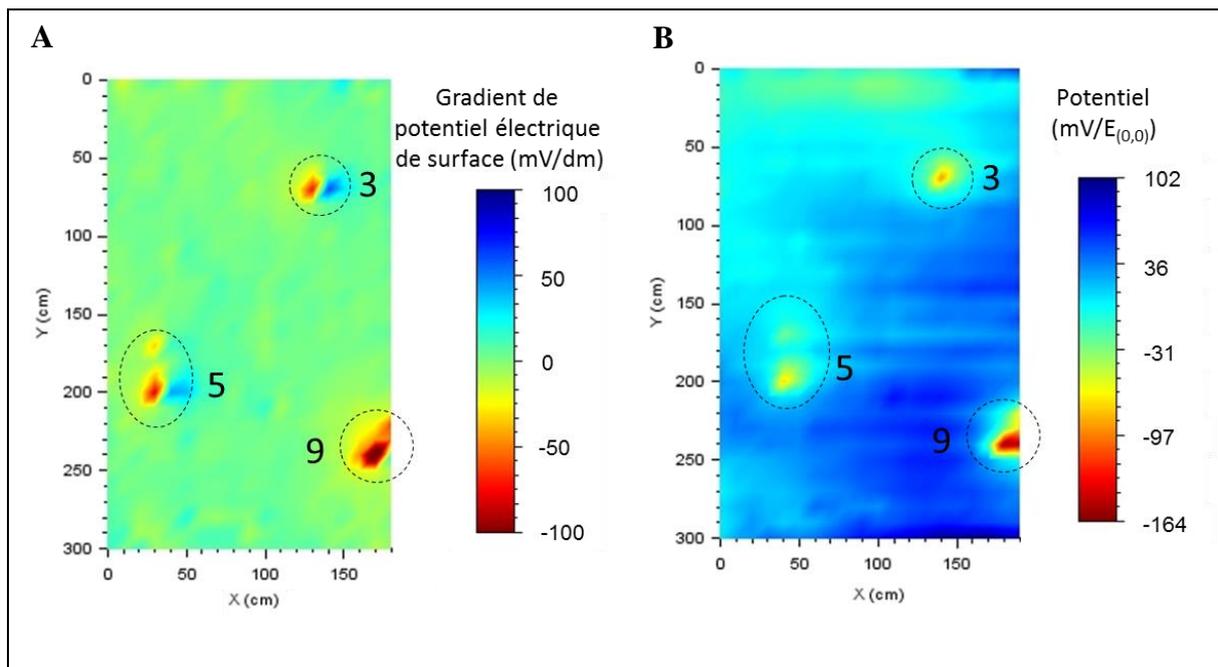


Figure IV-19 : Cartographie de gradients de potentiel selon l'axe (0,y) en A et cartographie de potentiel équivalente en B, des zones 2-3-5-6-8-9.

Ayant pu voir que les différents spots de corrosion ont été détectés nous souhaitons à présent vérifier l'influence de deux paramètres sur la mesure : la résistivité du béton ainsi que la connexion électrique des deux lits d'armatures.

IV.4.5. Influence de la résistivité et de la connexion des deux lits armatures

IV.4.5.a. Influence de la résistivité, zone 1

Afin de vérifier si les tendances données par la modélisation sont correctes, des mesures de potentiels électriques en surface avec connexion à l'armature ont été réalisées. Ces mesures démarrent du centre de la zone corrodée jusqu'à une distance de 20cm selon l'axe 0y et ce tous les centimètres. Trois mesures ont été réalisées dans des conditions d'humidité de la dalle différentes. Une mesure suite à de fortes pluies ayant duré plus de 10h correspondant à une condition « très humide ». La seconde mesure 3h, après l'arrêt de cette pluie, condition appelée « humide ». Et pour finir, une mesure réalisée trois jours plus tôt dans des conditions sèche où la surface du béton a été légèrement humidifiée pour la mesure, condition appelée « sec et humidifié ». Ces trois conditions de mesure peuvent être traduites par une résistivité du béton d'enrobage plus faible lorsque les conditions sont dites très humides et plus importantes pour un béton sec et humidifié.

La Figure IV-20 regroupe les résultats des trois mesures. Dans les trois cas étudiés, les valeurs de potentiels ont tendance à augmenter avec l'augmentation de la distance au centre de corrosion. Les valeurs à 20cm de distance du centre de corrosion sont proches et comprises entre -70 et -80mV/ECS contre des valeurs comprises entre -200 et -225mV/ECS au centre de la zone corrodée.

Dans le cas où la résistivité est la plus faible, la valeur de potentiel au centre de la zone corrodée est de -198mV/ECS et de -76mV/ECS à 20cm soit un domaine de 122mV ; pour la condition humide, les valeurs sont comprises entre -203 et -71mV/ECS soit un domaine de 132mV ; enfin dans le cas où la résistivité est la plus forte, les valeurs de potentiels sont comprises entre -225 et -70mV/ECS donnant un domaine de potentiel de 155mV.

Nous pouvons en déduire que plus la résistivité est importante, plus le potentiel au-dessus de la zone corrodée est électronégatif. À l'inverse, au loin de cette zone corrodée, plus la résistivité est forte et plus le potentiel est électropositif. Cela induit donc un domaine de potentiel plus fort lorsque la résistivité est élevée. Dans notre cas, le domaine le plus fort est donc attribué aux conditions de taux de saturation du béton d'enrobage le plus faible. Il est ainsi plus aisé de détecter une zone corrodée dans un cas où la résistivité est plus élevée que pour un cas où la résistivité est très faible. Cela correspond aux mêmes conclusions que celles obtenues lors des simulations numériques.

L'hygrométrie de la dalle est donc un facteur déterminant à la fois sur les valeurs de potentiels électriques, obtenus grâce à la méthode classique, mais aussi sur les gradients de potentiel observés.

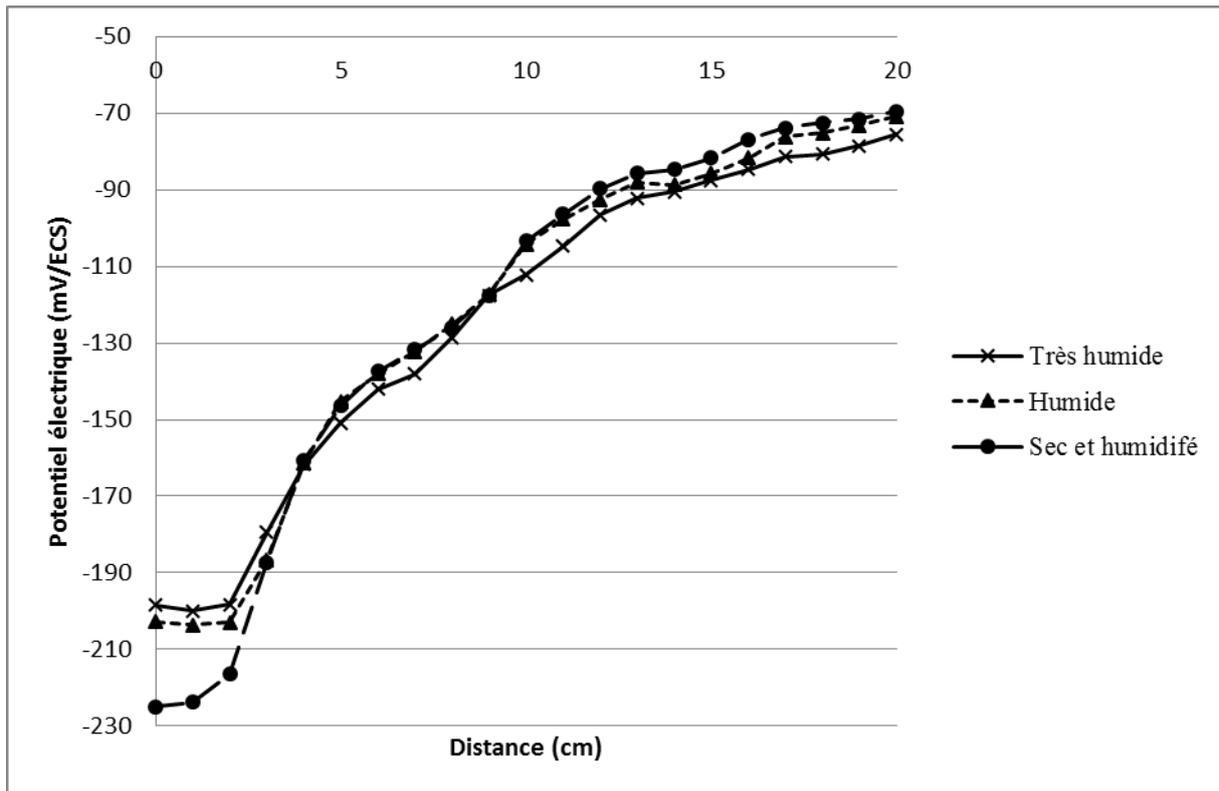


Figure IV-20 : Mesures de potentiels électriques utilisant une électrode de référence au calomel saturée, connectée à l'armature, depuis le centre du spot de corrosion de la zone 1 sur 20 cm selon l'axe 0y.

À présent nous souhaitons voir l'influence de la résistivité sur des dimensions plus importantes, mais aussi à l'aide du dispositif de mesure utilisant deux électrodes à roue sans connexion à l'armature.

IV.4.5.b. Influence de la résistivité, zone 3-6-9

Dans les zones 3-6-9, des cartographies de potentiels ont déjà été réalisées pour des conditions différentes (IV.4.1). Au vu de la similarité des formes des isopotentiels des cartographies (Figure IV-12A et C). Les cartographies qui suivent (Figure IV-21 et Annexe VII) sont les mêmes que celles présentées en Figure IV-12A et C, mais l'échelle des potentiels est commune afin de les comparer.

Les potentiels de la cartographie réalisée le matin sont globalement moins négatifs, que ce soit dans les zones saines (46 contre 29mV/ $E_{(0,0)}$) ou au niveau de la zone corrodée (-207 contre -363mV/ $E_{(0,0)}$). Les contrastes de la cartographie réalisée l'après-midi sont plus forts atteignant 392mV contre seulement 253mV le matin. Les conditions de mesures de l'après-midi sont donc plus favorables afin de détecter une zone corrodée bien que les formes des isopotentiels restent les mêmes.

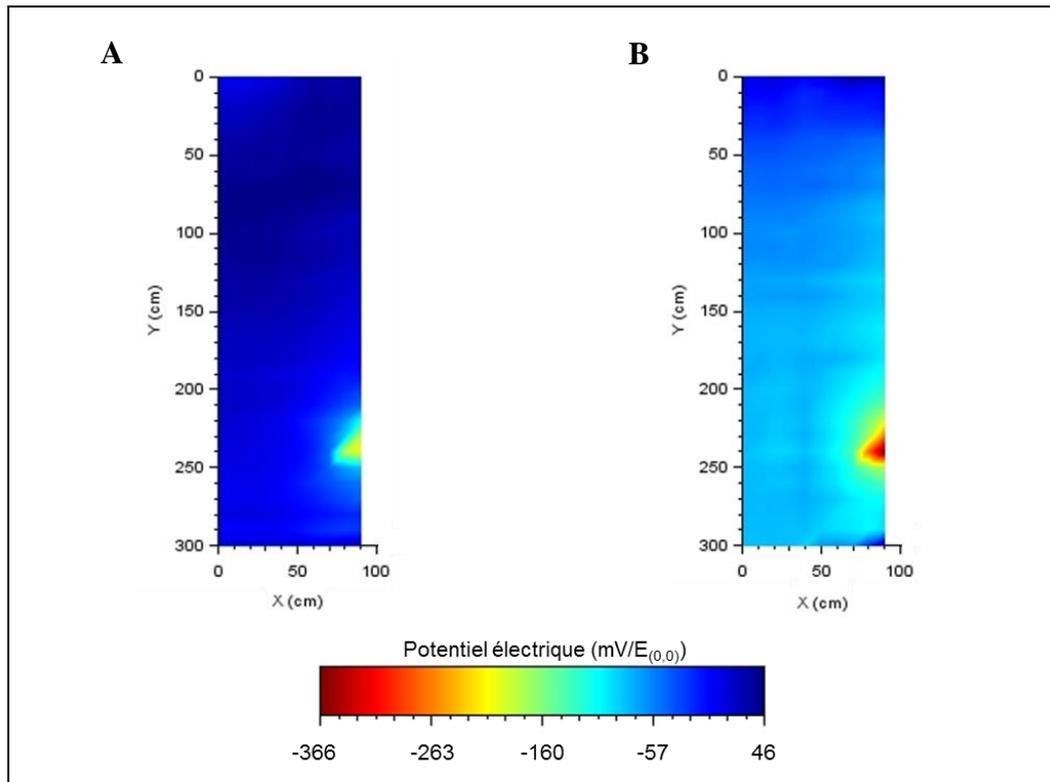


Figure IV-21 : Cartographies de potentiels équivalentes des zones 3-6-9 réalisées le même jour pour des conditions hygrométriques différentes ; A) en matinée, B) en après-midi.

Selon les résultats expérimentaux des Figure IV-20, Figure IV-21 mais aussi des résultats obtenus par les simulations numériques du 0, nous pouvons donc en conclure que l'hygrométrie du béton joue un rôle très important sur les champs de potentiels. L'évolution de la résistivité et plus particulièrement celle du béton d'enrobage va définir non pas la forme des isopotentiels mais leurs valeurs. En ce qui concerne les précautions à prendre lors des mesures, il est donc préférable de réaliser des essais sur une dalle de béton peu humidifiée afin de ne pas perdre trop de contrastes suite à la diminution de la résistivité.

IV.4.5.c. Influence de la connexion des deux lits d'armatures

Afin d'observer l'influence des connexions électriques entre les deux lits d'armatures, les dalles ont été conçues avec deux lits d'armatures dont la distance est constante et non connectée électriquement (voir Chapitre III). Des armatures ont été prévues sortant du coffrage afin de pouvoir réaliser ces connexions électriques selon les cartographies souhaitées.

Un essai a été mis en place afin de réaliser des mesures de gradient de potentiel avec deux électrodes de référence. Ces mesures gradients sont réalisées entre le centre des spots de corrosion et à dix centimètres du centre pour les zones 3, 5a et 5b, mais aussi dans une zone sans présence de corrosion en la zone 6. Dans un premier temps les gradients sont relevés sur la dalle sèche avec et sans connexion à l'armature et ensuite ces mêmes mesures sont effectuées

après humidification importante de la dalle. Le Tableau IV-8 regroupe les résultats obtenus lors de ces essais.

