

Résumé

L'objectif principal de cette thèse est de prédire la durée de vie et la résistance d'un assemblage boulonné de type poteau avec platine d'extrémité soumis à la corrosion galvanique et la corrosion sous contrainte. Dans une première étape une modélisation 2D de la corrosion galvanique par la méthode des éléments finis a été réalisée entre un boulon (acier faiblement allié et acier inoxydable) et une platine d'extrémité (acier au carbone). Il a été révélé dans les résultats obtenus que le matériau du boulon (cathode), la taille du boulon, l'épaisseur de l'électrolyte et la conductivité de l'électrolyte ont un impact majeur sur le taux de corrosion de la platine d'extrémité. Ensuite, dans la deuxième étape, l'assemblage boulonné préalablement corrodé a été modélisé en 3D sur le logiciel Comsol Multiphysics pour vérifier la résistance mécanique des éléments de l'assemblage et la résistance au flambement du poteau. Après avoir défini les conditions aux limites et le maillage adéquat, les résultats ont montré une résistance parfaite des assemblages corrodés. En revanche, le poteau corrodé calculé en fonction de la profondeur de la zone corrodée a montré des contraintes d'écrouissage plus élevées d'où la résistance au flambement n'est pas vérifiée. Cette thèse a mis en évidence l'importance de prendre en considération l'effet de la corrosion sur le dimensionnement des structures métalliques et ne pas se contenter seulement de la vérification mécanique lors de la modélisation et du calcul de la résistance des assemblages boulonnés.

ملخص

الهدف الرئيسي من هذه الأطروحة هو التنبؤ بعمر الخدمة وقوة وصلة مثبتة ببراغي من نوع عمود-عارضة مع لوحة طرفية معرضة للتآكل الجلفاني وتآكل الإجهاد. في خطوة أولى، تم تنفيذ نمذجة ثنائية الأبعاد للتآكل الجلفاني بواسطة طريقة العناصر المحدودة بين برغي (الفولاذ منخفض السبائك والفولاذ المقاوم للصدأ) ولوحة طرفية (الفولاذ الكربوني). تم الكشف في النتائج التي تم الحصول عليها أن المادة المصنوع منها البرغي (الكاثود) وحجم البرغي وسمك و موصلية المحلول الكهربائي لها تأثير كبير على معدل تآكل اللوحة الطرفية. في الخطوة الثانية، تم تصميم الوصلة المتآكلة سابقا في نموذج ثلاثي الأبعاد للتحقق من القوة الميكانيكية لعناصر التجميع ومقاومة إنبعاج العمود بعد تحديد الحالات الحدية والشبكة المناسبة. من ناحية أظهرت النتائج قوة مثالية للوصلات المتآكلة ومن ناحية أخرى أظهر القطب المتآكل المحسوب وفقا لعمق المنطقة المتآكلة ضغوط تصلب عمل أعلى وبالتالي لم يتم تحقيق شرط مقاومة الانبعاج بالنسبة للعمود المتآكل. أبرزت هذه الأطروحة أهمية مراعاة تأثير التآكل على حجم الهياكل المعدنية وعدم الاكتفاء فقط بالتحقق الميكانيكي أثناء نمذجة وحساب مقاومة الوصلات المعدنية.

N° d'ordre

Rachid RADOUANI

Simulation numérique de la corrosion et de la résistance structurale d'un assemblage boulonné de type poteau-poutre avec platine d'extrémité

2022
Chimie Appliquée et
Environnement (CAE)



Université Hassan 1^{er}
Centre d'Études Doctorales en Sciences
et Techniques & Sciences Médicales



Faculté des Sciences et Techniques
Settat

THÈSE DE DOCTORAT

Pour l'obtention du *Doctorat National*

Formation Doctorale: **Chimie Appliquée et Environnement (CAE)**

Spécialité: **Génie Mécanique et Génie Matériaux**

Sous le thème

Simulation numérique de la corrosion et de la résistance structurale d'un assemblage boulonné de type poteau-poutre avec platine d'extrémité

Présentée par :

Rachid RADOUANI

Soutenu le : 20/10/2022

A la Faculté des Sciences et Techniques de Settat devant le jury composé de :

Pr. Ahmed MOUSRIJ	PES	FST Settat	Président
Pr. Abdel hafid ESSADKI	PES	EST Casablanca	Rapporteur
Pr. Mustapha ZERTOUBI	PES	FS Ain chock Casablanca	Rapporteur
Pr. Ahmed ERRKIK	PES	FST Settat	Rapporteur
Pr. Mostafa CHHIBA	PES	FST Settat	Examineur
Pr. Mohammed CHAFI	PES	EST Casablanca	Examineur
Pr. Mohamed ESSAHLI	PES	FST Settat	Directeur de thèse

Année Universitaire: 2021/2022

Centre des Etudes Doctorales
Laboratoire de Chimie Appliquée et Environnement

THESE

Présenté par :

.....

Pour l'obtention du
Doctorat National

Formation doctorale : Chimie Appliquée et Environnement

Spécialité : Génie Matériaux et Génie Mécanique

**Simulation numérique de la corrosion et de la résistance
structurale d'un assemblage boulonné de type poteau-
poutre avec platine d'extrémité**

Soutenue le *devant les Jury :*

Pr.

Professeur à la FST, Settat

Directeur de thèse

Remerciements

Avant toute chose, je remercie Dieu le tout puissant de m'avoir donné la force et la patience pour affronter ce laborieux travail.

Mes remerciements s'adressent tout d'abord à mon Directeur de thèse, Monsieur Mohamed ESSAHLI, Professeur de l'Université Hassan 1^{er}. Tout au long de ce travail, il a su m'apporter un soutien constant, une disponibilité, une écoute, une confiance et des conseils précieux et avisés à la hauteur de ses compétences et de ses réelles qualités humaines. J'ai beaucoup appris à ses côtés et je lui adresse ma gratitude pour tout cela.

Je le remercie pour m'avoir accueilli au sein de son équipe du laboratoire chimie appliquée et environnement (CAE). Je lui suis également reconnaissant pour le temps qu'il m'a accordé durant la rédaction du manuscrit et sa disponibilité pendant la préparation de la soutenance.

Je remercie aussi Mr Younes ECH-CHARQY, Professeur à l'université IBN ZOHR. Ses remarques, son ouverture d'esprit, sa franchise, ses compétences sont autant d'éléments qui m'ont permis d'atteindre les objectifs de cette thèse de doctorat. Je le remercie pour tout cela.

Je voudrais aussi remercier l'ensemble des membres du Laboratoire qui m'ont accordé du temps et m'ont témoigné un soutien constant dans ce long travail de recherche.

Mes vifs remerciements vont aussi à tous les professeurs membres de jury d'avoir accepté de juger cette thèse. C'est un honneur de présenter ce travail devant vous.

Mes plus affectueuses pensées vont à mes parents, mes frères et ma sœur qui m'ont transmis l'envie d'apprendre et m'ont toujours soutenu et encouragé dans mes études. Merci pour vos soutiens, j'ai toujours compté sur vous !

Un grand remerciement pour ma petite famille pour votre présence à mes côtés durant toutes mes études et encore aujourd'hui. Vous m'avez donné beaucoup !

A vous tous je dis : Merci !

Résumé

L'objectif principal de cette thèse est de prédire la durée de vie et la résistance d'un assemblage boulonné de type poteau avec platine d'extrémité soumis à la corrosion galvanique et la corrosion sous contrainte. Dans une première étape une modélisation 2D de la corrosion galvanique par la méthode des éléments finis a été réalisée entre un boulon (acier faiblement allié et acier inoxydable) et une platine d'extrémité (acier au carbone). Il a été révélé dans les résultats obtenus que le matériau du boulon (cathode), la taille du boulon, l'épaisseur de l'électrolyte et la conductivité de l'électrolyte ont un impact majeur sur le taux de corrosion de la platine d'extrémité. Ensuite, dans la deuxième étape, l'assemblage boulonné préalablement corrodé a été modélisé en 3D sur le logiciel Comsol Multiphysics pour vérifier la résistance mécanique des éléments de l'assemblage et la résistance au flambement du poteau. Après avoir défini les conditions aux limites et le maillage adéquat, les résultats ont montré une résistance parfaite des assemblages corrodés. En revanche, le poteau corrodé calculé en fonction de la profondeur de la zone corrodée a montré des contraintes d'écroutissage plus élevées d'où la résistance au flambement n'est pas vérifiée. Cette thèse a mis en évidence l'importance de prendre en considération l'effet de la corrosion sur le dimensionnement des structures métalliques et ne pas se contenter seulement de la vérification mécanique.

Mots clés : Corrosion galvanique ; corrosion sous contrainte ; conductivité ; assemblage boulonné ; méthode des éléments finis ; platine d'extrémité.

Abstract

The main purpose of this thesis is to predict the life time and resistance of a beam to column bolted connection with end plate subjected to galvanic corrosion and stress corrosion cracking. In a first step, a 2D galvanic corrosion modeling by the finite element method was performed between a bolt (low alloy steel and stainless steel) and an end plate (carbon steel). It was revealed in the achieved results that the bolt material (cathode), bolt size, electrolyte thickness and electrolyte conductivity have a major impact on the corrosion rate of the end plate. Then, in the second step, the previously corroded bolted assembly was modeled in 3D on Comsol Multiphysics software to verify the mechanical strength of the assembly elements and the buckling resistance of the column. After defining the boundary conditions and the adequate mesh, the results showed a perfect resistance of the corroded connections. On the other hand, the corroded column calculated as a function of the depth of the corroded zone showed higher strain hardening stresses from which the buckling resistance is not verified. This thesis has highlighted the importance of considering the effect of corrosion on the design of steel structures and not just the mechanical verification.

Keywords : Galvanic corrosion ; stress corrosion cracking ; conductivity ; bolted assembly ; finite element method ; end plate.

Liste des figures

Figure 1: Cycle de vie de l'acier	6
Figure 2: Représentation du mécanisme de la corrosion.....	6
Figure 3: Élément d'une structure métallique représentant la corrosion uniforme [4]	8
Figure 4: Perte en matière par corrosion le long de l'interface âme-aile d'une poutre en acier dans un assemblage boulonné. [4]	9
Figure 5: Exemple de corrosion par piqûres dans un élément de structure métallique [7].....	11
Figure 6: Corrosion caverneuse à l'interface d'un assemblage soudé.....	12
Figure 7: Corrosion caverneuse dans un assemblage entre cornières.....	12
Figure 8: Progression dans le temps de la corrosion caverneuse dans un assemblage boulonné [9]. ...	13
Figure 9: Corrosion galvanique dans une section d'une structure métallique [10]	14
Figure 10: Taux de corrosion de l'acier par rapport à la concentration de NaCl dans des solutions neutres et dans différents rapports de surfaces cathode/anode [30]	23
Figure 11: Facteurs contribuant à la corrosion sous contrainte (CSC).....	26
Figure 12: Etapes de le CSC [43].....	28
Figure 13: Taux d'évolution d'une fissure sous CSC en fonction du facteur d'intensité K_I	29
Figure 14: Coefficient de contrainte KI en fonction du temps de défaillance.....	30
Figure 15: Assemblages boulonnés par platine d'extrémité dans une structure métallique.	31
Figure 16: Configurations d'un assemblage poteau-poutre par platine d'extrémité.....	31
Figure 17: Assemblage et attaches.	32
Figure 18: comportement semi-rigide des assemblages en acier selon l'Eurocode 3.	33
Figure 19: Courbe moment-rotation d'un assemblage métallique.	33
Figure 20: Répartition élastique des moments fléchissants dans un portique simple.....	34
Figure 21: Classification des assemblages par la résistance.....	36
Figure 22: Classification des assemblages par la capacité de rotation.	38
Figure 23: Assemblage boulonné poteau-poutre avec platine d'extrémité.	46
Figure 24: Caractéristiques géométriques de la zone modélisée.	46
Figure 25: Paramètres d'études pour les deux épaisseurs d'électrolyte (a) $e=1\text{mm}$ (b) $e=20\text{mm}$	47
Figure 26: Conditions aux limites.	49
Figure 27: Potentiel de l'électrolyte avec déformation géométrique pour un boulon M12, dans $e(1\text{M HCl})=1\text{mm}$ et pendant 12 mois (a) 20MnCr5 (b) 42CrMo4 (c) 32CrMoV13	51
Figure 28: Potentiel de l'électrolyte avec déformation géométrique pour un boulon M16, dans $e(1\text{M HCl})=1\text{mm}$ et pendant 12 mois (a) 20MnCr5 (b) 42CrMo4 (c) 32CrMoV13	51
Figure 29: Potentiel de l'électrolyte avec déformation géométrique pour un boulon M20, dans $e(1\text{M HCl})=1\text{mm}$ et pendant 12 mois (a) 20MnCr5 (b) 42CrMo4 (c) 32CrMoV13	52
Figure 30: Potentiel de l'électrolyte avec déformation géométrique pour un boulon M12, dans $e(1\text{M HCl})=20\text{mm}$ et pendant 12 mois (a) 20MnCr5 (b) 42CrMo4 (c) 32CrMoV13	52
Figure 31: Potentiel de l'électrolyte avec déformation géométrique pour un boulon M16, dans $e(1\text{M HCl})=20\text{mm}$ et pendant 12 mois (a) 20MnCr5 (b) 42CrMo4 (c) 32CrMoV13	53
Figure 32: Potentiel de l'électrolyte avec déformation géométrique pour un boulon M20, dans $e(1\text{M HCl})=20\text{mm}$ et pendant 12 mois (a) 20MnCr5 (b) 42CrMo4 (c) 32CrMoV13	53
Figure 33: Taux de corrosion pour $e(1\text{M HCl})=1\text{mm}$ (a) 20MnCr5 (b) 42CrMo4 (c) 32CrMoV13 .	55
Figure 34: Taux de corrosion pour $e(1\text{M HCl})=20\text{mm}$ (a) 20MnCr5 (b) 42CrMo4	55
Figure 35: Assemblage boulonné de type poteau-poutre et zone de modélisation.....	58

Figure 36: Modèle 2D de la zone de modélisation.....	59
Figure 37: Boulon M20.	59
Figure 38: Paramètres d'études du couplage galvanique.....	61
Figure 39: Maillage et conditions aux limites.	63
Figure 40: Potentiel de l'électrolyte avec déformation géométrique de SS410/CS, pour un boulon M20, e=20mm et pendant une durée de 12 mois (a) 0.9%NaCl, (b) 3.5%NaCl, (c) 1M HCl, (d) 2M HCl et (e) 3M HCl	66
Figure 41: Potentiel de l'électrolyte avec déformation géométrique de SS420/CS, pour un boulon M20, e=20mm et pendant une durée de 12 mois (a) 0.9%NaCl, (b) 3.5%NaCl, (c) 1M HCl, (d) 2M HCl et (e) 3M HCl.....	67
Figure 42: Potentiel de l'électrolyte avec déformation géométrique de SS304L/CS, pour un boulon M20, e=20mm et pendant une durée de 12 mois (a) 0.9%NaCl, (b) 3.5%NaCl, (c) 1M HCl, (d) 2M HCl et (e) 3M HCl.....	68
Figure 43: Potentiel de l'électrolyte avec déformation géométrique de SS316L/CS, pour un boulon M20, e=20mm et pendant une durée de 12 mois (a) 0.9%NaCl, (b) 3.5%NaCl, (c) 1M HCl, (d) 2M HCl et (e) 3M HCl.....	69
Figure 44: Potentiel de l'électrolyte avec déformation géométrique de SS Duplex/CS, pour un boulon M20, e=20mm et pendant une durée de 12 mois (a) 0.9%NaCl, (b) 3.5%NaCl, (c) 1M HCl, (d) 2M HCl et (e) 3M HCl.....	70
Figure 45: Taux de corrosion de SS410/CS	71
Figure 46: Taux de corrosion de SS420/CS	72
Figure 47: Taux de corrosion de SS304L/CS.....	72
Figure 48: Taux de corrosion de SS316L/CS.....	73
Figure 49: Taux de corrosion de SS Duplex/CS	73
Figure 50: Assemblage poteau-poutre avec platine d'extrémité non débordante et des boulons M16..	81
Figure 51: Panneau d'âme de poteau en cisaillement.	85
Figure 52: Cisaillement de l'âme du poteau	86
Figure 53: Dimensions pour calcul de beff, c, wc	87
Figure 54: Dommages dû à la corrosion d'une platine d'extrémité.	93
Figure 55: Assemblage poteau-poutre avec platine d'extrémité (a) non corrodé (b) corrodé dans 0.9%NaCl (c) corrodé dans 1M HCl (d) corrodé dans 2 M HCl.....	94
Figure 56: Assemblage corrodé.....	95
Figure 57: Maillage de l'assemblage non corrodé.	98
Figure 58: Maillage de l'assemblage corrodé.....	98
Figure 59: Maillage de la platine d'extrémité corrodée.	98
Figure 60: Maillage des boulons.	99
Figure 61: Charges appliquées et déplacement imposés d'un portique 2D.	100
Figure 62: Conditions aux limites appliquées à l'assemblage boulonné.	101
Figure 63: Zone de contact dans l'assemblage boulonné.....	102
Figure 64: Localisation des contraintes de Von Mises dans l'assemblage non corrodé.....	103
Figure 65: Localisation des contraintes de Von Mises dans l'assemblage corrodé dans 0.9%NaCl. ...	103
Figure 66: Localisation des contraintes de Von Mises dans l'assemblage corrodé dans 1M HCl.....	104
Figure 67: Localisation des contraintes de Von Mises dans l'assemblage corrodé dans 2M HCl.....	104
Figure 68: Déformation de l'assemblage boulonné.	105
Figure 69: Déplacements des assemblages boulonnés (a) non corrodé (b) corrodé dans 0.9%NaCl (c) corrodé dans 1M HCl (d) corrodé dans 2M HCl.....	106

Figure 70: Moment M_x de l'assemblage boulonné (a) non corrodé (b) corrodé dans 0.9%NaCl (c) corrodé dans 1M HCl (d) corrodé dans 2M HCl.....	109
Figure 71: Pression de contact entre le boulon et la platine d'extrémité. (a) non corrodé (b) corrodé dans 0.9%NaCl (c) corrodé dans 1M HCl (d) corrodé dans 2M HCl	111
Figure 72: Portique métallique 2D.	115
Figure 73: Zone de corrosion dans le poteau.....	115
Figure 74: Assemblage entre poteau et lisses.....	115
Figure 75: Assemblage entre poteau et poutre.	115
Figure 76: Essai de traction uniaxial. (a) cycle de charge-décharge. (b) éprouvette soumise à une force de traction.	116
Figure 77: Courbe contrainte-déformation et modèle élastoplastique.....	116
Figure 78: Modeles du comportement élastoplastique. (a) élastique-parfaitement plastique. (b) élastique-plastique linéaire	117
Figure 79: Comportement élastoplastique linéaire.....	118
Figure 80: Comportement élastoplastique linéaire de l'acier S235	120
Figure 81: Dimensions de la section réduite.	121
Figure 82: Conditions aux limites du poteau.....	124
Figure 83: Maillage du poteau corrodé.	125
Figure 84: Caractéristiques dimensionnelles de la section HEA200.....	126
Figure 85: Répartition des contraintes de Von Mises. (a) assemblage corrodé (b) assemblage non corrodé.....	130
Figure 86: Courbes de contrainte-déplacement dans les rangées de boulons. (a) emplacement des rangées (b) assemblage corrodé (c) assemblage non corrodé.....	131
Figure 87: Contraintes dans les sections des trous. (a) assemblage corrodé (b) assemblage non corrodé	132
Figure 88: Contraintes d'écrouissage dans les sections des trous de l'assemblage corrodé.	133
Figure 89: Courbe de la contrainte d'écrouissage dans les rangées des trous en fonction de la profondeur de la zone corrodée.	134
Figure 90: Etat de la déformation plastique du poteau corrodé. (a) 50% de la charge. (b) 100% de la charge	135
Figure 91: Etat de la déformation plastique du poteau non corrodé. (a) 50% de la charge. (b) 100% de la charge	135

Liste des tableaux

Tableau 1: Valeurs de K à utiliser dans l'équation du taux de corrosion ASTM	15
Tableau 2: Catégorie de l'environnement [21].	18
Tableau 3: Paramètres du modèle pour la fonction de loi de puissance [19].	18
Tableau 4: Paramètres du modèle pour la fonction de loi bi-linéaire [25]	19
Tableau 5: Taux de corrosion de l'acier doux couplé à d'autres métaux dans un milieu industriel [26].	21
Tableau 6: Taux de corrosion de l'acier doux couplé à d'autres métaux dans de l'eau naturelle [26]... 21	21
Tableau 7: Effet du rapport de surface sur le taux de corrosion de l'acier au carbone dans l'eau de mer [27].	22
Tableau 8: Taux de corrosion de l'acier au carbone et les aciers faiblement alliés dans l'eau de mer . 23	23
Tableau 9: Résultats de polarisation de Nitronic 50 couplé aux différents alliages dans le de mer [41]	25
Tableau 10: Matériaux du boulon et de la platine d'extrémité.....	45
Tableau 11: Compositions chimiques des matériaux.	45
Tableau 12: Dimensions du boulon.....	46
Tableau 13: Paramètres d'étude de la corrosion galvanique.....	47
Tableau 14: Caractéristiques de l'électrolyte [31]	50
Tableau 15: Paramètres électrochimiques dans 1M HCl.....	50
Tableau 16: Taux de corrosion en fonction de la taille du boulon, du matériau et de l'épaisseur de l'électrolyte.	56
Tableau 17: Matériaux des boulons et de la platine d'extrémité, couples galvaniques et électrolytes. . 60	60
Tableau 18: Composition chimique des matériaux.	60
Tableau 19: Paramètres des couple galvaniques.	60
Tableau 20: Paramètres électrochimiques de l'acier inoxydable dans 0.9% NaCl, 3.5% NaCl, 1M HCl, 2M HCl et 3M HCl.....	65
Tableau 21: Taux de corrosion en fonction du matériau du boulon et de la conductivité.....	74
Tableau 22: Caractéristiques des profilés du poteau (HEA200) et de la poutre (IPE240).	82
Tableau 23: Caractéristiques géométriques des boulon M16.....	82
Tableau 24: Caractéristiques géométriques de la platine.	83
Tableau 25: Dimensions de la soudure d'angle.	83
Tableau 26: Efforts appliqués sur les rangées des boulons.	88
Tableau 27: Rigidité des rangées de boulons.	89
Tableau 28: Caractéristiques géométriques du poteau et de la poutre.....	94
Tableau 29: Valeurs du taux de corrosion de la platine d'extrémité dans 0.9% NaCl, 1M HCl et 2M HCl.	96
Tableau 30: Caractéristiques mécaniques des matériaux de l'assemblage boulonné.	97
Tableau 31: Valeurs des déplacements imposés.	100
Tableau 32: Déformations et contraintes de l'acier S235 dans un essai de traction [22].....	120
Tableau 33: Valeurs de la contrainte d'écrouissage dans les rangées des trous en fonction de la profondeur de la zone corrodée.	134