La première observation est que lorsque le béton est humidifié, quel que soit la zone corrodée et la présence ou non de connexion entre les lits d'armature, le gradient de potentiel est moins important. En effet, nous constatons des diminutions de gradients comprises entre 110 à 200mV après humidification de la dalle. Cette observation corrèle parfaitement avec les essais précédents. En revanche, la zone 6 réagit différemment des zones corrodées. Une légère augmentation de moins de 10mV du gradient de potentiel est constatée lorsque cette zone est humidifiée. Cela s'explique par le déplacement des isopotentiels les plus négatifs qui étaient concentrés autour de la zone corrodée vers les zones saines, induisant alors des gradients légèrement plus fort au loin de la zone corrodée.

En observant dans un premier temps les valeurs mesurées pour une dalle sèche (visible Figure IV-22), la connexion des deux lits d'armatures engendre une augmentation du gradient de potentiels de quelques millivolts à l'exception du gradient de la zone 3 qui diminue d'une dizaine de millivolts. En comparaison à la valeur de gradient de potentiel, les variations sont très faibles, de l'ordre de 6,5 à 1,6%.

Après humidification (visible Figure IV-23), la connexion des lits d'armatures induit aussi une augmentation des gradients de potentiel pour toutes les zones corrodées de l'ordre de 15 à 25mV. Les gradients de potentiel ayant très fortement diminué, ces variations sont plus importantes de l'ordre de 26 à 47%. Cette augmentation plus forte des gradients dans des conditions où le béton est plus humide est similaire à ce qui a pu être observé lors des simulations numériques. En effet, le treillis inférieur captant des lignes de courant lorsque la connexion électrique existe, les zones saines du treillis supérieur sont alors moins sollicitées. Il en découle un contraste plus marqué entre la zone saine et corrodée en surface du béton.

Tableau IV-8 : Tableau des gradients de potentiel mesurés en mV/dm selon les conditions, la connexion ou non des lits d'armatures et la localisation

Conditions	Sèche		Humidifiée	
	non	oui	non	oui
Zone 3	183,8	171,8	52,9	66,8
Zone 5 a	184,2	191,2	51,2	72,4
Zone 5 b	255,7	259,8	56,5	82,8
Zone 6	4,8	5,2	13,9	13,2

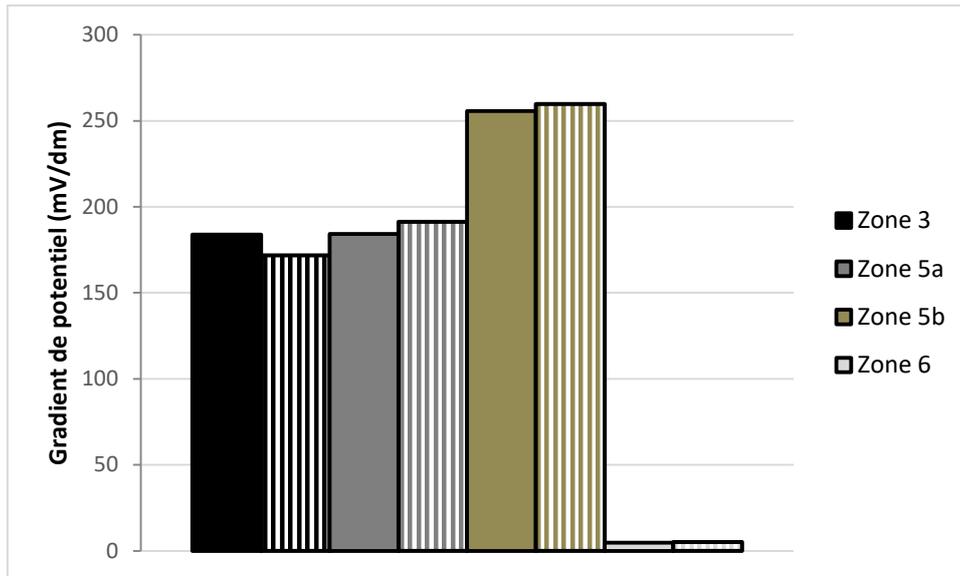


Figure IV-22 : Évolution des gradients de potentiel sans connexion à l'armature (plein) ou avec (rayé blanc) en fonction de la zone de mesure pour une dalle sèche et une distance interélectrodes de 10cm.

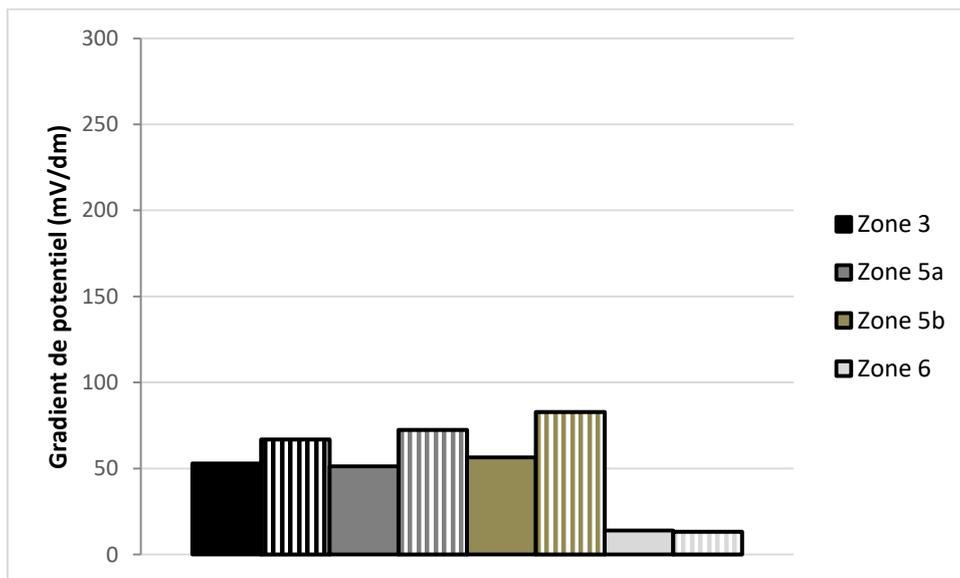


Figure IV-23 : Évolution des gradients de potentiel sans connexion à l'armature (plein) ou avec (rayé blanc) en fonction de la zone de mesure pour une dalle humidifiée et une distance interélectrodes de 10cm.

IV.5. Deuxième dalle : épaisseur d'enrobage variable

IV.5.1. Zone 8-9 : épaisseur d'enrobage de 7cm

Deux essais ont été lancés en parallèle dans des zones où l'épaisseur d'enrobage est la plus forte. Suite à différents problèmes durant la manipulation, aucun suivi n'a pu être réalisé. Les essais se sont arrêtés au bout de 164h en zone 9 avec une intensité finale de 5,41mA et au bout de 194h pour la zone 8 avec une intensité finale de 4,91mA.

Un bilan matière des solutions contenu dans les manchons a tout de même pu être effectué (Tableau IV-9). Ce bilan matière nous montre qu'une quantité supérieure de chlorures a été consommée pour l'essai réalisé dans la zone 8, comptabilisant 19,7% de consommation, contre 18,9% pour l'essai réalisé en zone 9.

Tableau IV-9 : Bilan matière des solutions des manchons de l'essai réalisé en zone 8 et 9

	Initial	Dalle z8	Dalle z9
V (mL)	300	218	220
pH	7,2	12,4	12,4
[OH ⁻] (mol/L)	$1,47 \cdot 10^{-7}$	$2,57 \cdot 10^{-2}$	$2,45 \cdot 10^{-2}$
[Cl ⁻] (mol/L)	$3,28 \cdot 10^{-1}$	$3,65 \cdot 10^{-1}$	$3,65 \cdot 10^{-1}$
n _{Cl⁻} (mol)	$9,83 \cdot 10^{-2}$	$7,95 \cdot 10^{-2}$	$8,03 \cdot 10^{-2}$
t _{Cl⁻} / t _{OH⁻}	$8,49 \cdot 10^5$	5,44	5,7

Après trois semaines de dépolarisation, une cartographie a été effectuée avec le dispositif à deux électrodes montées sur roues (Figure IV-24A et B, Figure IV-25 et avec plus de précision les Annexe VIII, et Annexe IX).

Cette cartographie de gradient de potentiel (Figure IV-24A et B) est présentée dans un premier temps avec la même échelle que lors des précédentes mesures. Deux probables spots de corrosion semblent être détectés dans les zones où le procédé de corrosion accéléré a été effectué. À l'approche de la probable zone de corrosion dans la zone 8, des gradients successifs de -10 et -18mV/dm sont constatés, suivis par un gradient positif plus fort de 32mV/dm. En revanche, concernant la zone 9, les gradients sont moins prononcés avec des valeurs de -13mV/dm à l'approche de la zone puis 17mV/dm en s'en éloignant.

Nous constatons ici une forte atténuation des gradients de potentiel par rapport aux conditions précédemment observées pour la dalle à épaisseur d'enrobage constant. Les gradients de potentiel pouvaient atteindre 70 à plus de 100mV/dm à l'approche de la zone corrodée. Les gradients étant plus faibles, il est donc intéressant de réduire l'échelle des gradients afin d'obtenir un domaine compris -50 et 50mV/dm et ainsi d'augmenter les contrastes. La Figure IV-24B permet donc de mettre en évidence la présence des zones corrodées. Il est en revanche impossible d'affirmer la présence de corrosion dans la zone 9 en raison du trop faible gradient observé.

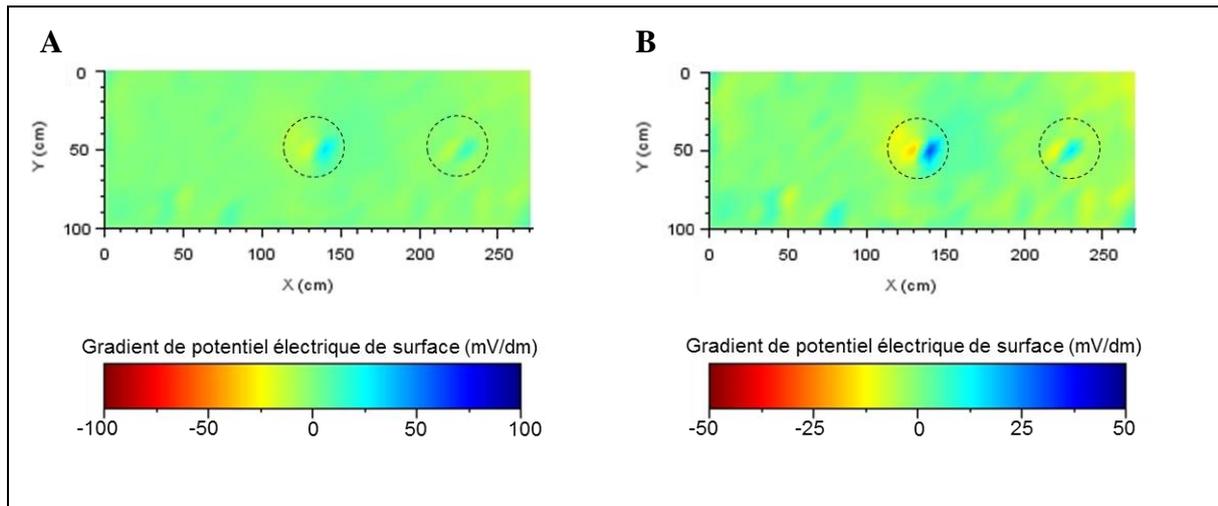


Figure IV-24 : Cartographies de gradient potentiel des zones 7-8-9 de la dalle à épaisseur d'enrobage variable avec une échelle de gradient de potentiel compris entre -100 et 100mV/dm à gauche et une échelle de gradient compris entre -50 et 50mV/dm droite. Le pas de mesure et la distance des roues sont de 10cm.

La Figure IV-25 présente la cartographie de potentiel équivalente obtenue grâce aux mesures de gradients de potentiel. Le domaine de potentiel étant de seulement 50mV, il est difficile de conclure de façon affirmative suite à la construction de cette cartographie. Lors des essais précédents, il avait pu être observé des domaines généralement supérieurs à 200mV.

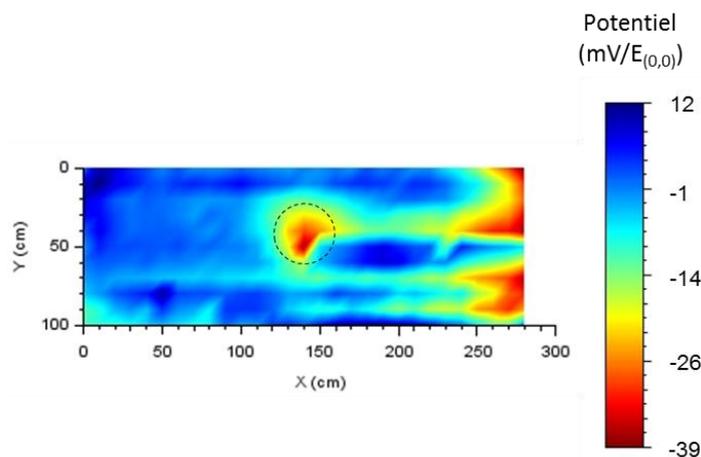


Figure IV-25 : Cartographie de potentiel équivalente des zones 7-8-9 de la dalle à épaisseur d'enrobage variable utilisant deux électrodes de références avec une distance d'électrode et un pas de mesure de 10cm ; $E_{(0,0)}=0V$.

En raison des problèmes liés au suivi des mesures durant le procédé de corrosion accéléré par migration de chlorures et à un probable temps d'essai trop court, il est difficile de conclure de façon nette sur les résultats obtenus. Toutefois, une présence de corrosion dans les zones où le

procédé a été utilisé est fortement probable, malgré une taille de spot de corrosion vraisemblablement plus faible que lors des essais précédents.

IV.5.2. Zone 5-6 : épaisseur d'enrobage de 4cm

Par la suite, des essais de corrosion accélérée par migration de chlorures sont réalisés dans les zones 5 et 6 (Figure IV-26). L'essai est stoppé au bout de 139h dans la zone 5 et au bout de 210h dans la zone 6.

Les tendances sont les mêmes que celles vues précédemment lors des essais réalisés sur la dalle à épaisseur d'enrobage fixe.

La tension aux bornes du générateur est maintenue à 20V, les potentiels des armatures sont stables aux alentours de 18,7V/ECS. Les courbes d'intensité électrique sont quasi identiques dans les deux zones. Premièrement, une augmentation durant 21h jusqu'à atteindre 12,2mA. Par la suite, nous observons une courte stabilisation durant 20h si les variations quotidiennes ne sont pas prises en comptes. C'est ensuite que l'intensité diminue et ce jusqu'à la fin de l'essai. L'essai réalisé en zone 5 a été stoppé au bout de 139h pour une valeur de 3,9mA contre 210h d'essai avec une valeur de 3,2mA pour la zone 6. Une quantité d'électricité plus importante a donc été injectée au niveau de la zone 5 que de la zone 6. En effet, l'intégration de l'intensité au cours du temps nous permet d'obtenir les quantités d'électricité consommée pour la zone 5 et 6 qui sont de respectivement 4600C et 5300C.