Liste des abréviations

- C : Pénétration moyenne de la corrosion.
t : Durée d'exposition.
A : Surface.
W : Perte de masse en g.
d : Densité.
k : Perte de corrosion lorsque $t = 1$ an
m : Exposant de régression.
 C_r : Taux de corrosion moyen en 10 ans,
 $C_{r,lin}$: Taux de corrosion à l'état d'équilibre
D : Degré de dégradation
 V_o : Volume de la plaque intact
 V_c : Volume corrodé
 $M_{j,rd}$: Moment résistant
 $M_{j,ED}$: Moment fléchissant
 S_j : Rigidité en rotation d'un assemblage ;
 $S_{j,ini}$: Rigidité en rotation initiale d'un assemblage ;
 ϕ_{Cd} : Capacité de rotation de l'assemblage
 ϕ_{Ed} : Rotation de l'assemblage.
 $I_c(x)$: Densité de courant cathodique
 E_{boulon} : Potentiel de corrosion libre du boulon
 $i_0(boulon)$: Densité de courant de corrosion libre
 β_{boulon} : Constante de Tafel pour la réaction cathodique
 E_x : Potentiel d'électrode
 $E_{platined'extrémité}$: Potentiel de corrosion libre de la platine d'extrémité
 $i_0(platine d'extrémité)$: Densité de courant de corrosion libre
 $\beta_{platine d'extrémité}$: Constante de Tafel pour la réactions anodique
 \emptyset : Potentiel de l'électrolyte
e: Epaisseur de l'électrolyte
K : Hauteur de la tête du boulon
S : Largeur de la tête du boulon
W : Largeur de la platine d'extrémité
 σ : Conductivité de l'électrolyte.

I_{corr} : Densité de courant de corrosion (A/cm^2)
 M : Masse molaire $M(Fe)=55.85$ g/mol
 z : Valence du fer $z=2$
 F : Constante de faraday $F=96500$ A.s/mol
 ρ : Densité de l'acier $\rho = 7.87$ g/cm³
 J : Courant par volume unitaire
 q : Charge électrique
 $M_{b1,Ed}$: Moment fléchissant de la poutre
 $V_{b1,Ed}$: Effort tranchant de la poutre
 $N_{b1,Ed}$: Effort axial de la poutre
 $M_{c1,Ed}$: Moment fléchissant du poteau
 $V_{c1,Ed}$: Effort tranchant du poteau
 $N_{c1,Ed}$: Effort axial du poteau
 $N_{cb,Rd}$: Résistance de calcul de la section de la poutre à la compression
 $V_{cb,Rd}$: Résistance de calcul de la section de la poutre au cisaillement
 $M_{b,p1,Rd}$: Résistance plastique de la section de la poutre à la flexion
 $M_{cb,Rd}$: Résistance de calcul de la section de la poutre à la flexion
 $F_{c,fb,Rd}$: Résistance de l'aile et de l'âme de la poutre comprimées
 $M_{b1,Ed}$: Moment fléchissant dans la poutre droite
 $M_{b2,Ed}$: Moment fléchissant dans la poutre gauche
 $V_{c1,Ed}$: Effort tranchant dans le poteau inférieur
 $V_{c2,Ed}$: Effort tranchant dans le poteau supérieur
 z : Bras de levier
 $V_{wp,Ed}$: Effort appliqué sur le panneau d'âme en cisaillement
 $V_{wp,Rd}$: Résistance du panneau d'âme au cisaillement
 $F_{c,wc,Rd1}$: Résistance de l'âme du poteau
 $b_{eff,c,wc}$: Largeur efficace de l'âme à la compression
 $N_{j,Rd}$: Résistance de l'assemblage à la compression
 $F_{t,Rd}$: Résistance du boulon à la traction
 $B_{p,Rd}$: Résistance du boulon au cisaillement au poinçonnement
 $F_{tj,Rd}$: Résistance de calcul à la traction efficace de la rangée de boulons r ;
 h_j : Distance entre la rangée de boulons r et le centre de compression ;
 j : Numéro de rangée de boulons.
 t_{wash} : Epaisseur de la plaquette.

h_{head} : Hauteur de la tête du boulon.
 h_{nut} : Hauteur de l'écrou du boulon.
 k_{10} : Coefficient de rigidité des boulons.
 $k_{\text{eff},j}$: Coefficient de rigidité efficace
 z_{eq} : Bras de levier équivalent
 $S_{j,\text{rig}}$: Rigidité de l'assemblage rigide
 $S_{j,\text{pin}}$: Rigidité de l'assemblage articulé
 E_b : Module de Young de la poutre.
 I_b : Moment quadratique de la poutre
 L_b : Longueur de la poutre.
 P_{adm} : Pression de contact admissible
 ε : Déformation totale
 ε_e : Déformation élastique
 ε_p : Déformation plastique.
 H : Taux d'écrouissage.
 $\dot{\sigma}$: Vitesse de variation de la contrainte.
 $\dot{\varepsilon}$: Vitesse de déformation totale.
 σ_y : Contrainte limite.
 S_r : Section réduite.
 $I_{G_{ry}}$: Moments quadratiques de la section réduite suivant y.
 $I_{G_{rz}}$: Moments quadratiques de la section réduites suivant z.
 $I_{G_{cy}}$: Moment quadratique de la surface corrodée par rapport à « z ».
 $I_{G_{ty}}$: Moment quadratique du trou par rapport à « z ».
 I_{G_y} : Moment quadratique de la section HEA200 par rapport à « z ».
 S_c : Surface corrodée.
 G_1 : Centre de gravité de la surface corrodée.
 G_2 : Centre de gravité du trou.
 S_t : Surface du trou.
 $I_{G_{cz}}$: Moment quadratique de la surface corrodée par rapport à « z ».
 $I_{G_{tz}}$: Moment quadratique du trou par rapport à « z ».
 I_{G_z} : Moment quadratique de la section HEA200 par rapport à « z ».
 α_{cr} : Coefficient d'amplification critique.
 N_{cr} : Effort normal critique de flambement.
 N_{Ed} : Effort normal appliqué.

L_{cr} : Longueur de flambement.

$\bar{\lambda}$: Elancement réduit.

f_y : Limite élastique.

χ : Coefficient de réduction.

$N_{b,rd}$: Résistance de calcul au flambement.

γ_{M1} : Coefficient partiel pour résistance des barres aux instabilités.

Eurocode 3 (EN1993- 1-1) : Norme européenne de dimensionnement des structures métallique.

AS4312 : Norme Australienne pour la classification des zones de corrosivité atmosphérique.

ISO9224 : Corrosion des métaux et alliages - Corrosivité des atmosphères - Valeurs de référence relatives aux classes de corrosivité.

Table des matières

Introduction générale	1
Chapitre I : Etude bibliographique	1
1 Electrochimie de la corrosion :	5
1.1 Mécanisme de la corrosion :.....	5
1.2 Types de corrosion.....	8
1.2.1 Corrosion uniforme (générale).....	8
1.2.2 Corrosion Non-Uniforme	9
1.2.3 Corrosion par piqûres	10
1.2.4 Corrosion caverneuse	11
1.2.5 Corrosion Galvanique	13
2 Taux de corrosion et ses facteurs influençant :	14
2.1 Formule empirique du taux de corrosion :.....	14
2.2 Influence de la corrosion sur les structures métalliques	16
3 Effet de la corrosion sur l'acier :	17
3.1 Effet de la corrosion sur la géométrie :.....	17
3.2 Effet de la corrosion sur les propriétés mécaniques	20
4 Corrosion galvanique de l'acier et les alliages de l'acier.....	20
4.1 Corrosion galvanique de l'acier au carbone et l'acier faiblement allié :.....	20
4.2 Corrosion galvanique des alliages de Ni-Cu et Cu-Ni :	24
4.3 Corrosion galvanique des aciers inoxydables :.....	25
5 La corrosion sous contrainte CSC.....	26
5.1 La CSC : un mode de corrosion localisée.....	26
5.2 Nature des contraintes	27
5.3 Etapes de la CSC	27
6 Les assemblages boulonnés :	30
6.1 Introduction	30
6.2 Types d'assemblages boulonnés par platine d'extrémité	30
6.3 Comportement des assemblages	32
6.4 Classification des assemblages	34
6.4.1 Classification par la rigidité	34
6.4.2 Classification par la résistance	35

6.4.3	Classification par la capacité de rotation.....	37
	Références :	39
CHAPITRE II : La simulation numérique de la corrosion galvanique d'un assemblage boulonné		42
I.	Corrosion galvanique entre boulons en acier faiblement allié et platine en acier au carbone dans un assemblage boulonné.....	43
1	Introduction.....	43
2	Matériaux et méthodes	45
2.1	Joint boulonné et matériaux.....	45
2.2	Géométrie et modélisation.....	45
2.3	Paramètres d'étude	47
3	Méthode et Conditions aux limites	47
3.1	Analyse de la distribution du potentiel de l'électrolyte.....	47
3.2	Conditions aux limites	49
4	Résultats et discussion	50
4.1	Potentiel d'électrolyte	50
4.2	Taux de corrosion C_R	54
	Conclusion :.....	56
II.	Modélisation numérique de l'effet du matériau et de la conductivité de l'électrolyte sur la corrosion galvanique d'un assemblage boulonné.....	57
1	Introduction.....	57
2	Modélisation de la géométrie et matériaux	58
2.1	Géométrie et modélisation.....	58
2.2	Matériaux et électrolytes	59
2.3	Paramètres d'étude	60
3	Analyse par méthode des éléments finis	61
3.1	Équations gouvernantes	61
3.2	Maillage et conditions aux limites.....	62
4	Résultats et discussion	65
4.1	Potentiel d'électrolyte	65
4.2	Taux de corrosion C_R	71
	Conclusion.....	74
CHAPITRE III : Modélisation numérique de la résistance structurelle d'un assemblage boulonné		80