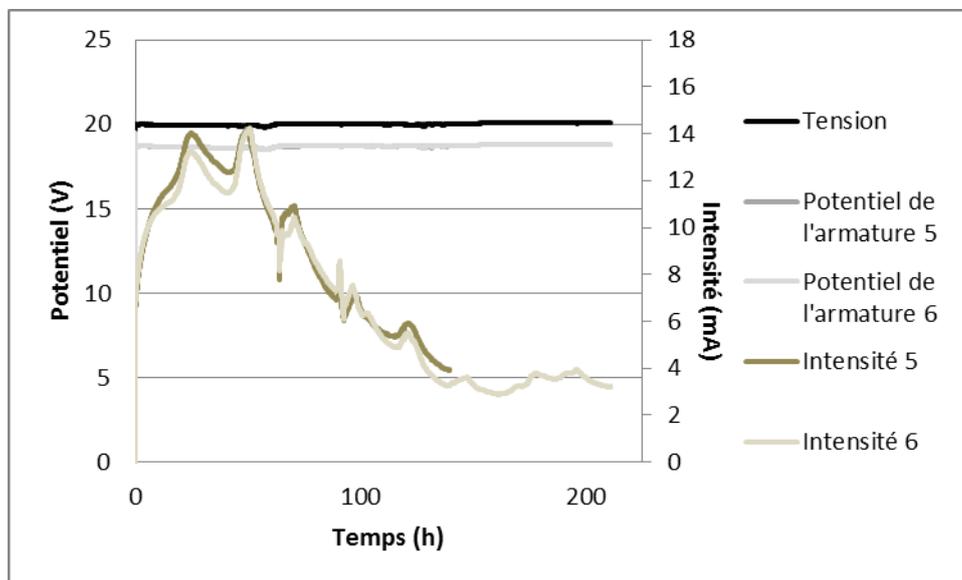


Figure IV-26 : Suivi de la tension aux bornes du générateur, des potentiels d'armature et des intensités au cours de l'essai de création accélérée de zones corrodées par migration de chlorures des zones 5 et 6 sur la dalle à épaisseur d'enrobage variable.

Cet essai de migration accéléré nous montre que le début de la décroissance de l'intensité est observé au bout de 51h d'essai. Il est important de signaler que lors des essais précédents une

hypothèse avait été émise concernant le début de la chute de l'intensité qui serait le signe de la dépassivation de l'armature et du début de la propagation de la corrosion. Or, dans ce cas de figure, l'épaisseur d'enrobage est d'environ 4cm et lors des essais précédents l'épaisseur d'enrobage était d'environ 2cm. L'épaisseur d'enrobage a doublé et la durée, jusqu'à atteindre le moment où l'intensité décroît, est passé d'une moyenne proche de 30h à 51h soit presque le double de temps pour des intensités proches.

Les résultats de l'analyse des solutions des manchons des zones 5 et 6 sont résumés dans le Tableau IV-10. Les résultats sont proches de ce qui a pu être observé lors des essais précédents, comptabilisant une diminution du volume, de la concentration en chlorure et du rapport des nombres de transport en Cl^- et OH^- . La durée de l'essai réalisé de la zone 6 étant plus importante, la consommation en chlorures l'est elle aussi, atteignant 18,7% de Cl^- contre 16,6% pour la zone 5. Malgré la quantité d'électricité consommée (environ 5300C) qui est similaire aux essais réalisés pour la dalle à épaisseur d'enrobage constant, la quantité d'ions chlorures injectée est bien moindre dans ce cas de figure avec une épaisseur d'enrobage plus importante.

Tableau IV-10 : Bilan matière des solutions des manchons de l'essai réalisé en zone 5 et 6

	Initial	Dalle z5	Dalle z6
V (mL)	300	223	231
pH	7,2	12,2	12,4
[OH⁻] (mol/L)	$1,47 \cdot 10^{-7}$	$1,74 \cdot 10^{-2}$	$2,45 \cdot 10^{-2}$
[Cl⁻] (mol/L)	$3,25 \cdot 10^{-1}$	$3,52 \cdot 10^{-1}$	$3,52 \cdot 10^{-1}$
n_{Cl⁻} (mol)	$9,74 \cdot 10^{-2}$	$7,91 \cdot 10^{-2}$	$8,13 \cdot 10^{-2}$
t_{Cl⁻}/ t_{OH⁻}	$8,47 \cdot 10^5$	7,76	5,5

Un peu plus de deux semaines après la polarisation des zones 5 et 6, une cartographie de gradients de potentiel a été réalisée pour les zones 2-3-5-6-8-9. Les résultats de cette mesure donnent des cartographies de gradients de potentiel (Figure IV-27A et B et plus précisément Annexe X). La cartographie A nous montre la présence de 3 zones corrodées correspondant aux zones 5, 6 et 8. Les gradients de potentiel observables dans ces zones atteignent -45 puis 33mV/dm dans la zone 5, -53 puis 39mV/dm dans la zone 6 et de -22 puis 28mV/dm dans la zone 8. Nous constatons que le gradient est plus fort dans la zone 6, zone où la durée de l'essai de migration des chlorures était plus longue.

En augmentant le contraste de la cartographie A nous obtenons la cartographie B qui est la même, mais avec une échelle allant de -50 à 50mV/dm. Une possible quatrième zone corrodée est détectée avec des gradients de -18 puis 18mV/dm. Cette quatrième zone est située au niveau d'un croisement d'armature à proximité d'une cale qui sépare les zones 2 et 3.

Nous remarquons que dans le cas rencontré ici, il est plus difficile de détecter des zones corrodées dont l'épaisseur d'enrobage est plus importante. Cette distinction est d'autant plus difficile que la dalle est très sèche et les températures élevées. Nous constatons une tendance

générale aux gradients négatifs (prédominance du jaune et de vert), ceci à cause d'un séchage superficiel de la dalle. Ces phénomènes n'ont pas été observés lors des mesures réalisées sur la dalle à épaisseur d'enrobage constant car les conditions climatiques étaient plus favorables (moins sec et moins chaud).

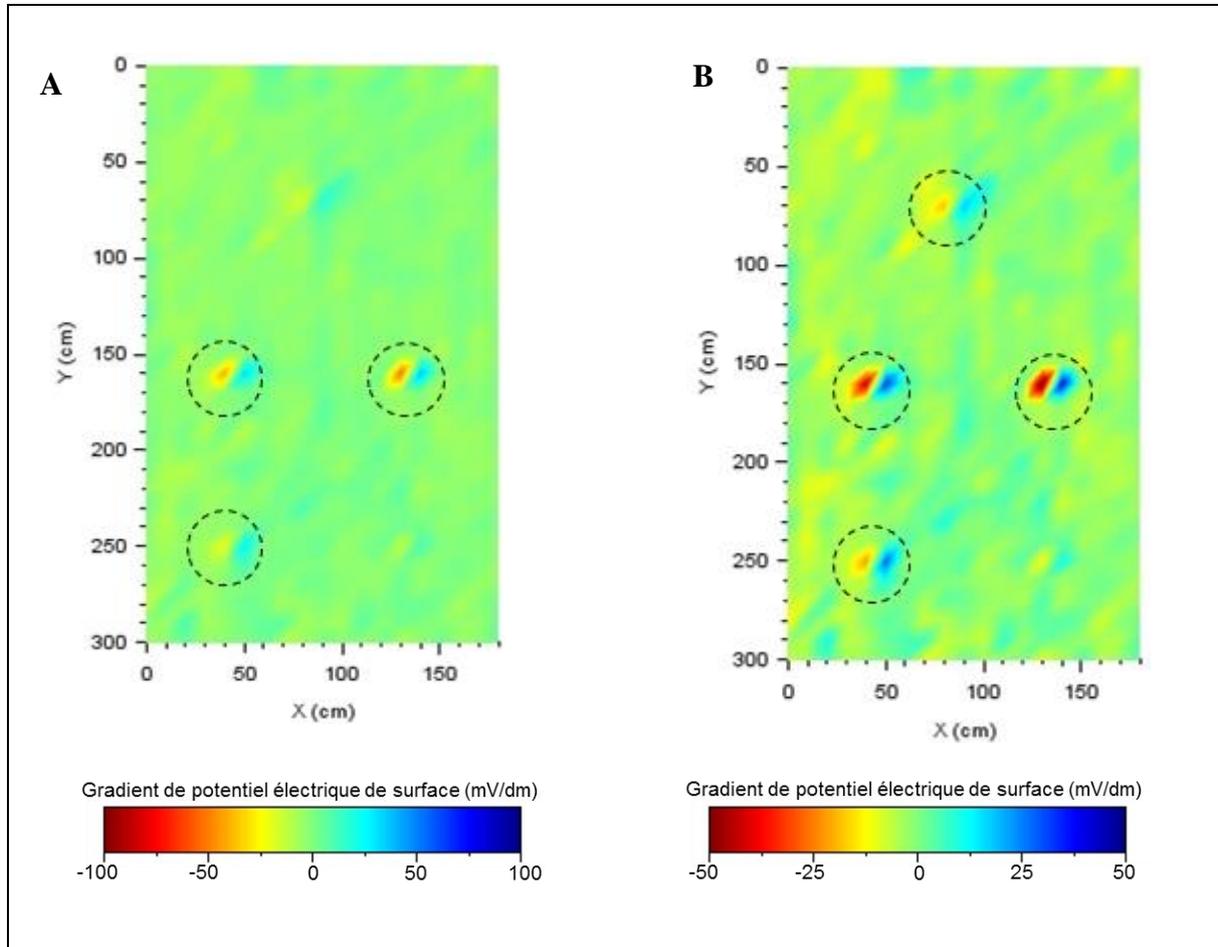


Figure IV-27 : Cartographies de gradient potentiel des zones 5-6-8-9 de la dalle à épaisseur d'enrobage variable avec une échelle de gradient de potentiel compris entre -100 et 100mV/dm à gauche et une échelle de gradient compris entre -50 et 50mV/dm. Pas de mesure et une distance de roue de 10cm.

La cartographie de potentiel équivalente suivante (Figure IV-28 et plus précisément Annexe XI) montre la présence potentielle de quatre zones corrodées. Elles sont localisées dans les mêmes positions que vues précédemment (Figure IV-27B). Les valeurs de potentiel atteignent $-76\text{mV}/E_{(0,0)}$ pour la zone 5, $-88\text{mV}/E_{(0,0)}$ pour la zone 6, $-68\text{mV}/E_{(0,0)}$ pour la zone 8 et $-70\text{mV}/E_{(0,0)}$ pour le spot situé entre la zone 2 et 3. Il est à noter qu'une fois encore le domaine de potentiel est assez faible, atteignant seulement 88mV.

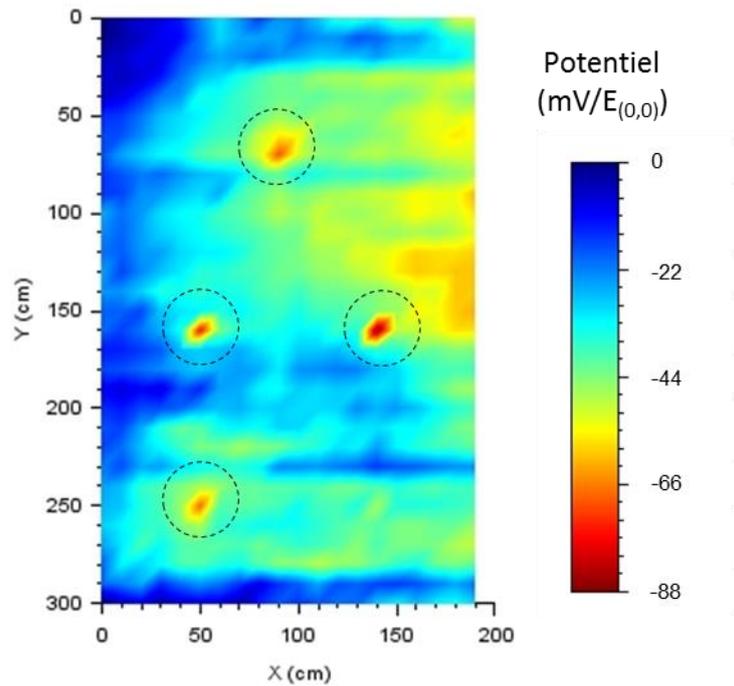


Figure IV-28 : Cartographie de potentiel équivalente des zones 5-6-8-9 de la dalle à épaisseur d'enrobage variable utilisant deux électrodes de références avec une distance d'électrode et un pas de mesure de 10cm ; $E_{(0,0)}=0V$.

Nous avons pu voir qu'il était possible de créer et de détecter des spots de corrosion à des profondeurs plus importantes. Toutefois, il est difficile de les détecter et de s'assurer de leur présence plus les épaisseurs d'enrobage sont importantes. Une des difficultés rencontrée est l'absence d'éprouvette témoin d'épaisseurs d'enrobage similaire afin d'avoir une comparaison possible avec les essais réalisés sur la dalle. En utilisant la méthode de mesure de gradients de potentiel ainsi que le type d'exploitation présenté ici, le seuil de détection de la corrosion demande donc une taille de zone corrodée plus importante lorsque l'épaisseur d'enrobage augmente.

IV.6. Conclusion

Pour conclure, en ce qui concerne les résultats expérimentaux, nous avons pu, dans un premier temps, utiliser dans de nouvelles conditions le protocole de corrosion accélérée développé dans le Chapitre III. Ce protocole a permis de créer un ou plusieurs spots de corrosion simultanément à différentes reprises et pour différentes tailles de spot. Il a été montré que la méthode à deux électrodes sans connexion à l'armature était plus efficace dans les conditions d'utilisation souhaitées afin d'être implantée sur un robot, en comparaison à la méthode classique qui est recommandée par l'ASTM. Cette méthode permet une bonne reproductibilité des mesures, une plus grande vitesse de mesure et d'effectuer moins de manipulations préliminaires.

Il aurait été intéressant de réaliser des mesures sur une dalle non armée afin d'observer d'éventuel gradients de potentiel qui ne serait pas dû au treillis mais uniquement à l'hygrométrie, la température, et à la composition de la solution interstitielle.