I- Calcul d'un assemblage boulonné de type poteau poutre selon l'Eurocode 3.	81
1 Introduction :.....	81
2 Caractéristiques géométriques :.....	81
3 Efforts appliqués sur l'assemblage :	83
4 Résistances de la poutre :.....	83
4.1 Compression :.....	83
4.2 Cisaillement :.....	83
4.3 Flexion - MOMENT PLASTIQUE :.....	84
4.4 Flexion au contact de la plaque avec l'élément assemblé :.....	84
4.5 Aile et âme en compression :.....	84
5 Résistances du poteau	85
5.1 Panneau d'âme en cisaillement.....	85
5.2 Ame en compression transversale - niveau de l'aile inférieure de la poutre :.....	86
5.3 Ame en traction transversale - niveau de l'aile inférieure de la poutre :.....	87
6 Calcul de l'assemblage :	88
6.1 Résistance de l'assemblage à la compression :.....	88
6.2 Résistance de l'assemblage à la flexion :.....	88
6.3 Résistance de l'assemblage à la flexion $M_{j,Rd}$	88
II- Modélisation par élément finis de la capacité structurelle des éléments d'un assemblage boulonné de type poteau poutre avec platine d'extrémité.....	92
1 Introduction :.....	92
2 Géométrie et matériaux :.....	94
2.1 Géométrie	94
2.2 Géométrie de la zone corrodée :.....	95
2.3 Propriétés des matériaux :.....	96
3 Modélisation par élément finis :	97
3.1 Maillage	97
3.2 Charge et condition aux limites	99
3.3 Contact.....	101
4 Résultats et discussion	102
4.1 Contraintes et déplacements	102
4.2 Moment de réaction :.....	107
4.3 Pression de contact :	110
Conclusion.....	112

III-modélisation numérique de la résistance au flambement d'un poteau corrodé	113
1 Introduction :	113
2 Conception et modélisation :	114
3 Matériaux :	115
3.1 Analyse d'un essai de traction	115
3.2 Modèle élastoplastique avec écrouissage isotrope linéaire :	117
4 Caractéristiques de la section réduite :	121
5 Conditions aux limites :	123
6 Maillage :	124
7 Résistance au flambement.....	125
7.1 Poteau non corrodé :	125
7.1.1 Classe de HEA200 :	126
7.1.2 Longueur de flambement	127
7.1.3 Résistance au flambement en compression simple	127
7.2 Poteau corrodé :	128
8 Etat de contraintes et déformations :	130
8.1 Contrainte globale :	130
8.2 Contraintes dans les sections et déformation :	131
8.2.1 Contrainte de Von Mises :	131
8.2.2 Contrainte d'écrouissage :	132
8.2.3 Effet de la profondeur de la zone corrodée "e" :	133
8.3 Déformation plastique :	134
Conclusion.....	136
Conclusion générale :	138
ANNEXE :	140

Introduction générale

Les dommages dus à la corrosion sont l'un des problèmes les plus courants pour tous les types de structures en acier. Les effets de la corrosion sur les structures en acier sont mondiaux. Des millions de dollars sont dépensés dans le monde entier pour la réparation et la réhabilitation des structures en acier qui sont exposées à un environnement corrosif sévère. Il est donc d'autant plus important de comprendre les différentes formes de corrosion et leurs effets sur les éléments de structure en acier. Un examen de la littérature indique que la corrosion est affectée par divers facteurs, notamment les conditions environnementales, les propriétés de l'acier, les conditions de chargement, etc. Il est difficile de développer un modèle de corrosion précis et adapté à la prédiction des pertes par corrosion dans toutes les conditions environnementales. Par conséquent, pour toute structure métallique sélectionnée pour une analyse de fiabilité, il est recommandé de procéder à une inspection du site pour déterminer le modèle de corrosion de l'acier. Les structures métalliques sont utilisées dans la plupart du temps dans des environnements difficiles, tel qu'une atmosphère à forte humidité et salinité, par conséquent, elles seront exposées à une grave menace de corrosion. A cause de la diversité des éléments utilisés dans les structures métalliques et leur relation de contact entre eux, les types de corrosion les plus courants sont la corrosion galvanique et la corrosion sous contraintes. Ces deux formes de corrosion peuvent induire une dégradation de la résistance à la traction, de la résistance à la compression, de la résistance à la flexion et de la résistance au flambement de l'élément en acier. Cette réduction de la résistance est principalement liée à l'endommagement par corrosion de la section transversale minimale.

La corrosion galvanique a été largement étudiée expérimentalement et par modélisation numérique et quelques travaux ont été réalisés pour vérifier la concordance entre les deux. Cependant, il est très difficile d'évaluer expérimentalement le processus de corrosion galvanique d'une structure en acier dans l'atmosphère à partir d'expériences en laboratoire où différents facteurs ne peuvent pas être pris en compte tels que la densité de charge, l'humidité relative, le rapport de surface des métaux, l'épaisseur de l'électrolyte,...etc. C'est pourquoi la modélisation par éléments finis est considérée comme un outil efficace pour prédire la corrosion atmosphérique.

La simulation numérique de la corrosion galvanique, tant à l'échelle microscopique que macroscopique, implique le suivi de l'interface anode-électrolyte dans le domaine de calcul. L'évolution de la surface corrosive fait de la corrosion galvanique un problème de frontière

mobile avec une condition limite appropriée à l'interface mobile. L'interface entre l'électrolyte et la surface solide doit être suivie à chaque pas de temps de calcul afin que les conditions aux limites puissent être imposées. De telles interfaces imposent une discontinuité dans le domaine de calcul.

Les approches traditionnelles pour résoudre de tels problèmes utilisent des techniques de maillage mobile ou de remaillage. Dans la technique de maillage mobile, les éléments doivent être alignés avec l'interface mobile à chaque pas de temps, ce qui augmente le coût de calcul, en particulier pour les géométries complexes. Dans la technique de remaillage, de nouveaux éléments sont générés à partir des anciennes variables de maillage le long de l'interface mobile à chaque pas de temps, ce qui peut compromettre la précision. Parmi les approches rigoureuses et efficaces on trouve la méthode d'éléments finis étendus (MEF) qui améliorent les fonctions de forme des éléments finis avec des champs discontinus et peuvent être utilisées efficacement pour modéliser des géométries complexes.

L'emplacement et la taille des zones corrodées affectent la capacité de traction et le mode de défaillance des éléments en acier soumis à des chargements quelconques. En ce qui concerne la synergie de la corrosion et de la contrainte dans l'acier, les travaux de recherche se sont principalement concentrés sur la fissure par corrosion sous contrainte.

L'inspection visuelle des structures en acier détériorées peut être classée en plusieurs catégories en fonction du niveau de détérioration. Le niveau le plus grave est ensuite soumis à des contrôles de conception basés sur les tailles de section mesurées. Bien que cette procédure puisse être utilisée pour classer les structures en acier affectées par des dommages dus à la corrosion, l'évaluation de la résistance de ces structures ne peut être effectuée par inspection visuelle. Par conséquent, des méthodes plus précises pour évaluer la capacité résiduelle des structures en acier corrodées sont nécessaires. D'anciens chercheurs ont tenté de prédire l'effet de la corrosion sur les structures en acier dans diverses conditions environnementales au moyen de modèles mathématiques, analytiques et numériques. Il a été démontré que la corrosion affecte en premier lieu les éléments des assemblages boulonnés en acier utilisés dans les constructions en acier. La diversité des matériaux, le contact entre les éléments et les sollicitations mécaniques sont tous des facteurs qui donnent naissance à la corrosion galvanique et la corrosion sous contraintes dans les assemblages boulonnés. Le comportement de flambage et la résistance ultime des poteaux corrodés ont été analysés analytiquement, selon l'Eurocode 3, et numériquement par la méthode des éléments finis.

L'objectif de cette thèse est de déterminer la durée de vie d'un assemblage boulonné de type poteau-poutre et la vérification de la résistance structurelle des assemblages boulonnés corrodés. Une étude par la méthode des éléments finis a été réalisée où l'impact de plusieurs paramètres a été étudié pour prédire la durée de vie des assemblages boulonnés soumis à la corrosion galvanique. Ces paramètres sont de nature géométrique et électrochimique.

Cette thèse est divisée en quatre chapitres. Le premier chapitre sera consacré à une présentation générale de l'aspect bibliographique de l'étude, le second consiste à étudier la corrosion galvanique d'un assemblage boulonné par la méthode des éléments finis. Dans ce chapitre un modèle 2D modélisant le contact entre la tête d'un boulon et une platine d'extrémité a été élaboré afin d'étudier l'impact de la taille des boulons, du matériau des boulons et de l'épaisseur et de la conductivité de l'électrolyte sur le taux de corrosion de la platine d'extrémité. Le troisième chapitre est focalisé sur le calcul manuel selon la norme EUROCODE 3 des constituants principaux d'un assemblage boulonné de type poteau poutre avec platine d'extrémité. Dans le dernier chapitre une modélisation 3D des assemblages boulonnés corrodés a été réalisée afin de vérifier leur résistance mécanique et valider par la suite les résultats du calcul manuel obtenus dans le chapitre précédent. La démarche d'étude adoptée dans ce chapitre est le suivant :

- Modélisation 3D de quatre assemblages boulonnés : un non corrodé et trois corrodés avec des épaisseurs différentes de la zone corrodée.
- Création des conditions aux limites sous forme de déplacements imposés.
- Vérification de l'assemblage boulonné en terme du moment résistant, de la rigidité et de la pression de contact.
- Vérification de la résistance au flambement d'un poteau corrodé et comparaison des résultats avec le calcul manuel du flambement.

Enfin cette thèse sera clôturée par une conclusion générale sur l'ensemble des résultats obtenus et proposera des perspectives générales.

Chapitre I :

Etude bibliographique

1 Electrochimie de la corrosion :

1.1 Mécanisme de la corrosion :

La corrosion électrochimique, appelée encore corrosion humide, est le mode de corrosion le plus important et le plus fréquent. Le processus de la corrosion réside essentiellement dans l'oxydation du métal sous forme d'ions ou d'oxydes. Cette transformation est présente tout au long du cycle de vie de l'acier, comme le montre la figure 1. Toutefois, ce processus dépend du temps, c'est-à-dire que plus un composant est exposé longtemps à un environnement corrosif, plus il se corrode.

La corrosion électrochimique fait appel à la fois à une réaction chimique et un transfert de charges électriques (circulation d'un courant). Cette corrosion nécessite la présence d'un agent réducteur (H_2O , O_2 , H_2 , etc.), sans celui-ci la corrosion du métal ne peut se produire. La corrosion électrochimique d'un matériau correspond à une réaction d'oxydo-réduction, dont :

- La réaction d'oxydation d'un métal est appelée réaction «anodique»,
- La réaction de réduction d'un agent oxydant est appelée réaction «cathodique».

L'acier de construction est un alliage composé principalement de fer et d'un faible pourcentage de carbone ; le produit final après cette dégradation est appelé rouille. Les réactions chimiques ci-dessous et la figure 2 illustrent ce processus. Cette réaction est souvent appelée réaction d'oxydation, car il y a formation des oxydes respectifs à la fin du processus. La corrosion humide est un processus d'oxydation dans lequel l'acier se dissout sur l'anode et une réduction a lieu à la cathode.



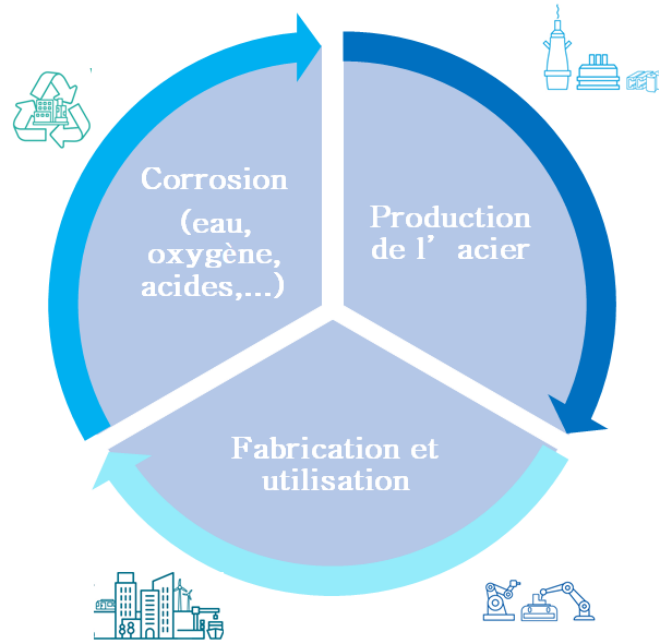


Figure 1: cycle de vie de l'acier

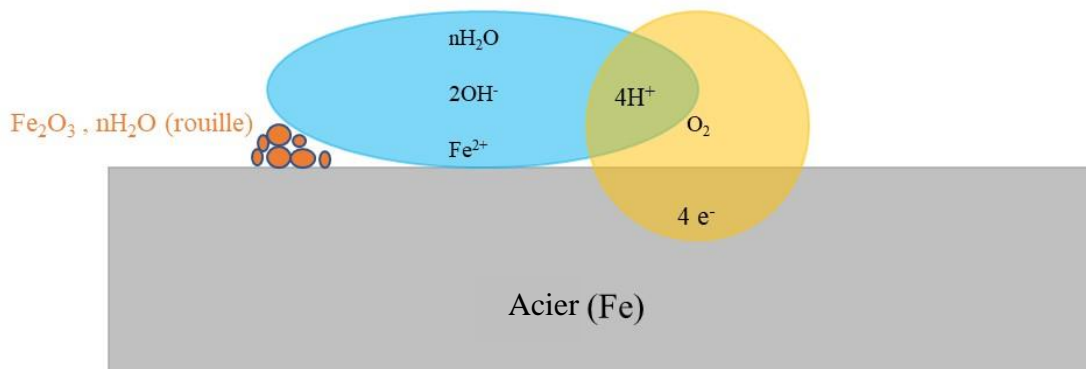


Figure 2: Représentation du mécanisme de la corrosion.

La corrosion générale ou uniforme des poutres en acier, exposée à un environnement corrosif, se caractérise par une perte uniforme de section ou de la surface du matériau. Ce taux de perte de matériau au fil du temps est appelé "taux de corrosion" et est souvent exprimé en mm/an [1].

Dans les structures métalliques, l'électrolyte est généralement de l'eau. Le flux d'électrons va d'une anode à une cathode. Lorsque des électrons chargés négativement quittent l'anode, des ions chargés positivement du métal de l'anode sont libérés dans l'électrolyte. Ces ions peuvent réagir avec d'autres matériaux pour former des produits de corrosion appelés "rouille". De ce fait, l'anode est endommagée, par contre la cathode ne l'est pas. Comme il y a présence d'un métal (acier), d'un électrolyte (environnement humide comme l'eau) et que le courant traverse cet électrolyte d'anode en cathode (couple galvanique), le processus de corrosion peut être comparé à une simple "cellule de corrosion". Une cellule à oxygène est un type de cellule de corrosion dans laquelle les concentrations d'oxygène dans l'électrolyte déterminent l'emplacement de l'anode et de la cathode.

Parmi de nombreux autres facteurs, la corrosion peut également être affectée par les effets de l'environnement, notamment la température et l'humidité. Une température élevée augmente le taux de corrosion. Ce taux joue généralement un rôle crucial dans les structures en acier. La quantité d'humidité disponible est très importante pour le taux de corrosion car l'eau sert d'électrolyte. Dans les régions arides, le taux de corrosion est lent par rapport aux régions où les précipitations sont supérieures à la moyenne. L'exposition est importante pour évaluer la corrosion sur une seule structure. Les zones exposées au vent ou au soleil qui peuvent sécher rapidement sont moins sujettes à la corrosion que les zones abritées où l'eau peut rester en contact avec la métallurgie. C'est pourquoi les structures des zones côtières - ou celles exposées aux sels de déglçage - se corrodent plus rapidement que les structures métalliques non exposées au sel. Des études ont montré que les taux de corrosion dus aux sels sont 2,75 fois plus élevés.

Comme de nombreuses structures en acier sont exposées à des environnements propices à la corrosion, la perte de métal due à la corrosion devient un problème crucial et permanent. La perte de matériau métallique entraîne par conséquent une diminution de la résistance de la structure, ce qui peut conduire à une défaillance structurelle et à des risques accrus pour la sécurité. Il est donc essentiel de déterminer l'intégrité structurelle des structures en acier corrodées et d'évaluer leur capacité à maintenir leur performance structurelle pour les charges prévues. La corrosion de l'acier de construction n'est en aucun cas un problème nouveau ; cependant, grâce aux nouvelles technologies, à la recherche continue et à une meilleure compréhension, il est possible de mieux concevoir et d'entretenir correctement les structures soumises à la corrosion pour une durée de vie optimale.

1.2 Types de corrosion

Les types de corrosion les plus courants rencontrés dans les structures en acier sont les suivants : la corrosion uniforme, la corrosion galvanique, la corrosion par piqûres, la corrosion sous contrainte et la corrosion par crevasses. La documentation de ces types de corrosion est laissée à la discrétion de l'ingénieur afin de déterminer les moyens d'atténuer ou d'empêcher leur détérioration. Des mesures de précaution peuvent être prises pour réduire la probabilité que la corrosion se produise. Cependant comme la durée de vie des structures en acier est de plus en plus longue, il n'y a aucune garantie que ces mesures seront efficaces.

La corrosion peut se manifester sous de nombreuses formes. Ces formes sont classées en fonction de l'inspection de la corrosion, allant de la corrosion uniforme, qui peut être identifiée visuellement, à la corrosion sous contrainte, qu'on ne peut pas l'identifier visuellement.

1.2.1 Corrosion uniforme (générale)

La corrosion générale ou uniforme est la forme de corrosion la plus répandue, qui entraîne une perte générale ou globale du matériau de surface et qui finit par provoquer un amincissement progressif des éléments figure 3. Ce type de corrosion représente le plus grand pourcentage des dommages affectant les structures en acier. Il est considéré comme l'une des formes de corrosion les plus facilement identifiables à l'œil nu en raison de la nature du processus de corrosion. Comme il y a une perte de matériau uniforme dans l'ensemble, le taux de corrosion est également considéré comme uniforme. La corrosion uniforme est souvent considérée comme un processus de corrosion moins dangereux en raison de sa nature identifiable.



Figure 3: *Elément d'une structure métallique représentant la corrosion uniforme [4]*

Certaines des études réalisées par des chercheurs pour étudier les effets de la corrosion uniforme sur les structures en acier [3] remontent à 1988. Ils ont développé un modèle pour évaluer la capacité de détérioration des poutres en acier utilisées dans les ponts en combinant les informations sur l'emplacement et le taux de corrosion avec l'analyse structurelle des éléments corrodés. Ce modèle a permis d'évaluer deux structures typiques dans un environnement corrosif. Cette analyse a permis de tirer plusieurs conclusions concernant les effets de l'environnement et la performance des ponts en acier corrodés.

Des études antérieures [5, 6] ont montré que la corrosion uniforme peut être exprimée comme une simple fonction du temps (taux de corrosion) qui est linéaire par nature et est représentée par l'expression couramment utilisée pour la perte de corrosion comme.

1.2.2 Corrosion Non-Uniforme

Une forme de corrosion non uniforme ou localisée se produit lorsque les dommages se limitent à des zones spécifiques d'un élément de structure. Ce type de corrosion se produit généralement aux extrémités des poutres en acier, comme le montre la figure 4. La détérioration consiste généralement en un amincissement des sections de l'âme et des ailes, ce qui entraîne des piqûres/trous irréguliers.



Figure 4: Perte en matière par corrosion le long de l'interface âme-aile d'une poutre en acier dans un assemblage boulonné. [4]

La corrosion localisée peut souvent entraîner une augmentation des contraintes nominales, des concentrations de contraintes et un fléchissement ou un flambage localisé, et donc une réduction de la résistance. La redistribution des contraintes peut avoir lieu au niveau local et le comportement global de l'élément peut en être affecté. L'effet d'une détérioration localisée sur

le comportement global d'un membre dépendra du type de membre et de l'endroit, de la nature et de l'étendue de la détérioration. Par exemple, une réduction de la capacité de moment d'une poutre dans une région de faible moment n'est pas aussi grave qu'une réduction de la résistance à la flexion à l'endroit du moment maximum.

Une détérioration importante d'un élément peut affecter le comportement de la structure dans son ensemble. Elle peut affecter les caractéristiques de répartition des charges de la structure et entraîner une augmentation des effets de charge dans les éléments adjacents et une réduction de la capacité de charge de l'élément détérioré. La réduction globale de la capacité d'une structure métallique dépendra du type de la structure, de l'emplacement de l'élément détérioré et de son degré de détérioration. Certains éléments sont plus critiques que d'autres. Par exemple, une réduction de la résistance des membrures d'une ferme en treillis en porte-à-faux affectera directement la capacité de charge de la structure sans possibilité de redistribution de la charge. Une détérioration grave d'une poutre dans une travée multipoutre entraînera une redistribution des charges avant la rupture. En général, plus la structure est redondante, plus les effets de la détérioration d'un seul élément sont faibles.

1.2.3 Corrosion par piqûres

La corrosion par piqûres peut être considérée comme une autre forme de corrosion localisée ou non uniforme dans laquelle la perte de matériau est caractérisée par des pénétrations se produisant en profondeur dans la surface de la structure en acier. Les imperfections géométriques, les défauts de protection de la peinture et les dépôts de matières étrangères sont des conditions idéales pour que la corrosion par piqûres se produise. Les défaillances dues à la corrosion par piqûres dans les structures en acier sont le résultat de fissures causées par la concentration des contraintes. Tout comme la corrosion uniforme, la corrosion par piqûres peut aussi être facilement identifiable à l'œil nu. La figure 5 montre la distribution de la corrosion par piqûres dans un poteau d'un assemblage boulonné avec cornières.