Suite aux essais réalisés, nous avons pu montrer qu'une humidification importante n'est pas recommandée pour faire la meilleure identification possible des zones corrodées. De plus, pour une résistivité importante, les valeurs de potentiel à la surface du béton sont plus électronégatives alors que la vitesse de corrosion est plus faible. Cependant, l'ASTM met en avant que plus le potentiel est négatif et plus les risques de corrosion sont importants, ce qui n'est pas systématiquement le cas. En conclusion, nous constatons que l'exploitation des résultats proposés par l'ASTM n'est pas un bon indicateur de la présence ou non de corrosion contrairement à l'observation des gradients de potentiel.

Nous avons aussi pu confirmer que les tendances montrées par la simulation (Chapitre II), ont été similaires expérimentalement. Plus l'épaisseur d'enrobage est faible, plus les potentiels sont faibles et plus les gradients sont forts au niveau de la zone corrodée. De même, lorsque la taille de la zone corrodée augmente. Une plus grande résistivité induit donc une augmentation des valeurs de potentiel dans la zone corrodée et en même temps accentue les gradients de potentiel dans ces mêmes zones. Pour finir, la connexion du second lit d'armature au premier induit des gradients plus forts.

Cette méthode est donc très intéressante afin de balayer de grandes surfaces avec une relative bonne précision, qui pourrait être améliorée dans le cas d'une automatisation des mesures donnant un pas de mesure plus fin. En revanche, si la structure à étudier comportait une couche d'étanchéité, comme sur les ponts par exemple, il ne serait pas possible d'effectuer cette méthode. En effet, actuellement les mesures sont réalisées environ tous les mètres sur un point précis après perçage de cette couche étanche.

Conclusion générale et perspectives

Ce travail de recherche avait pour objectif d'identifier les mécanismes de la corrosion et les méthodes électrochimiques CND existantes afin de sélectionner la méthode la plus adéquate pour être implantée dans un robot autonome. La méthode retenue est la méthode de mesure de gradient de potentiel utilisant deux électrodes de références au cuivre/sulfate de cuivre montées sur roue. Cette méthode a pour avantage de ne pas nécessiter de connexion au réseau d'armature, ce qui diminue à la fois l'encombrement et le nombre de manipulations à réaliser. De plus, la technologie des roues permet de faciliter la transposition de cette technologie à un robot. Enfin, des roues à bande humide placées à l'avant des électrodes de référence à roues pourraient humidifier au préalable superficiellement le béton d'enrobage pour permettre de meilleures mesures.

La faisabilité de cette méthodologie a été testée dans un premier temps grâce à des simulations numériques utilisant la méthode des éléments finis. Ces simulations sont basées sur les équations de cinétique électrochimique dites de Butler-Volmer afin de décrire le comportement des aciers. Elles n'avaient pas pour but de donner des résultats quantitatifs, mais la visualisation des mécanismes, leurs compréhensions et de permettre d'obtenir une bonne comparaison avec les tendances observables expérimentalement. De nombreux paramètres influençant les mesures de potentiels en surface ont pu être étudiés de manière qualitative à la fois grâce aux simulations numériques, mais aussi expérimentalement. Les paramètres qui ont pu être observés dans les deux cas sont : la taille de la zone corrodée, l'épaisseur d'enrobage, la résistivité, ainsi que la connexion électrique du treillis d'armature en surface à un treillis plus en profondeur. La modification de ces paramètres a montré les mêmes tendances du côté des simulations que du côté expérimental. La simulation numérique a permis d'observer de nombreux autres paramètres géométriques comme les dimensions du treillis (taille des mailles et diamètres), ou encore des paramètres électrocinétiques issus de la bibliographie.

Afin de pouvoir réaliser des essais à grande échelle sur les dalles de 3x3m, un procédé de corrosion accélérée par migration de chlorures a pu être développé. Ce procédé permet de produire des spots de corrosion localisés d'une taille proche de 10cm en moins de deux semaines. Le suivi continu de l'intensité durant l'essai permet de détecter l'apparition de la corrosion.

La mise en place d'essais expérimentaux à l'échelle 1 a permis de tester le dispositif de mesure de gradient de potentiel. Il a été montré que l'exploitation des cartographies obtenues grâce à ce dispositif permettent la détection de la corrosion et montrent des résultats qui sont reproductibles dans des conditions similaires. Ces essais ont montré que la mesure de gradients de potentiel électrique grâce au dispositif à deux électrodes est moins dépendante des conditions de mesure, et notamment de l'hygrométrie du béton d'enrobage en comparaison à la mesure classique. L'exploitation des résultats sous forme de valeurs de potentiel est un assez mauvais indicateur de la présence ou non de corrosion contrairement à l'observation des gradients de potentiel.

Des travaux complémentaires pourraient être apportés afin d'améliorer certains points étudiés lors de cette thèse.

Tout d'abord, le procédé de corrosion accélérée par migration de chlorures pourrait être amélioré en utilisant une pompe doseuse tout en gardant un circuit fermé. Cette pompe doseuse permettrait d'homogénéiser la solution située dans le manchon, évacuer les bulles de dihydrogènes, mais aussi injecter une solution d'acide chlorhydrique. L'injection de cette solution de HCl permettrait de maintenir un pH inférieur à 11 et d'obtenir un rapport de nombre de transports du courant plus important.

Ce procédé de corrosion accélérée pourrait être testé pour différentes formulations de béton afin de faire varier la porosité par exemple ou encore les types d'additions. Ces essais pourraient aussi être testés pour différents types d'armatures en utilisant des barres lisses ou à hautes adhérences, poncées ou comportant des traces d'oxydes (stockage à l'air). Les tailles du manchon et de la contre-électrode pourraient elles aussi être étudiées.

Des améliorations pourraient être également apportées au dispositif de mesure de gradients de potentiel à deux électrodes, à commencer par un enregistrement automatique des mesures en continu qui permettrait d'obtenir des cartographies plus fines. De plus, il serait intéressant de faire évoluer le dispositif en y ajoutant une troisième électrode à roue. Cette troisième roue serait alors positionnée à l'arrière d'une des deux roues, formant un triangle rectangle. En effet, cette amélioration permettrait de mesurer en tout point des gradients de potentiel dans deux directions. Il ne serait alors plus nécessaire de faire des mesures dans les deux sens de la dalle car l'évolution du dispositif permettrait alors de donner deux valeurs de gradients de potentiel par point et ce dans des directions différentes.

Références bibliographiques

[ADETS, 2016] *Le treillis soudé ADETS*, Fiche technique n°22, 2016.

[AFGC, 2004] V. BAROGHEL-BOUNY et al, “*Conception des bétons pour une durée de vie donnée des ouvrages, Maîtrise de la durabilité vis-à-vis de la corrosion des armatures et de l’alcali-réaction...*”, Association Française de Génie Civil, 2004.

[Ait Mokhtar, 2013] A. AIT MOKHTAR, R. BELARBI, F. BENBOUDJEMA, N. BURLION, B. CAPRA, M. CARCASSES, J.B. COLLIAT, F. CUSSIGH, F. DEBY, F. JACQUEMOT, T. LARRARD, J.F. LATASTE, P. LE BESCOP, M. PIERRE, S. POYET, P. ROUGEAU, T. ROUGELOT, A. SELLIER J. SEMENADISSE, J.M. TORRENTI, A. TRABELSI, P. TURCRY, H.Y. GODOY, “*Experimental investigation of the variability of concrete durability properties*”, Cement and Concrete Research, 45, p. 21–36, 2013.

[Alonso, 2000] C. ALONSO, C. ANDRADE, M. CASTELLOTE, P. CASTRO, “*Chloride threshold values to depassivate reinforcing bars embedded in a standardized OPC mortar*”, Cement and Concrete Research, 30, p.1047-1055, 2000.

[Andrade, 1995] C. ANDRADE, L. SOLER, X.R. NOVOA, “*Advances in electrochemical impedance measurements in reinforced concrete*”, Materials Science Forum, Electrochemical Methods in Corrosion Research, V – Part 2, p.843-855, 1995.

[Angst, 2009] U. Angst, B. Elsener, CK. Larsen, Ø Vennesland, “*Critical chloride content in reinforced concrete - A review*”, Cement and Concrete Research, 39(12), p.1122-1138, 2009.

[ASTM, 1991] “*Standard Test Method for Half-cell potentials of uncoated reinforcing steel in concrete*” ASTM C 876-91, Annual Book of ASTM Standards, vol. 04.02, 1991.

[Baroghel, 2008] V. BAROGHEL-BOUNY, B. CAPRA, S. LAURENS, “*La durabilité des armatures et du béton d’enrobage*”. La durabilité des bétons, Presses des Ponts et Chaussées, Chapitre 9 : La durabilité des armatures et du béton d’enrobage, 2008.

[Bird, 1988] H.E.E. BIRD, B.R. PEARSON, P.A. BROOK, “*The breakdown of passive films on iron*” Corrosion Science, 28(1), p.81-86, 1988.

[Broomfield, 1997] J. P. BROOMFIELD, “*Corrosion of steel in concrete*”, E&FN SPON, p. 33-73, 1997.

[Cox, 1997] R. COX, “*Corrosion and Protection of Metals in Contact with Concrete*”, COST 509 Final Report, EUR 17608 EN, European Commission, DG XII Science, Research and Development, Brussels, 1997.

[Davis, 2000] R. DAVIS, “*Corrosion: Understanding the Basics*”, ASM International, p.1-109, 2000.

[Dunster, 1989] A.M. DUNSTER, “*An investigation of the carbonation of cement paste using trimethylsilylation*”, *Advances in Cement Research*, 2(7), p. 99-106, 1989.

[Dupuy, 20003] F.DUPUY, “*Modélisation des Distributions des Lignes de Courant et du Champ de Concentration dans les Réacteurs Electrochimiques*”, Thèse de Doctorat, Génie des Procédés, Institut National Polytechnique de Toulouse, p.33-50, 2003.

[Elsener, 2003] B. ELSENER, C. ANDRAD, J. GULIKERS, R. POLDER, M. RAUPACH, “*Half-cell potential measurements- Potential mapping on reinforced concrete structures*”, *Materials and Structures*, vol. 36, p. 461-471, 2003.

[François, 1994] R. FRANCOIS, G. ARLIGUIE and D. BARDY, “*Electrode Potential Measurements of Concrete Reinforcement for Corrosion Evaluation*”, *Cement and Concrete Research*, Vol. 24, N°3, 1994.

[Gao, 2014] X.X. GAO, F. DEBY, G. ARLIGUIE, A. LANG, Y. GOURBEYRE, “*Création de défauts artificiels sur des âmes en tôles d’éléments en béton*”, *DiagnoBéton 2014*, *Annales du bâtiment et des travaux publics*, Toulouse, France, 66, p. 144-148, 2014.

[Gjørnv, 1998] O. GJØRV , K. SAKAI, N. BANTHAI, “*Concrete Under Severe Conditions 2 : Environment and Loading*“, CONSEC ’98, Tromsø, Norway, June 21-24, Vol. 1, 1998.

[Gouda, 1970] V.K. GOUDA, “*Corrosion and corrosion inhibition of reinforcing steel*”, *British corrosion Journal*, p.198-203, 1970.

[Gower, 1999] K.R GOWER, S.G MILLARD, « *Measurement of concrete resistivity of assessment of corrosion severity of steel using Wenner technique*, *ACI Materials Journal* Sep-Oct 1999, p536-541, 1999.

[Grandubé] AFPC-AFREM, “*Méthodes recommandées pour la mesure des grandeurs associées à la durabilité*”, *Compte rendu des Journées Techniques AFPC-AFREM : Durabilité des Bétons*, Toulouse, 1997.

[Gulikers, 2002] J. GULIKERS, Granada: Ministry of Science and Technology, 2002. - In: 15th International Corrosion Congress, *Frontiers in Corrosion Science and Technology*, Granada, Sept. 22 to 27, 2002, Art. 489.

[Gulikers, 2005] J. GULIKERS, “*Theoretical considerations on the supposed linear relationship between concrete resistivity and corrosion rate of steel reinforcement*”, *Materials and Corrosion* 56, No.6, 2005.

[Hausmann, 1967] D.A. HAUSMANN, “*Steel corrosion in concrete. How does it occur?*”, *Journal of Materials Protection*, p.19-23, 1967.

[Helmholtz, 1879] H. VON HELMHOLTZ, “*Studien über electrische Grenzschichten*”, *Annalen der Physik*, No 7, p.337, 1879.

[Hussain, 2014] R.R. HUSSAIN, “*Passive Layer Development and Corrosion of Steel in Concrete at the Nano-scale*”, *Civil & Environmental Engineering*, Vol. 4, No. 3, 2014.

[John, 1981] D.G. JOHN, P.C. SEARSON, J.L. DAWSON, “*Use of AC impedance Technique in studies on steel in concrete in immersed conditions*”. *British Corrosion Journal*, vol. 16, n°2, p.102-106, 1981.

[Kashino, 1984] N. KASHINO, “*Investigation into limit of initial corrosion in existing RC structures*”, *Durability building materials and components*, 3, p.176-186, 1984.

[Kranc, 2001] S. C. KRANC, A. A. SAGUES, “*Detailed modeling of corrosion macrocells on steel reinforcing in concrete*”, *Corrosion Science*, S.1355, 43, 2001.

[Landolt, 1993] D. Landolt, “*Traité des matériaux - 12 - Corrosion et chimie de surfaces des métaux*”. Lausanne : Presses polytechniques et universitaires romandes, 1993.

[Laurens, 2001] S. LAURENS, “*Aptitude de la technique radar à la caractérisation du béton d'enrobage - Aide au diagnostic de la corrosion des armatures*”, Doctoral Thesis. INSA Toulouse (FR), Sherbrooke University (CA), 2001.

[Laurens, 2010] S. LAURENS, A.CLÉMENT, G.ARLIGUIE, F.DEBY, “*Durée de vie des ouvrages : Approche Prédictive Performantielle et probabiliste : Simulation numérique de la mesure de résistance de polarisation linéaire des armatures du béton*”, *Applet L3-3/2*, 2010.

[Laurens, 2016] S. LAURENS, P. HENOCQ, N. ROULEAU, F. DEBY, E. SAMSON, J. MARCHAND, B. BISSONNETTE, “*Steady-state polarization response of chloride-induced macrocell corrosion systems in steel reinforced concrete — numerical and experimental investigations*”, *Cement and concrete research*, 79, p.272-290, 2016.

[Law, 2004] D.W. LAW, “*Measurement of loss of steel from reinforcing bars in concrete using linear polarization resistance measurements*”, *NDT&E International*, 37- 5, p.381-388, 2004.

[Leibbrandt, 2012] A. LEIBBRANDT “*Climbing Robot for Corrosion Monitoring of Reinforced Concrete Structures*”, 2nd International Conference on Applied Robotics for the Power Industry (CARPI) ETH Zurich, Switzerland. September 11-13, 2012.

[Liu, 1996] Y. LIU, R.E. WEYERS, “*Modeling the time to corrosion cracking of the cover concrete in chloride contaminated reinforced concrete structures*”, Ph.D. Dissertation, Blacksburg Virginia, 1996.

[Macdonald, 2009] D. MACDONALD, “*Why electrochemical Impedance Spectroscopy is the Ultimate Tool in Mechanistic Analysis*”, *ECS Transactions* 19 (20), p.55-79, 2009.

[Maltais, 2006] A. MALTAIS, P. HENOCQ, E. SAMSON, J. MARCHAND, Bagnoux: RILEM, 2006. - In: *Advances in Concrete Through Science and Engineering, Proceedings of the 2nd International Symposium, Quebec, 11–13 September 2006*, (J. Marchand, B. Bissonnette, R. Gagné, M. Jonlin, F. Paradis, (Eds.)).

[Marie, 2014] E. MARIE-VICTOIRE «*Influence des conditions de mesure et de la contamination initiale du béton sur les valeurs de résistance de polarisation mesurées avec un Gecor6[®]*», *ANALES du bâtiment et des travaux publics*, volume 66, p.130-135, 2014.

[Milazzo, 1978] G. MILAZZO, “*Tables of Standard Electrode Potentials*”, Wiley, Chichester, 1978.

[Mehta, 1980] P.K. MEHTA, D. MANMOHAN, “*Pore size distribution and permeability of hardened cement paste*”, 7^{ème} Congrès International de la Chimie des Ciments, Paris, 1980, 3, 7.1, p1-11.

[Nasser, 2010] A. NASSER, A. CLEMENT, S. LAURENS, A. CASTEL, “*Influence of steel-concrete interface condition on galvanic corrosion currents in carbonated concrete*”, *Corrosion Science*, 52, p.2878-2890, 2010.

[Nguyen, 2017] A.Q. NGUYEN, J.P. BALAYSSAC, F. DEBY, G. KLYSZ « *Evaluation non destructive du gradient de teneur en eau dans les structures en béton armé par résistivité électrique* », Thèse de doctorat, Université Paul Sabatier, 2017.

[Noda, 1990] K. NODA, T. TSURU, S. HARUYAMA “*The impedance characteristics of passive films on iron*”, Corrosion Science, 31, p.673-678, 1990.

[Nonat, 2008] A. NONAT, “*La durabilité des armatures et du béton d’enrobage*”. La durabilité des bétons, Presses des Ponts et Chaussées, Chapitre 2 : L’hydratation des ciments, 2008.

[Normand, 2004] B. NORMAND, N. PEBERE, C. RICHARD, M. WERY, “*Prévention et lutte contre la corrosion : une approche scientifique et technique*”, PPUR presses polytechniques, p.710, 2004.

[NT BUILD 492] Concrete, Mortar and Cement-based Repair Materials: Chloride Migration Coefficient from Non-steady-state Migration Experiments, Nordtest, Esbo, Finland, 1999.

[Nygaard, 2009] P. V. NYGAARD, “*Corrosion rate of steel in concrete: evaluation of confinement techniques for on-site corrosion rate measurements*”, Materials and Structures 42, p.1059-1076, 2009.

[Pan 2011] T. PAN, A.C.T van DUIN, “*Passivation of steel surface : An atomistic modeling approach aided with X-ray analyse*“, Materials Letters, vol. 65, p. 3223–3226, 2011.

[Polder, 2000] R. POLDER, “*Test Methods for on-site measurement of resistivity of concrete*”, Materials and Structures, Vol.33, p.603-611, 2000.

[Pourbaix, 1963] M. POURBAIX, “*Atlas d’équilibres électrochimiques*”, Gauthiers-Villars & Cie, Paris, 1963.

[Pourbaix, 1974] M. POURBAIX, “*Atlas of electrochemical equilibria in aqueous solutions*”, National Association of Corrosion Engineers, 1974.

[Powers, 1948] T.C. POWERS, T.L. BROWNYARD, “*Studies of the physical properties of hardened Portland cement paste*”, Portland Cement Association, p.992, 1948.

[Raupach, 1998] M. RAUPACH, J. GULIKERS, Eurocorr 98 – The European Corrosion Congress No. 221 European Federation of Corrosion EFC, 28.09.–01.10.1998, Jaarbeurs Congress Center, Utrecht, Netherlands 1998.

[Raupach, 2009] M. RAUPACH, K. REICHLING, H. Wiggerhauser, M. Stoppel, G. Dobmann, J. Kurz : “*BETOSCAN: an instrumented mobile robotsystem for the diagnosis of reinforced concrete floors*” Restor.Build. Monum.15 (4), p.277–286, 2009.

[Reichling, 2014] K. REICHLING, “*Method to determine electrochemical potential gradients without reinforcement connection in concrete structures*”, Cement & Concrete Composites, 4, p.3-8, 2014.

[RILEM, 2003] RILEM TC 154-EMC, Electrochemical Techniques for Measuring Metallic Corrosion “*Half-cell potential measurements - Potential mapping on reinforced concrete structures*” ; C. ANDRADE, J. GULIKERS, R. POLDER and M. RAUPACH, Materials and Structures, 36, p.461–471, 2003.

[Sagués, 1993] A. A. SAGUES, S. C. KRANC, B. G. WASHINGTON, London: E&FN Spon, 1993. In: Concrete 2000: Economic and durable construction through excellence, Vol. II: Proceedings held at the University of Dundee, 7–9 Sept. 1993, (Dhir, R.K.; Jones, M.R. (Ed)), S.1275–1284.)

[Simon, 1998] L. SIMON “*Réactivité des espèces du fer en milieu aqueux contenant des anions de la famille du soufre : sulfite, sulfate, thiosulfate, séléniate. Propriétés thermodynamiques et structurales de composés Fe(II)-Fe(II) de type rouille verte*”, Thèse de Doctorat, Université Henri Poincaré, Nancy I, 1998.

[Slegers, 1976] P. A. SLEGERS, P. G. ROUXHET, “*Carbonation of the hydration products of tricalcium silicate*”, Cement and Concrete Research 6, p.381-388, 1976.

[Sohail, 2013] M.G. SOHAIL, S. LAURENS, F. DEBY, J.P. BALAYSSAC “*Significance of macrocell corrosion of reinforcing steel in partially carbonated concrete: numerical and experimental investigation*”, Thèse de doctorat, Université Paul Sabatier, 2013.

[Stern and Geary, 1957] M. STERN, A. GEARY “*Electrochemical polarization I. A theoretical analysis of the shape of polarization curves*”. Journal of the Electrochemical Society, 104(1), p.56-63, 1957.

[Stratfull, 1959] R. F. STRATFULL, “*Progress Report on Inhibiting the Corrosion of Steel In a Reinforced Concrete Bridge*”. Corrosion: Vol. 15, No. 6, p. 65-68, June 1959.

[Suda, 1993] K. SUDA, S. MISRA, K. MOTOHASHI “*Corrosion product of reinforcing bars embedded in concrete*”, Corrosion science, 35, p.1543-1549, 1993.

[**Tuutti, 1982**] K. TUUTTI, “*Corrosion of steel in concrete*”, Swedish Cement and Concrete Research Institute, Stockholm, 1982.

[**Vanýsek, 1998**] P. VANYSEK, “*Electrochemical Series*”, CRC Handbook of Chemistry and Physics, 79th edition, CRC Press, Boca Raton, 1998.

[**Verbeck, 1958**] G. VERBECK, “*Carbonation of Hydrated Portland Cement*”, Cement and Concrete, ASTM STP 205, ASTM International, West Conshohocken, PA, 1958.

[**Warkus, 2006**] WARKUS, M. RAUPACH, and J. GULIKERS, “*Numerical modelling of corrosion – Theoretical backgrounds*”, Materials and Corrosion, Vol. 57, No. 8, p.614-617, 2006.

[**Waseda, 2006**] Y. WASEDA, S. SUZUKI, “*Characterization of corrosion products on steel surfaces*”, Chapter 1, Springer Berlin Heidelberg, 2006.

[**Wenger, 1986**] F. WENGER “*Etude de la corrosion de l’acier doux dans le béton, par des méthodes électrochimiques. Application au contrôle des ouvrages de génie civil*”, Thèse d’état, Université Paris-Sud, 1986.

[**Wenner 1912**] F. WENNER, “*A method of measuring earth resistivity*”, Bulletin of the Bureau of Standards, Vol 12, p469-478, 1912.

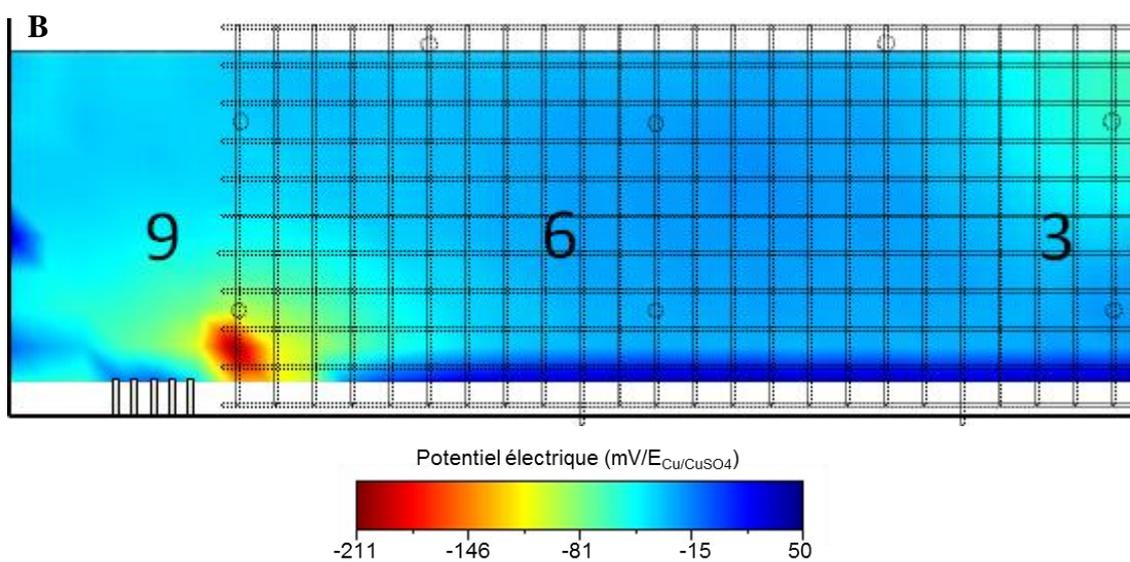
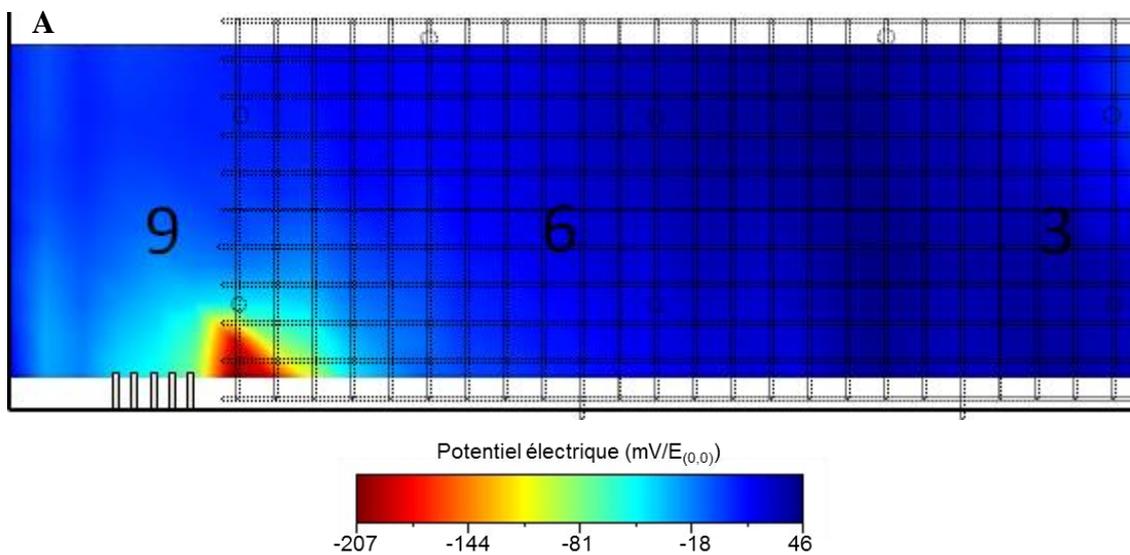
[**Wojtas, 2004**], H. WOJTAS, “*Determination of corrosion rate of reinforcement with a modulated guard ring electrode; analysis of errors due to lateral current distribution*”, Corrosion Science, Vol 46, p.1621-1632, 2004.

Annexes

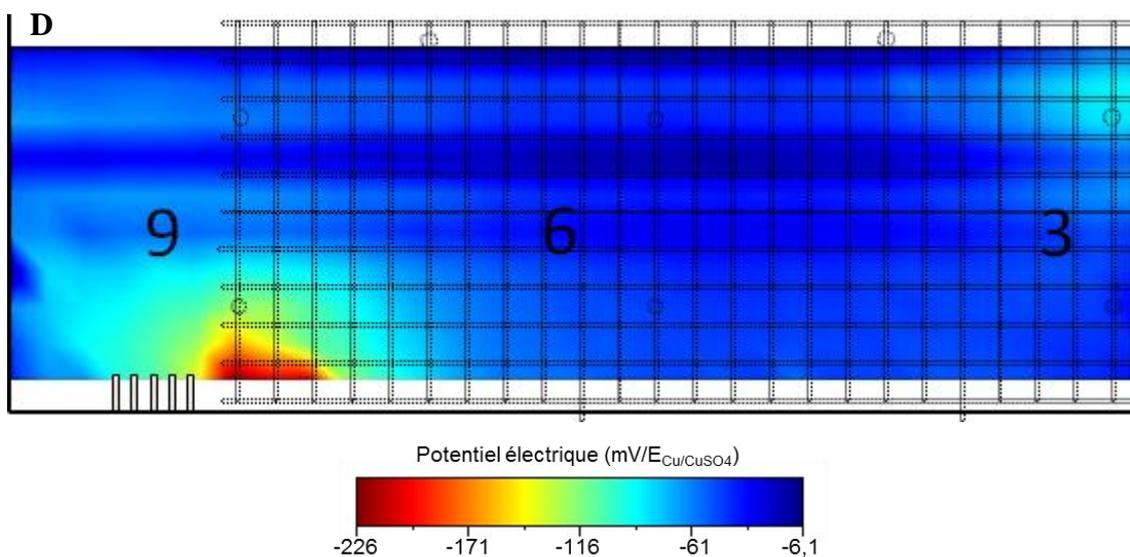
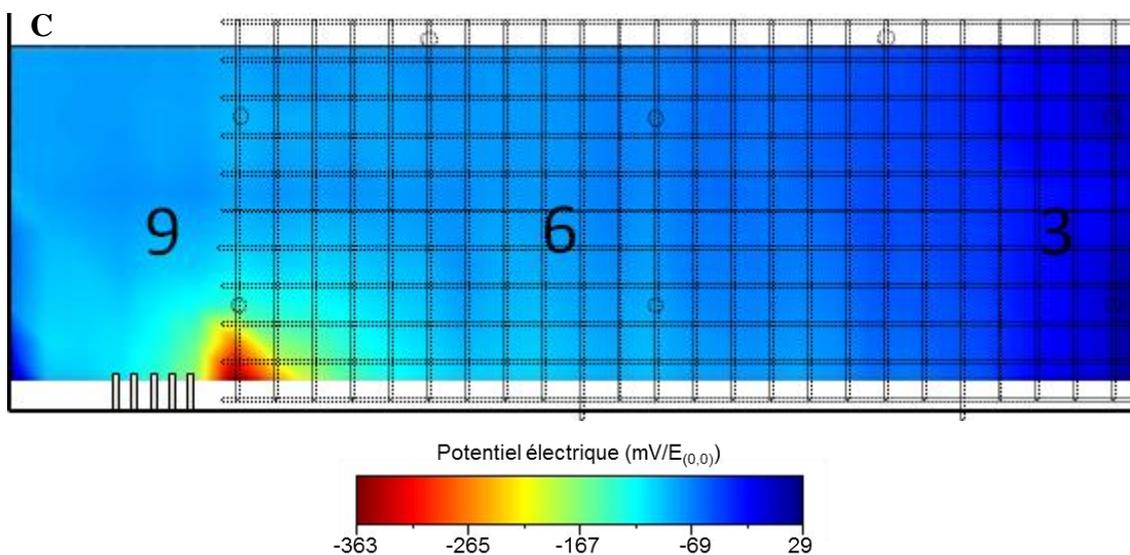
Annexe I : Fiche technique du ciment employé.