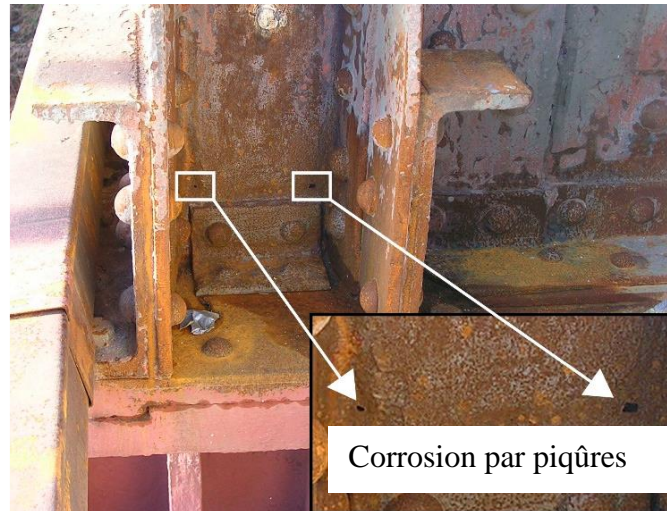


Figure 5: Exemple de corrosion par piqûres dans un élément de structure métallique [7].

1.2.4 Corrosion caverneuse

La corrosion caverneuse est considérée comme une autre forme de corrosion localisée que l'on trouve couramment dans les endroits confinés où l'accès à l'oxygène est limité ou complètement restreint. Comme son nom l'indique, les petites crevasses sur une surface en acier sont des endroits parfaits pour recueillir de petits volumes d'eau stagnante, souvent à proximité de trous, de joints, de joints à recouvrement, de boulons et de rivets. La gravité de la corrosion dépend également de la taille de la crevasse et du type de matériau étranger qui y est associé. Les erreurs de construction peuvent également entraîner une corrosion caverneuse en raison de certains vides laissés entre les connexions.

Les structures métalliques de type multipoutre avec des plaques et des raidisseurs soudés sont généralement sujets à la corrosion galvanique et la corrosion caverneuse qui affectent la partie inférieure de l'âme et les ailes des poutres en I qui composent ces poutres. La corrosion caverneuse est due à un manque d'oxygène et se produit généralement lorsque deux plaques sont boulonnées, rivetées ou aboutées l'une contre l'autre. La figure 6 montre le mécanisme de la corrosion caverneuse et la manière dont elle affecte les poutres en acier.

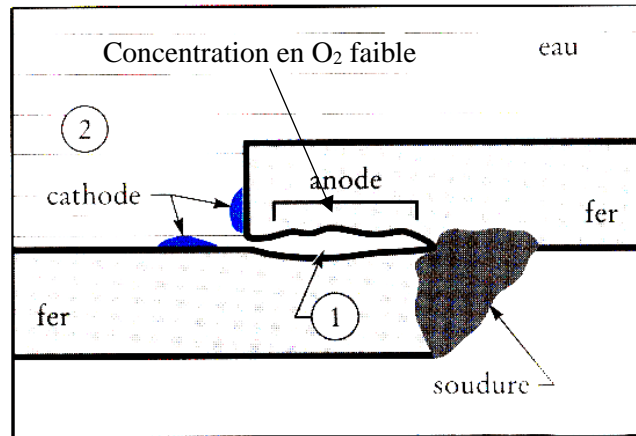


Figure 6: Corrosion caverneuse à l'interface d'un assemblage soudé.

La corrosion caverneuse peut se produire dans les cornières des structures en treillis comme dans les cadres et les éléments entre les plaques de gousset (figure 7). La figure 8 montre un autre exemple de corrosion caverneuse entre les plaques et les attaches [8]. Au départ, la corrosion caverneuse commence par une corrosion uniforme, où le métal perd des électrons en se corrodant à l'anode. Ces électrons perdus par le métal sont consommés à la cathode, généralement par la réduction de l'oxygène.

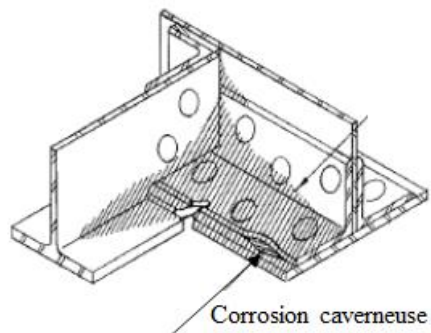


Figure 7: Corrosion caverneuse dans un assemblage entre cornières.

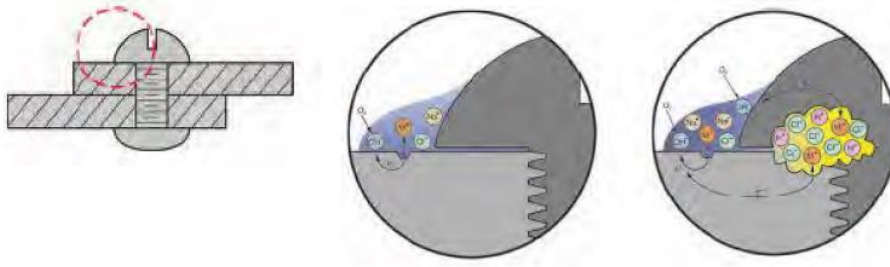


Figure 8: Progression dans le temps de la corrosion caverneuse dans un assemblage boulonné [9].

1.2.5 Corrosion Galvanique

La corrosion galvanique se produit en raison de la différence de potentiels électriques caractérisée par des métaux différents. Lorsque ces deux métaux sont en contact l'un avec l'autre, en présence d'un électrolyte, un couple galvanique se forme en raison du flux d'électrons de l'anode à la cathode des deux métaux. L'intensité de la corrosion dépend de la différence de potentiel entre les métaux et du rapport de la surface exposée des métaux. Ceci constitue un facteur important à prendre en considération lorsqu'il s'agit de coupler différents métaux tels que l'aciers inoxydables et l'acier au carbone qui, ensemble, pourraient être utilisés dans des applications structurelles telles que les assemblages boulonnés [10]. Comme pour les autres formes de corrosion, la corrosion galvanique peut être facilement identifiée visuellement.

La corrosion galvanique peut également se produire si le matériau des plaques d'assemblage est différent des matériaux des autres éléments comme le montre la figure 9.

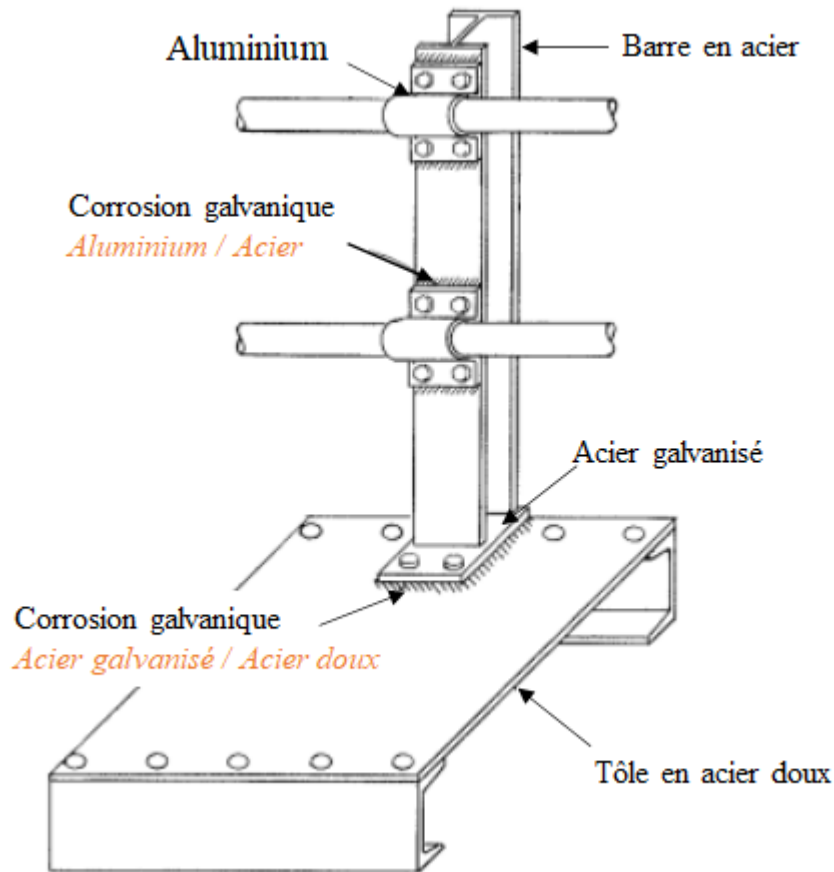


Figure 9: Corrosion galvanique dans une section d'une structure métallique [10]

2 Taux de corrosion et ses facteurs influençant :

2.1 Formule empirique du taux de corrosion :

Lorsqu'elle est exposée à un environnement corrosif, la corrosion générale ou uniforme des poutres en acier se caractérise par une perte uniforme de section ou de matériau à la surface du matériau. Cette perte de matériau au fil du temps est appelée "taux de corrosion" et est souvent exprimée en mm/an. Dans des conditions atmosphériques différentes, l'acier de construction présente des taux de corrosion et des effets de piqûres différents. Lorsqu'ils sont immergés dans de l'eau salée, les aciers de résistance aux intempéries présentent des taux de corrosion et de piqûres de 21 à 65 % plus élevés que les aciers de construction ordinaires au carbone [6].

La détermination des taux de corrosion joue un rôle crucial dans l'évaluation des effets de la corrosion, la programmation des inspections et la maintenance. La compatibilité d'un métal avec son environnement est une exigence primordiale pour la fiabilité de ses performances. La mesure du taux de corrosion devient nécessaire pour l'évaluation et la sélection des matériaux pour un environnement spécifique, une application définie donnée, ou pour l'évaluation d'un

métal ou d'alliages nouveaux ou anciens afin de déterminer les environnements dans lesquels ils sont adaptés. Souvent, l'environnement corrosif est traité pour le rendre moins agressif et les mesures de la vitesse de corrosion d'un matériau spécifique dans des environnements non traités reflèteront l'efficacité du traitement. En outre, la mesure de la vitesse de corrosion est également essentielle dans l'étude des mécanismes de la corrosion. La corrosion implique la dissolution du métal, à la suite de laquelle la partie métallique perd sa masse (ou son poids) et devient plus fine.

De nombreux facteurs peuvent influencer la vitesse de corrosion. Comme les données statistiques requises pour formuler un modèle analytique sont insuffisantes, il est impossible ou très difficile de prévoir avec précision la vitesse de corrosion. Tout au plus, il existe des formules empiriques approximatives.

S.Gowda [11] a calculé le taux de corrosion pour une éprouvette en acier au carbone conformément à la norme ASTM (Société Américaine pour les Essais et les Matériaux). La vitesse moyenne de corrosion peut ensuite être obtenue comme suit :

$$\text{Taux de corrosion} = \frac{K \cdot W}{A \cdot t \cdot d} \quad (5)$$

Avec :

- K : Constante (tableau 1)
- t : Durée d'exposition en heures
- A : Surface en cm²
- W : Perte de masse en g.
- d : Densité en g/cm³

De nombreuses unités différentes sont utilisées pour exprimer les taux de corrosion. Le tableau 1 donne les valeurs de K pour exprimer le taux de corrosion, en fonction des unités souhaitées.