FICHE TECHNIQUE PRODUIT										CIMENTIS				
<p style="text-align: center;">USINE DE MARTRES</p> <p style="text-align: center;">CEM I 52,5 N CE CP2 NF</p>														
												Déclaration de Performance n° 0333-CPR-0202		
 <p>Centre de Relation Clientèle : 0825 888 425* Numéro indigo : 0,15€ TTC/mn</p>			<p>NF EN 197-1 NF P 15-318</p>											
CARACTERISTIQUES PHYSIQUES ET MECANIQUES														
	DP (min)	Stabilité (mm)	Résistances mécaniques (MPa)				MV (g/cm3)	SSB (cm²/g)	Demande en eau (%)	Q41 (J/g)	L*			
			2 jours	28 jours										
Val. moyenne	150	1	34,5	65,1			3,11	3806	28,0	380	62,9			
Val. garantie	> 60	< 10	> 18	> 50										
CARACTERISTIQUES CHIMIQUES														
	Valeur moyenne	Valeur garantie										Valeur moyenne		
SO3 (%)	3	< 4,5	Alcalins équivalents [Na2O + 0,658 K2O] (%)									0,5		
Chlorures Cl- (%)	0,03	< 0,1	Alcalins actifs [suivant la norme NF P 18-454] (%)									0,5		
Perte au feu 950°C (%)	2	< 5	Vc coefficient de variation des alcalins actifs									0,09		
Insolubles (%)	0,7	< 5												
S- (%)	0,01	< 0,2												
CONSTITUANTS PRINCIPAUX ET SECONDAIRES :														
Clinker Portland Martres		96,0%								Constituants secondaires		4,0%		
C3S + C2S (%)	72									Calcaire				
CaO/SiO2	3,3									Laitier de haut fourneau				
MgO (%)	2,1									chaux				
C3S (%)	62													
C2S (%)	10													
C3A (%)	12													
C4AF (%)	9													
										Total des constituants				
										100%				
AUTRES CONSTITUANTS														
Gypse (%)												3		
Agent de mouture AMA 42 - Teneur sous forme d'extrait sec (%)												0,01		
ou Agent de mouture ADM72 - Teneur sous forme d'extrait sec (%)												0,01		
sel												0,03		
Réducteur de Chrome6 soluble - nature :solide : Teneur sous forme d'extrait sec (%)												0,16		
LIVRAISON EN VRAC														
						Date de révision : 24/03/2015								
<p>Les données figurant sur la présente fiche technique sont la propriété de Lafarge Ciments et ne peuvent être reproduites partiellement ou totalement sans notre autorisation préalable. Les résultats indiqués ne sont mentionnés qu'à titre purement indicatif, ils sont susceptibles de variation dans les limites des normes applicables et ne sauraient en conséquence engager la responsabilité de Lafarge Ciments. Les résultats de nos autocontrôles périodiques sont disponibles sur demande auprès de votre interlocuteur commercial habituel ou sur notre site internet www.lafarge-france.fr</p>														

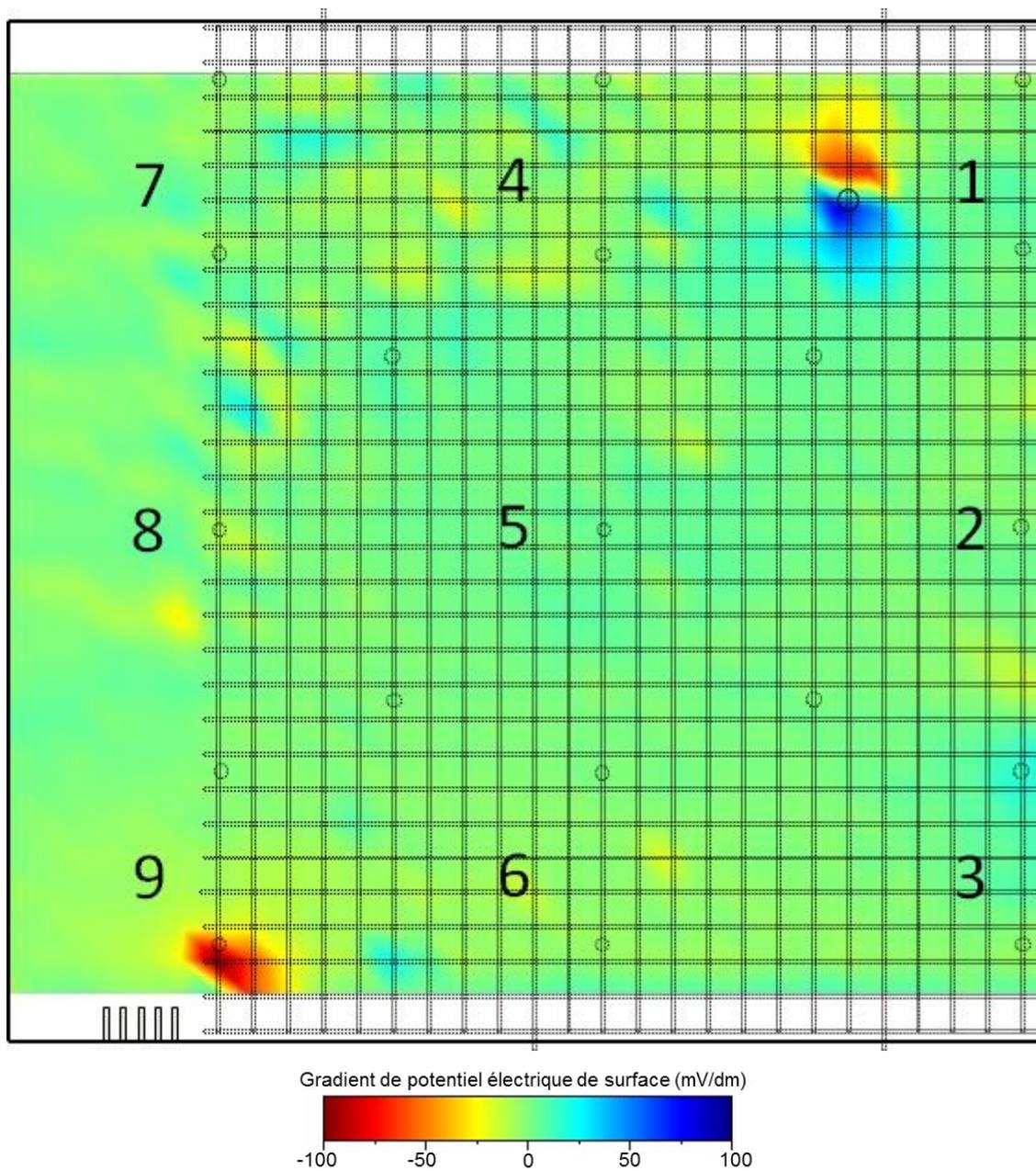
Annexe II : complément de Figure IV-12 « Cartographies de potentiels classiques et équivalentes des zones 3-6-9 réalisées le même jour pour des conditions hygrométriques différentes ; A) et C) en matinée ».



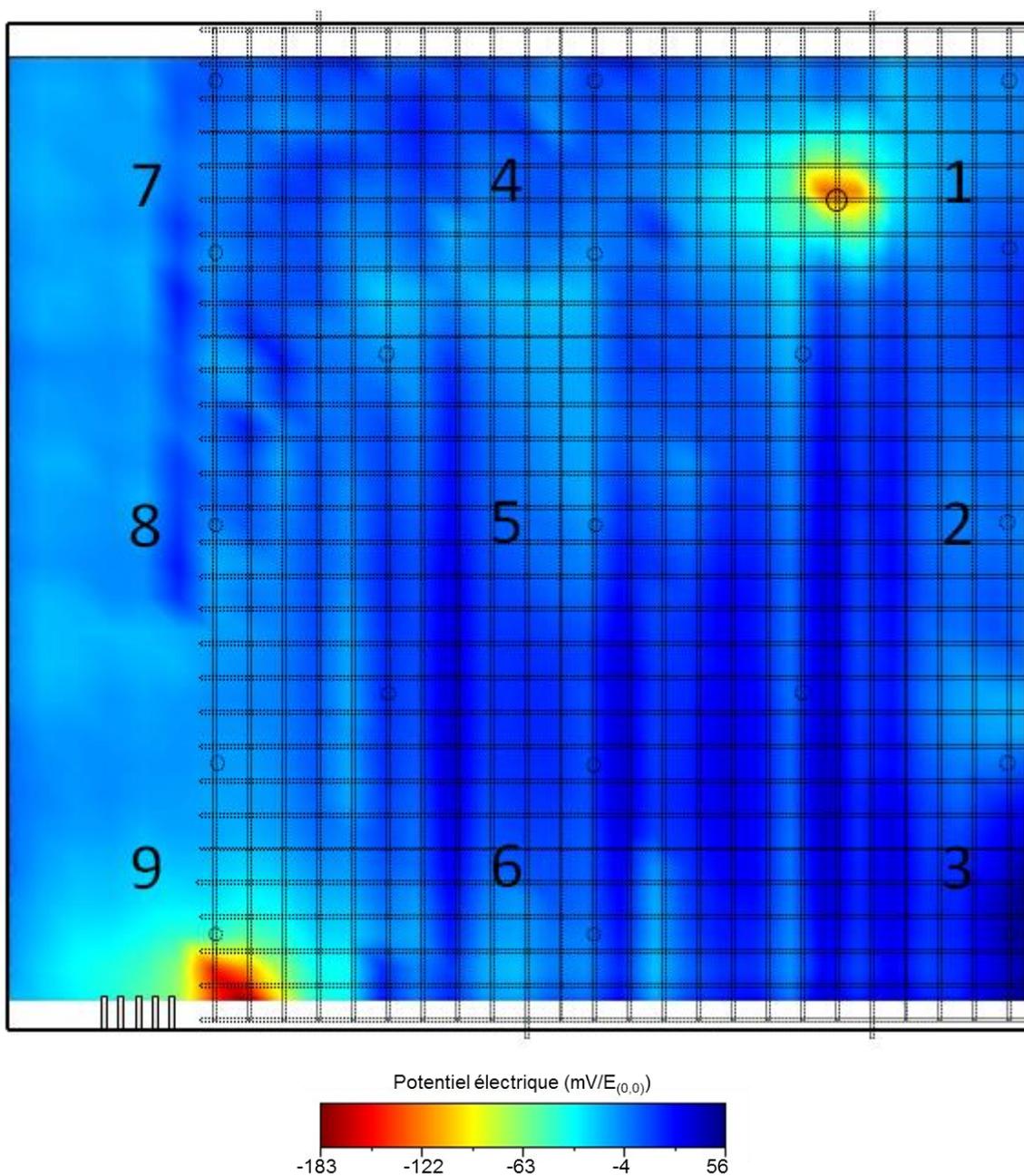
Annexe II (suite): complément de Figure IV-12 « Cartographies de potentiels classiques et équivalentes des zones 3-6-9 réalisées le même jour pour des conditions hygrométriques différentes ; B) et D) en après-midi ».



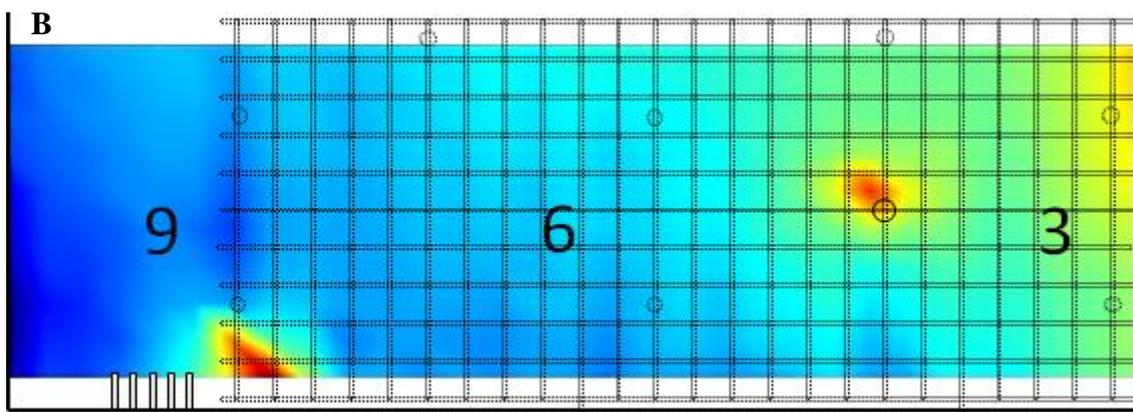
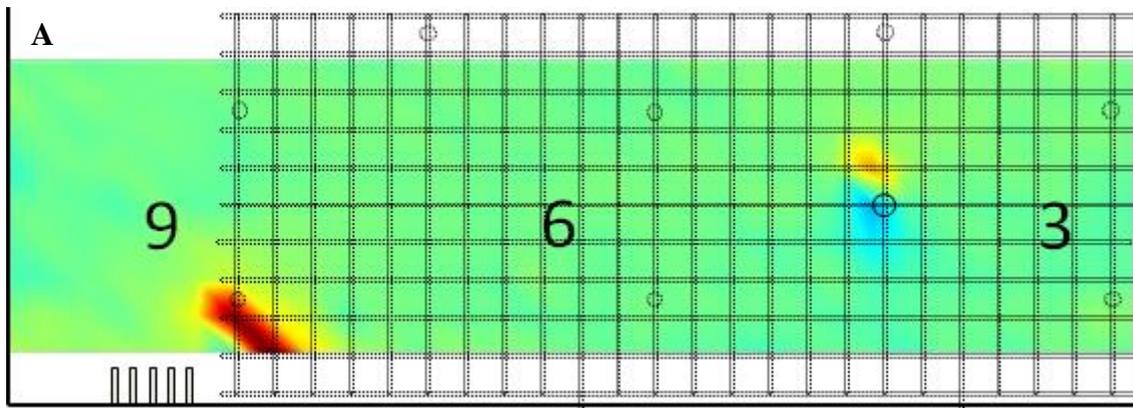
Annexe III : complément de Figure IV-13 « Cartographie de gradient de potentiel utilisant deux électrodes de références avec une distance d'électrode et un pas de mesure de 10cm ».