Tableau 1: Valeurs de K à utiliser dans l'équation du taux de corrosion ASTM

Unités souhaitées du taux de corrosion	K
Mili pouce par an (mpy)	3,45.10 ⁶
Pouces par an (ipy)	3,45.10 ³
Millimètres par an (mm/an)	2,87.10 ²
Micromètres par an (µm/an)	8,76.10 ⁴

2.2 Influence de la corrosion sur les structures métalliques

L'effet global général de la corrosion dans les structures en acier peut être une perte de matière à la surface, qui entraîne à son tour une réduction des sections transversales, une diminution de la résistance du matériau et le dépôt de corrosion sur la surface du métal. Les propriétés de la section telles que la surface, le moment d'inertie sont également affectées par la perte de matériau. Sumi [12] a étudié l'effet de la corrosion de surface sur la résistance et la déformabilité des plaques d'acier.

Plusieurs recherches ont été menées sur les effets de la corrosion sur la réduction de la capacité de résistance des poutres en acier. La corrosion dans les poutres en acier en I se produit généralement par la réduction des épaisseurs dans les âmes et les ailes, ce qui réduit à son tour la capacité de charge. La plupart des études se sont concentrées sur le développement d'un modèle de dommages afin de mieux simuler la détérioration réelle et d'aider à améliorer la résistance à la corrosion des poutres en acier utilisées pour la construction des structures métalliques. Kayser et Nowak [3] ont mené une étude sur les effets de la corrosion sur la perte de capacité des ponts à poutres en acier. Ils ont découvert qu'il y a cinq principaux types ou formes de corrosion qui affectent les ponts à poutres en acier : la corrosion généralisée, la corrosion par piqûre, la corrosion galvanique, la corrosion par fissuration et la corrosion sous contrainte.

J. Appuhamy et al [13] ont montré l'importance de la méthode d'analyse numérique pour estimer de manière fiable non seulement la résistance restante des éléments corrodés, mais aussi le comportement mécanique et la redistribution des contraintes. Ils ont mis au point une méthode simple pour calculer la limite d'élasticité et la résistance à la traction restantes en utilisant l'épaisseur effective (t_{eff}) en fonction de l'épaisseur initiale (t_0) et l'écart type de l'épaisseur (σ_{st}). Les essais expérimentaux ont également été comparés aux résultats de la modélisation numérique.

J. E. Silva, Y. Garbatov et Guedes Soares [14], dans leur article de recherche, ont étudié la résistance ultime des plaques d'acier vieillissantes soumises à une charge de compression et à la corrosion pour une vérification de fiabilité. Les effets de la corrosion non uniforme en fonction du temps sur la résistance ultime à la compression d'une plaque d'acier rectangulaire non renforcée ont été analysés. En effectuant des simulations de Monte Carlo, une série de plaques corrodées a été générée pour différents degrés de corrosion et de vieillissement.

Une analyse non linéaire par éléments finis a été effectuée et une formule empirique permettant de prédire la réduction de la résistance due à la dégradation par corrosion a été élaborée.

Chen Jia et al [15] ont réalisé une étude sur l'essai de traction d'un acier faiblement allié à haute résistance préalablement corrodé. Les paramètres de dommages dus à la corrosion, y compris les composantes de perte de masse, de rugosité de surface et de perte de section transversale, ont été déterminés.

3 Effet de la corrosion sur l'acier :

Cette section résume l'effet de la corrosion sur les propriétés mécaniques de l'acier doux. Les propriétés mécaniques de l'acier doux peut être affecté par cinq facteurs principaux : la concentration d'hydrogène, l'élément de composition, la taille des grains [16-18].

3.1 Effet de la corrosion sur la géométrie :

La corrosion uniforme et la corrosion par piqûres peuvent entraîner une perte de section transversale de l'acier [19, 20]. Pour la corrosion uniforme de l'acier doux, il existe plusieurs modèles pour prédire la perte de section. Pour commencer, le taux de corrosion peut être déterminé pour prédire la perte de section. La norme australienne AS 4312 classe les environnements corrosifs en cinq catégories [21] (voir le tableau 2). Le taux de corrosion de l'acier dans différentes catégories environnementales peuvent être déterminées en mesurant l'épaisseur de la zone corrodée des spécimens après un an [22].

Tableau 2: Catégorie de l'environnement [21].

Catégorie de l'environnement selon AS 4312	corrosivité	Taux de corrosion de l'acier ($\mu\text{m}/\text{an}$)	Environnement typique
C1	Très faible	<1,3	Sec à l'intérieur
C2	Faible	1,3 – 25	Urbain
C3	Moyen	25 – 50	Milieu industriel
C4	Élevé	50 – 80	Littoral (calme)
C5	Très élevé	80 - 100	Littoral (agité)

Kayser et Nowak [19] ont développé la fonction de loi de puissance, qui est largement utilisée pour la prévision du taux de corrosion. La fonction de loi de puissance est présentée comme suit :

$$C = kt^m \quad (6)$$

Où C est la perte de corrosion (perte d'épaisseur) après le temps d'exposition de t (année), k est la perte de corrosion lorsque t = 1 et m est l'exposant de régression.

Les paramètres k et m ont été déterminés principalement par des expériences menées par (Turnbull, McCartney & Zhou) [23]. Les valeurs de k et m dans différentes conditions environnementales sont indiqués dans le tableau 3.

Tableau 3: Paramètres du modèle pour la fonction de loi de puissance [19].

Environnement	Acier au carbone	
	k (mm)	m
Rurale	0.0340	0.650
Urbain	0.0802	0.593
Maritime	0.0706	0.789

Landolfo, Cascini et Portioli [24] ont montré que la fonction de loi de puissance peut prédire uniquement le taux de corrosion de l'acier exposé à l'atmosphère sur une très courte période (moins de 10 ans). Pour une exposition à long terme, ils ont développé une fonction bilinéaire comme suit:

$$C = C_r \cdot t \quad t \leq 10ans \quad (7)$$

$$C = 10C_r + C_{r,lin}(t - 10) \quad t \geq 10ans \quad (8)$$

Où :

C est la perte de corrosion,

C_r est le taux de corrosion moyen (micromètres par année) en 10 ans,

$C_{r,lin}$ est le taux de corrosion à l'état d'équilibre (micromètres par an) ;

t est le temps ;

Les valeurs de C_r et $C_{r,lin}$ sont déterminées dans le tableau 4 selon la norme ISO 9224 (Organisation internationale de normalisation) [25].

Tableau 4: Paramètres du modèle pour la fonction de loi bi-linéaire [25]

Catégorie de l'environnement selon ISO9224	corrosivité	Acier au carbone	
		C_r	$C_{r,lin}$
C1	Très faible	<0,4	<0,3
C2	Faible	0,4 – 8,3	0,3 – 4,9
C3	Moyen	8,3 – 17	4,9 - 10
C4	Élevé	17 – 27	10 - 16
C5	Très élevé	27 - 67	16 - 138

3.2 Effet de la corrosion sur les propriétés mécaniques

La corrosion peut affecter les propriétés mécaniques de l'acier doux en provoquant des changements caractéristiques microstructuraux. Les analyses de dégradation des propriétés mécaniques est basé sur des spécimens corrodés à petite échelle, qui ont d'abord été corrodés puis testés sous une charge de traction uniaxiale. Les spécimens ont été découpés dans une poutre initialement corrodée dans de l'eau de mer. Les propriétés mécaniques des éprouvettes, à savoir le module d'élasticité, la limite d'élasticité, la force de traction, la résilience, la ténacité à la rupture et l'allongement total uniforme sont analysées en écrivant leurs équations en fonction du degré de dégradation de la corrosion D [14]. Ce dernier est utilisé pour mesurer la gravité de la corrosion et il est définie comme :

$$D = \frac{V_c - V_0}{V_0} \times 100\% \quad (9)$$

Où V_0 est le volume de la plaque intact et V_c désigne le volume corrodé. En pratique, les volumes intact et corrodés peuvent être remplacés par des épaisseurs moyennes corrodées des éléments de structure. Le module d'élasticité E , également appelé le module de Young, a été évalué sur la base des résultats expérimentaux comme suit :

$$E(D) = -1.0349D + 206 \text{ GPa} \quad (10)$$

Pour l'acier doux corrodé, la limite d'élasticité σ_y s'écrit en fonction du degré de dégradation D selon l'équation suivante :

$$\sigma_y(D) = -0.0229D^2 + 0.5551D + 235 \text{ MPa} \quad (11)$$

4 Corrosion galvanique de l'acier et les alliages de l'acier.

4.1 Corrosion galvanique de l'acier au carbone et l'acier faiblement allié :

De nombreuses études [27-33] sur le comportement à la corrosion des aciers au carbone et l'acier faiblement alliés couplés à d'autres matériaux pendant leur exposition à divers environnements ont été effectuées. Une étude approfondie a été menée par Johnson et Abbott [26] pour évaluer la corrosion galvanique de l'acier doux couplé à de nombreux matériaux différents et exposé à une gamme d'environnements naturels variés, notamment industriels, urbains / ruraux, marins, l'eau naturel et l'eau de mer. Des échantillons en forme de disque ont

été utilisés pour déterminer les taux de corrosion de diverses combinaisons de couples métalliques. Des zones anodiques et cathodiques égales ont été utilisées, et un contact intime a été maintenu entre les surfaces. Tous les spécimens ont été pesé avant leur assemblage dans les couples tests. La durée du test variait entre 272 et 578 jours. Une fois les tests terminés, les couples ont été démantelés et les taux de corrosion ont été déterminés. Les taux de corrosion pour chaque métal d'un couple donné sur chaque site d'essai sont indiqués dans les tableaux 5 et 6.

Tableau 5: Taux de corrosion de l'acier doux couplé à d'autres métaux dans un milieu industriel [26].

Couple galvanique	Taux de corrosion g/m ² /jour	
	Acier doux	Autre matériaux
Acier doux / Aluminium	1,29	0,20
Acier doux / Laiton	1,74	0,12
Acier doux / Chrome	1,40	0,00
Acier doux / Cuivre	1,77	0,09
Acier doux / Magnésium	0,01	1,12
Acier doux / Monel 400	2,11	0,03
Acier doux / Acier inoxydable 410	1,66	0,03
Acier doux / Acier inoxydable 316	1,99	0,02

Tableau 6: Taux de corrosion de l'acier doux couplé à d'autres métaux dans de l'eau naturelle [26].

Couple galvanique	Taux de corrosion g/m ² /jour	
	Acier doux	Autre matériaux
Acier doux / Aluminium	2,40	0,29
Acier doux / Laiton	4,07	0,00
Acier doux / Chrome	2,20	0,04
Acier doux / Cuivre	3,80	0,00
Acier doux / Magnésium	N.D	Spécimen détruit
Acier doux / Monel 400	3,71	0,04
Acier doux / Acier inoxydable 410	3,06	0,01
Acier doux / Acier inoxydable 316	4,11	0,02

N.D : Non déterminé

Plusieurs chercheurs [28-30] ont étudié l'effet du rapport de surface de cathode d'anode sur la corrosion sensibilité des aciers au carbone couplés galvaniquement à des matériaux plus nobles en milieu aqueux environnements contenant du chlorure de sodium (NaCl). L'importance du rapport de surface sur le taux de corrosion de l'acier au carbone exposé à l'eau de mer [27] pendant 174 jours est illustré dans le tableau 8. Cette étude a révélé que la pénétration moyenne de l'acier au carbone structurel non couplé dans l'environnement marin était d'environ 36 MDD (mg.dm⁻².jour⁻¹) après deux ans d'exposition. Cependant, coupler cet

acier au carbone à un échantillon en acier inoxydable de surface égale a doublé son taux corrosion. De plus, le couplage à une zone en acier inoxydable huit fois celle de l'acier au carbone a entraîné un taux de corrosion de l'acier au carbone qui est environ huit à neuf fois supérieur à celui de l'acier non couplé. La raison de ces augmentations est que le taux de corrosion de l'acier au carbone est déterminé par le taux de diffusion de l'oxygène vers ses zones cathodiques. Le couplage à un matériau plus noble tel que l'acier inoxydable augmente la surface cathodique effective par rapport aux surfaces des deux métaux, et par conséquent, le taux de corrosion devrait augmenter proportionnellement. Inversement, l'attaque galvanique de l'acier au carbone sera modérée lorsque sa surface devient relativement plus grande par rapport à celle de l'acier inoxydable, comme illustré par les données du taux de corrosion dans le tableau 7.