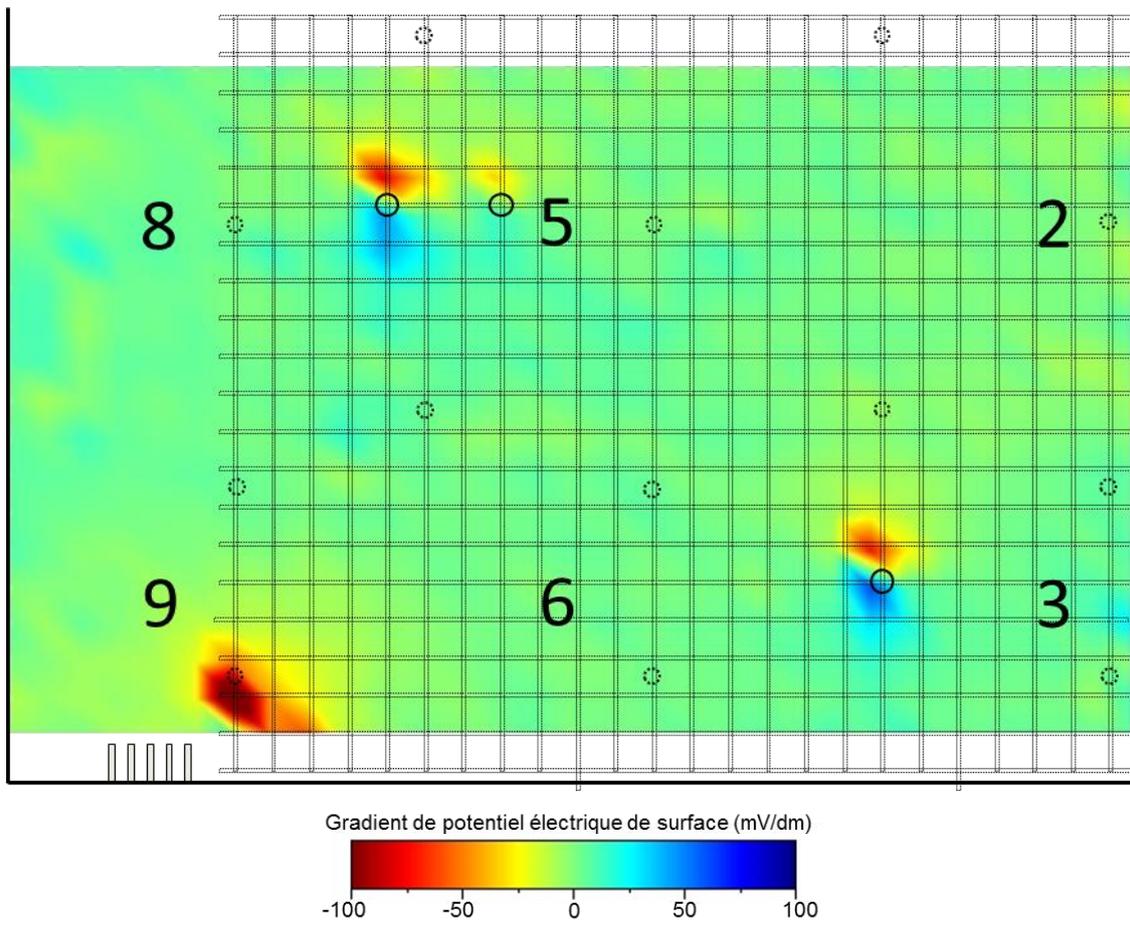
Annexe IV : complément de Figure IV-14 « Cartographie de potentiel équivalente utilisant deux électrodes de références avec une distance d'électrode et un pas de mesure de 10cm. $E_{(0,0)}=0V$ ».



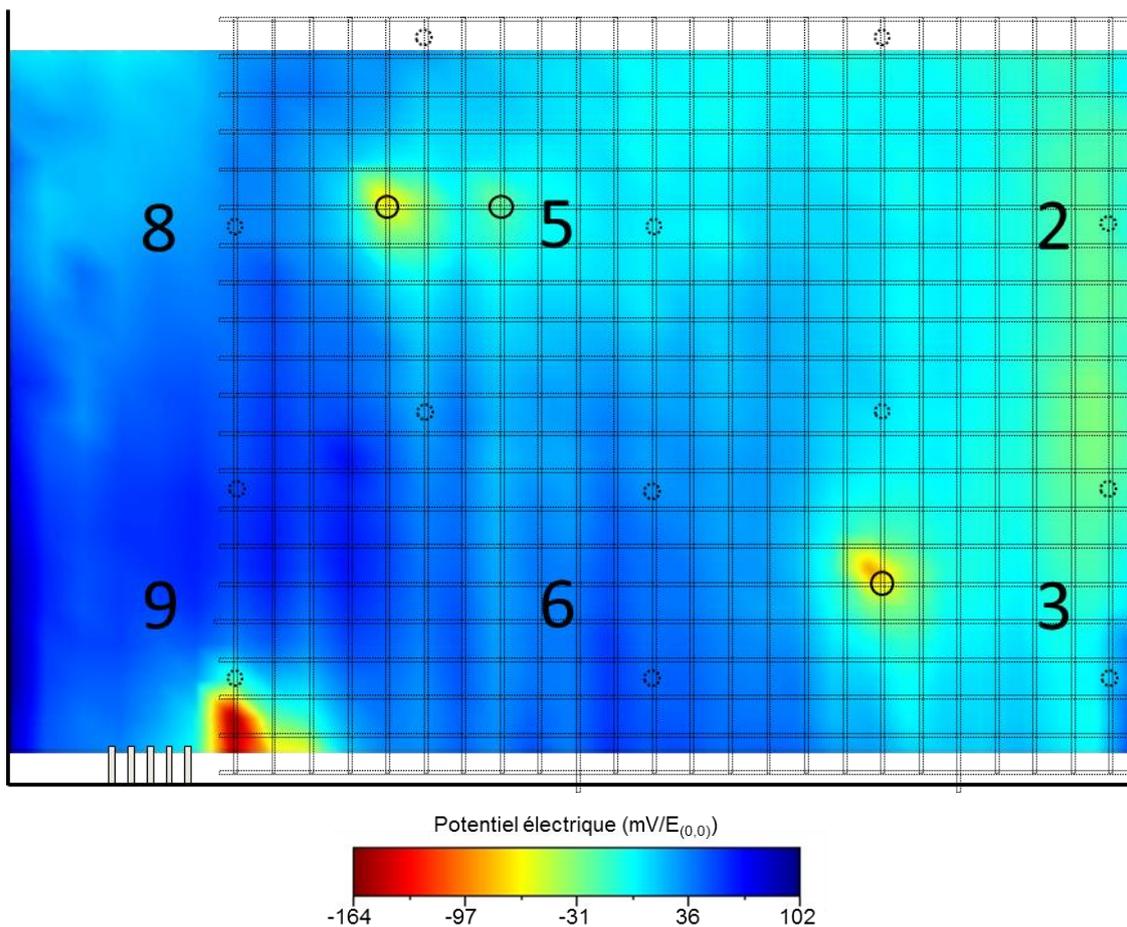
Annexe V : complément de Figure IV-18 « Cartographie de gradients de potentiel selon l'axe (0,y) en A et cartographie de potentiel équivalente en B, des zones 3-6-9 ».



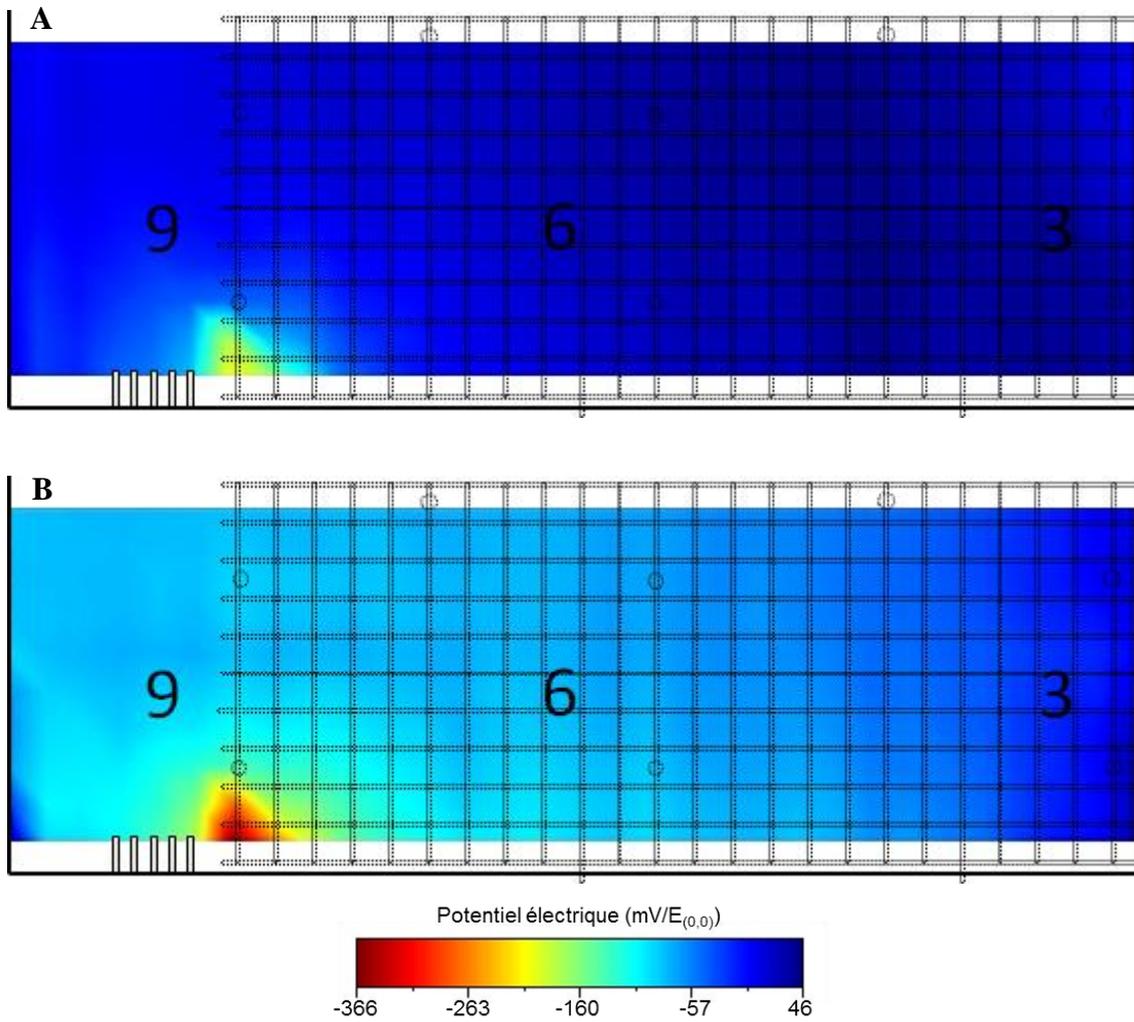
Annexe VI : complément de Figure IV-19A « Cartographie de gradients de potentiel selon l'axe (0,y) des zones 2-3-5-6-8-9 ».



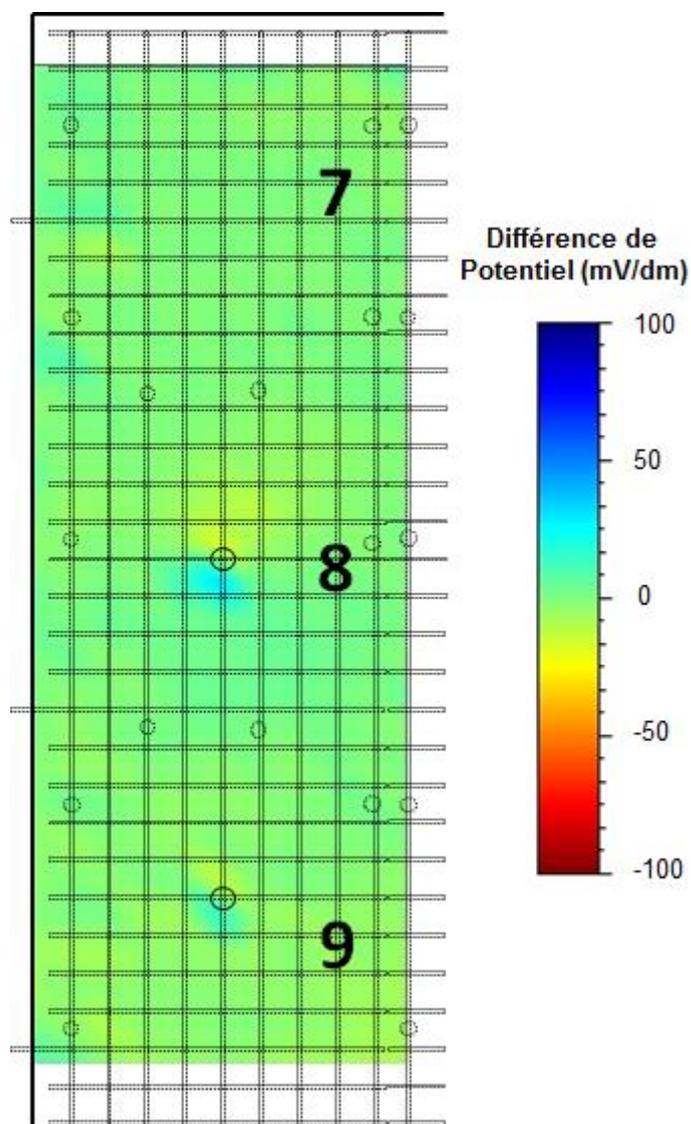
Annexe VI (suite) : complément de Figure IV-19B « Cartographie de potentiel équivalente des zones 2-3-5-6-8-9 ».



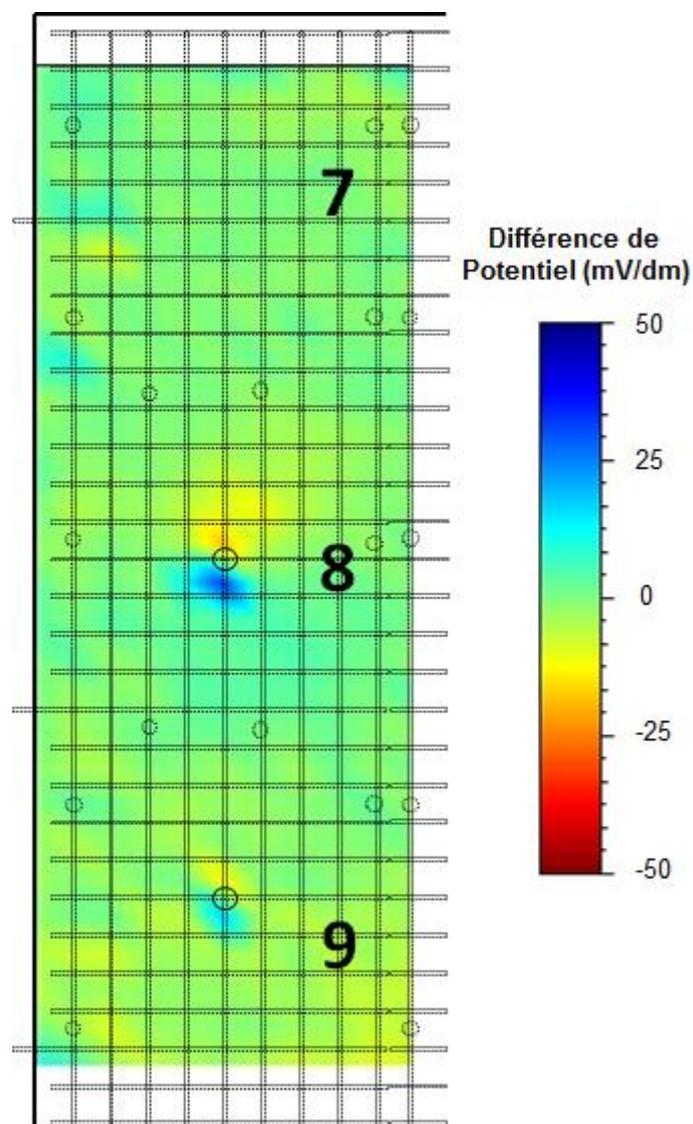
Annexe VII : complément de Figure IV-21 « Cartographies de potentiels équivalentes des zones 3-6-9 réalisées le même jour pour des conditions hygrométriques différentes ; A) en matinée, B) en après-midi ».



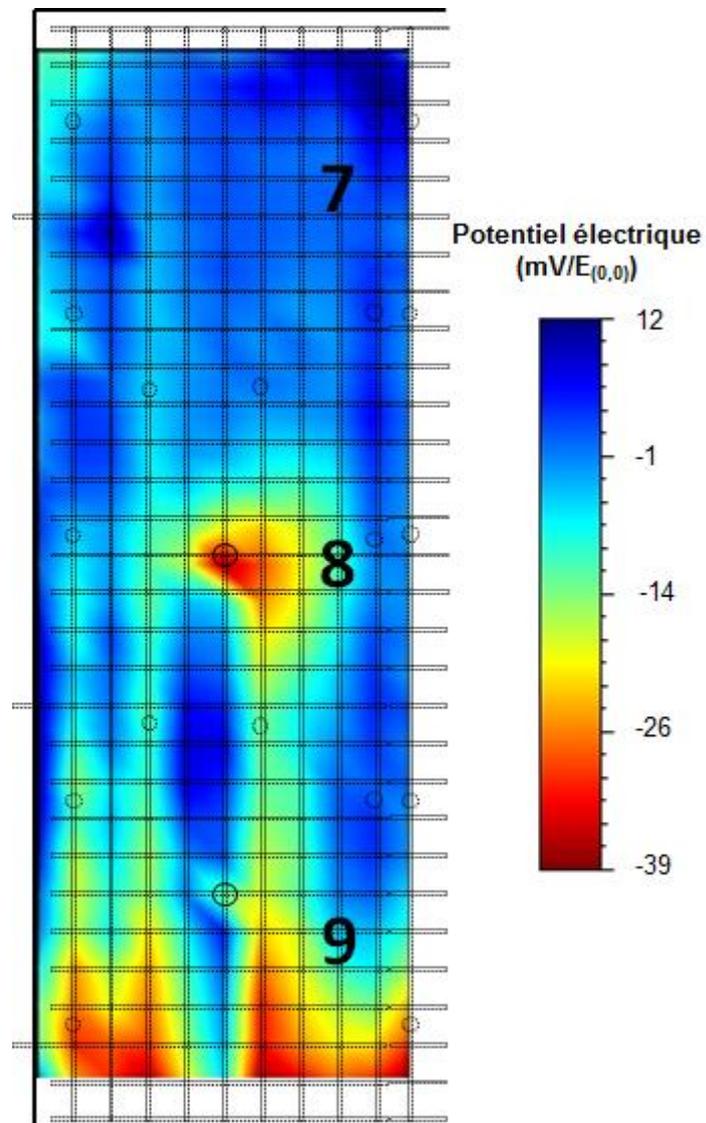
Annexe VIII : complément de Figure IV-24A « Cartographies de gradient potentiel des zones 7-8-9 de la dalle à épaisseur d'enrobage variable avec une échelle de gradient de potentiel compris entre -100 et 100mV/dm. Le pas de mesure et la distance des roues sont de 10cm ».



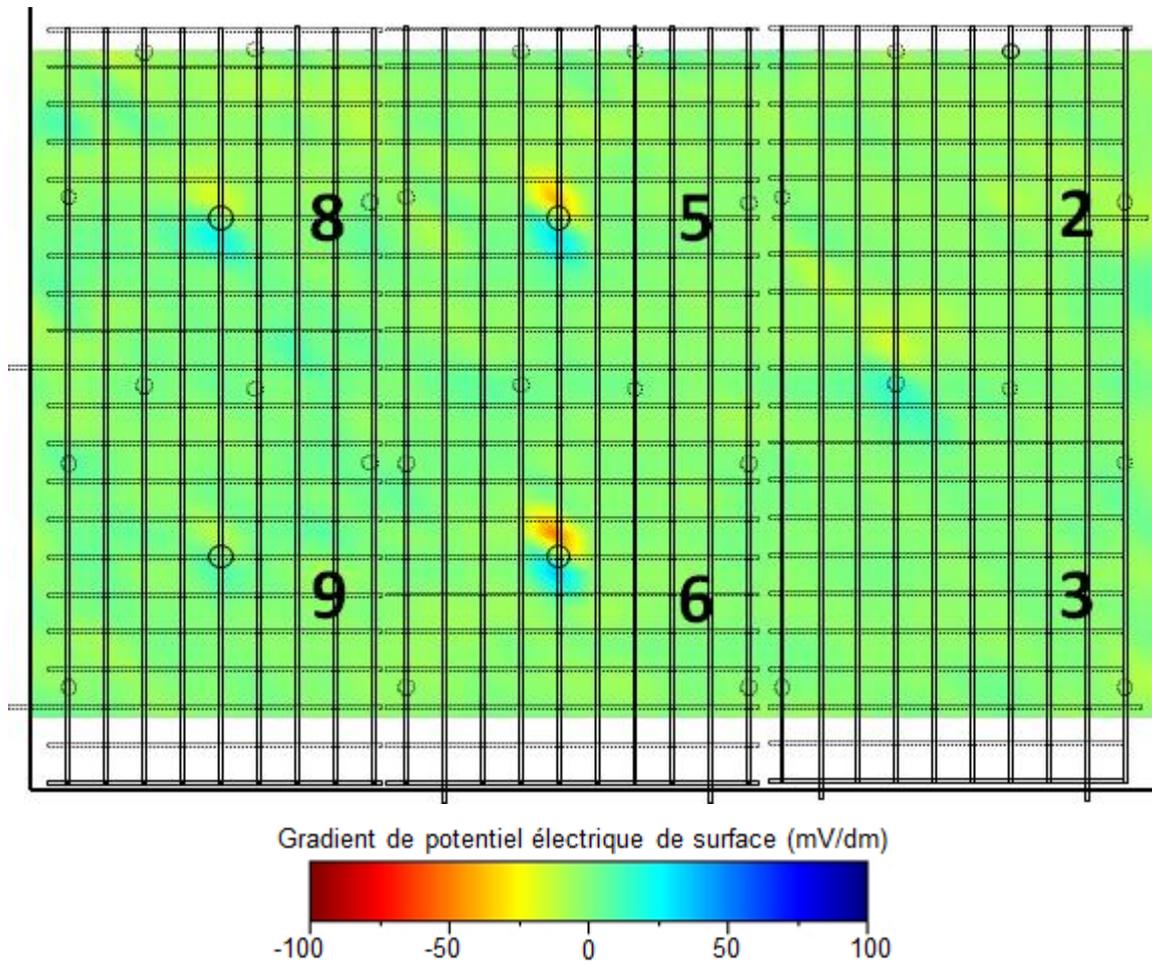
Annexe VIII (suite) : complément de Figure IV-24B « Cartographies de gradient potentiel des zones 7-8-9 de la dalle à épaisseur d'enrobage variable avec une échelle de gradient de potentiel compris entre -50 et 50mV/dm. Le pas de mesure et la distance des roues sont de 10cm ».



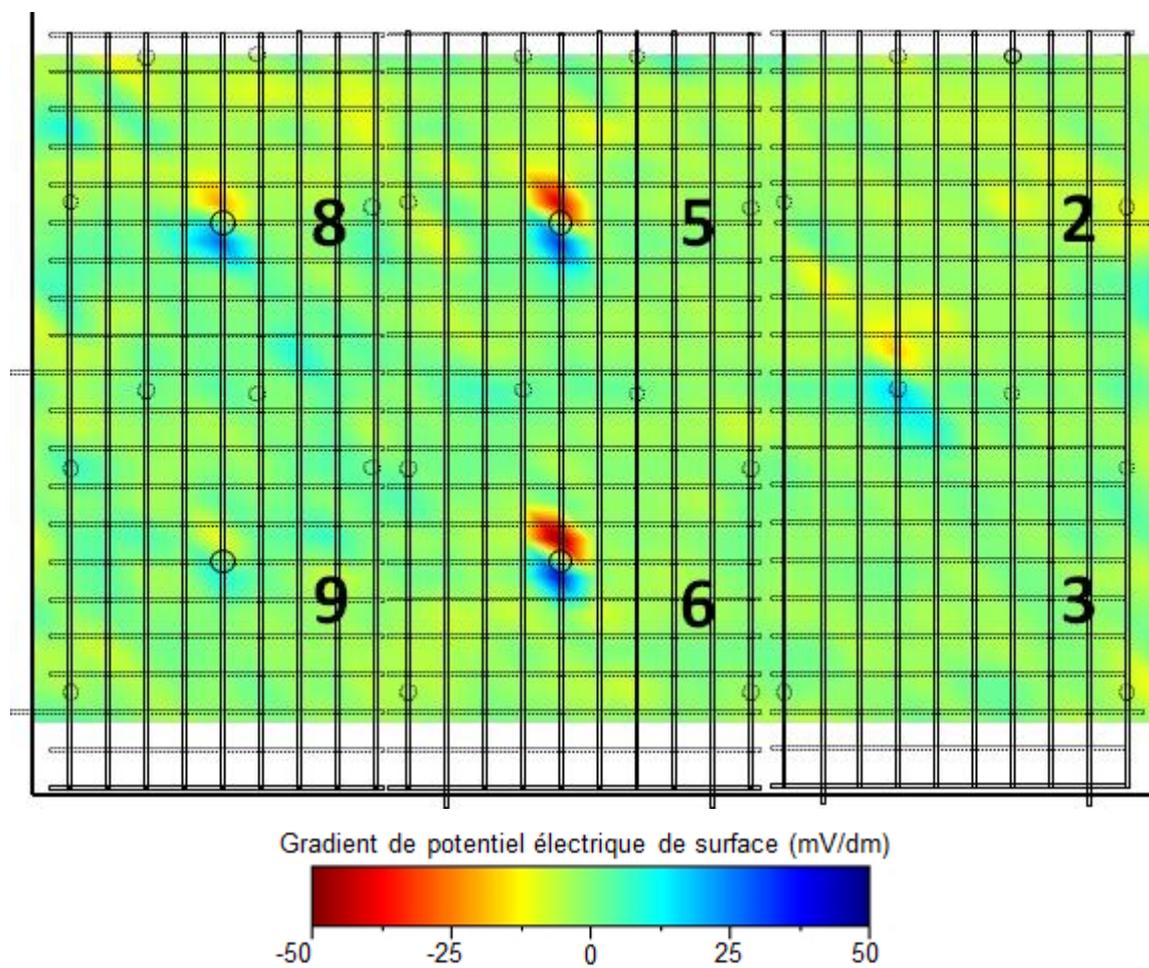
Annexe IX : complément de Figure IV-25 « Cartographie de potentiel équivalente des zones 7-8-9 de la dalle à épaisseur d'enrobage variable utilisant deux électrodes de références avec une distance d'électrode et un pas de mesure de 10cm ; $E_{(0,0)}=0V$ ».



Annexe X : complément de Figure IV-27A « Cartographies de gradient potentiel des zones 5-6-8-9 de la dalle à épaisseur d'enrobage variable avec une échelle de gradient de potentiel compris entre -100 et 100mV/dm. Pas de mesure et une distance de roue de 10cm ».



Annexe X (suite) : complément de Figure IV-27B « Cartographies de gradient potentiel des zones 5-6-8-9 de la dalle à épaisseur d'enrobage variable avec une échelle de gradient de potentiel compris entre -50 et 50mV/dm. Pas de mesure et une distance de roue de 10cm ».



Annexe XI : complément de Figure IV-28 « Cartographie de potentiel équivalente des zones 5-6-8-9 de la dalle à épaisseur d'enrobage variable utilisant deux électrodes de références avec une distance d'électrode et un pas de mesure de 10cm ; $E_{(0,0)}=0V$ ».