Tableau 7: Effet du rapport de surface sur le taux de corrosion de l'acier au carbone dans l'eau de mer [27].

Couple galvanique		Taux de corrosion, MDD					
		Rapport de surface					
		1:1		1:8		8:1	
1	2	1	2	1	2	1	2
CS	Inox 410	130,0	0,3	470,0	0,4	70,0	0,0
CS	Inox 304	91,0	0,0	370,0	0,0	65,0	0,0
CS	Inox 316	120,0	0,0	410,0	0,0	68,0	0,0

MDD = mg.dm⁻².jour⁻¹

Un effet similaire de rapport de surface sur la sensibilité à la corrosion a été démontré dans la même étude [29]. La relation entre le taux de corrosion et la concentration de NaCl dans des solutions neutres à divers rapports de surface est illustrée dans la figure 10. D'après ces données, on constate clairement que le taux de corrosion maximale se produit à environ 1% NaCl. Ce phénomène devient plus visible à mesure que la zone cathode-anode (A_c / A_a) augmente.

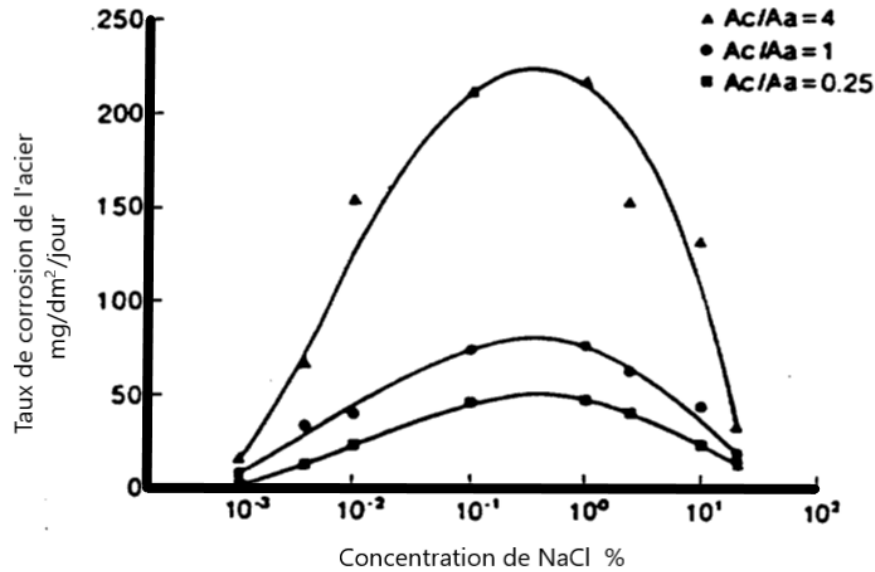


Figure 10: Taux de corrosion de l'acier par rapport à la concentration de NaCl dans des solutions neutres et dans différents rapports de surfaces cathode/anode [30]

Kirk et al. [30] ont évalué le comportement à la corrosion galvanique des aciers faiblement alliés à haute résistance tels que les aciers HY 80 et 4340 couplés à des alliages de 12% Ni, 5% Cr, 3 % Mo dans l'eau de mer qui coule. Les résultats indiquent que les éprouvettes non couplées d'acier et d'acier faiblement allié ont subi une corrosion normale. Cependant, une fois couplé, le taux de corrosion de l'acier a été réduit à des valeurs négligeables.

Suite à des études sur la corrosion, ainsi que des programmes simultanés visant à améliorer la résistance à la corrosion, il existe plusieurs aciers brevetés résistants à la corrosion : à haute résistance, faiblement alliés et alliés, disponibles aujourd'hui. Pour illustrer les avantages que l'on peut obtenir en utilisant ces types d'aciers, une étude a été réalisée par R. J. Schmitt et E. H. Phelps [34] pour comparer les pertes d'épaisseur de quatre aciers commerciaux exposés à la corrosion. Les pertes d'épaisseur pour les quatre aciers commerciaux sont obtenues après une exposition pendant 7,5 ans dans une atmosphère marine (Tableau 8).

Tableau 8: Taux de corrosion de l'acier au carbone et les aciers faiblement alliés dans l'eau de mer

Type d'environnement	Taux de Corrosion (mm/an)			
	Acier de construction ordinaire	Acier de construction au cuivre	Acier faiblement allié A242 Type 1 (Cr-Si-Cu-Ni-P)	Acier faiblement allié A517 Grade F
L'eau de mer	0,026	0,020	0,011	0,013

Le tableau 9 montre que l'acier de construction au cuivre est plus résistant à la corrosion que l'acier au carbone. De plus, l'acier A242 de type 1 (Cr-Si-Cu-Ni-P) et l'acier A517 Grade F sont nettement plus résistants à la corrosion que l'acier au cuivre et l'acier au carbone.

4.2 Corrosion galvanique des alliages de Ni-Cu et Cu-Ni :

Plusieurs études [35-37] ont été menées sur la corrosion galvanique des alliages du cuivre (Cu) et du nickel (Ni) couplés à d'autres matériaux dans l'eau de mer. Les alliages de cuivre sont presque toujours cathodiques à d'autres métaux de structure courants tels que l'acier au carbone, l'acier faiblement allié et l'aluminium. Les nuances courantes d'acier inoxydable présentent un comportement variable, c'est-à-dire que les alliages de cuivre peuvent être anodique ou cathodique à l'acier inoxydable, selon les conditions d'exposition. Les alliages de cuivre subissent généralement une corrosion préférentielle lorsqu'ils sont couplés aux alliages de nickel ou de titan. Le couplage galvanique entre deux alliages de Cu différents ne provoque aucun problème puisque la différence de potentiel est très faible. Kunieda et al [38] ont étudié les effets de la concentration en oxygène dissous, du pH, de la température, du débit et du ratio de surface sur la corrosion galvanique de l'alliage Cu-Ni (90/10 Cu-Ni) couplé au Ti dans l'eau de mer. Les résultats indiquent que la vitesse de corrosion de l'alliage Cu-Ni a été multipliée par dix avec l'abaissement du pH de 8 à 6. L'ampleur de la corrosion galvanique s'est avérée être augmentée en raison de l'augmentation de la concentration en oxygène dissous et de l'augmentation du rapport de surface de Ti à l'alliage Cu-Ni. En outre, l'augmentation du débit a augmenté le taux de corrosion du matériau anodique en raison de la vitesse accrue de l'apport d'oxygène à la surface métallique et l'enlèvement des produits de protection contre la corrosion. L'effet du débit sur le comportement à la corrosion de couples galvaniques (70/30 Cu-Ni / acier au carbone et Monel 400 / acier au carbone) dans l'eau de mer a été rapportée dans une autre étude [39]. Les résultats indiquent que Monel 400 polarise plus rapidement dans un environnement stagnant que le 70/30 Cu-Ni, réduisant ainsi le taux de corrosion du matériau anodique. Conformément à d'autres investigations, on a observé que les taux de corrosion pour les deux couples augmentent avec l'augmentation du débit.

Southwell et Alexander [40] ont rapporté les résultats de leur étude utilisant des anodes en acier au carbone pour protéger de plus grandes zones de 70/30 Cu-Ni et Monel 400 en milieu marin. Au rapport surface anode / cathode de 1 à 6,9, l'alliage Cu-Ni a été presque entièrement protégé pendant 8 ans d'exposition, au terme desquels les anodes en acier au carbone étaient épuisées et la corrosion de l'alliage Cu-Ni s'est poursuivie à son taux normal. Le Monel 400 était également protégé, et les anodes en acier ont duré plus longtemps de huit ans. Les taux de

corrosion dus à la perte de poids dans les deux alliages étaient insignifiants, ne montrant aucune corrosion caverneuse.

4.3 Corrosion galvanique des aciers inoxydables :

Caplan [41] a étudié le comportement de la corrosion galvanique de l'acier inoxydable austénitique Nitronic 50 (Fe-13Ni-22Cr-5Mn) couplé à l'acier doux (HY-80), 90/10 Cu-Ni, 70/30 Cu-Ni, Monel 400, acier inoxydable austénitique de type 304, acier inoxydable martensitique 17-4 PH, alliage inconel 625 et Ti-621 dans de l'eau de mer en circulation pendant trente jours. Le potentiel mesuré, le flux de courant pour chaque couple et le taux de corrosion sont indiqués dans le tableau 9. Aucun des échantillons de Nitronic 50 ont subi une perte de poids mesurable même si une légère tendance à la corrosion caverneuse a été observée dans certains échantillons. En revanche, les autres aciers inoxydables (Type 304 et 17-4 PH) ont subi d'importants dommages dus à la corrosion. Les aciers doux HY 80 et les alliages à base de Cu ont montré de grandes pertes de poids. Dans le cas du Monel 400, une attaque par piqûres peu profondes a été observée. Le taux de corrosion et le courant galvanique pour l'alliage Ni-Cu était très faible, ce qui suggère que ce matériau peut être compatible avec Nitronic 50 en termes de protection galvanique. Quant aux performances des couples Inconel et Ti, ils n'ont montré aucun signe de dégradation de surface. Le courant galvanique mesuré entre ces deux matériaux nobles et Nitronic 50 était essentiellement nul.

Tableau 9: Résultats de polarisation de Nitronic 50 couplé aux différents alliages dans le de mer [41]

Alliages	Taux de corrosion en (mm/an)		Courant galvanique (mA)	Potentiel galvanique (mV)
	Couplé	Non couplé	Max	
HY 80	1.74	0.62	3.00	-600 à -640
90/10 Cu-Ni	1.58	0.04	3.00	-80 à -170
70/30 Cu-Ni	0.38	0.05	0.90	-15 à -170
Monel 400	0.07	0.01	0.10	-30 à -50
SS 304	0.40	0.05	0.60	-20 à -100
17-4 PH	0.98	0.43	0.90	-70 à -200
Inconel 625	-	-	0.10	+190 à -90
Ti-621	0.04	-	0.10	+115 à -105
Nitronic 50	-	0.01	-	+50 à -70

5 La corrosion sous contrainte CSC

5.1 La CSC : un mode de corrosion localisée

La corrosion sous contrainte CSC est un mode de corrosion assistée par l'environnement qui conduit macroscopiquement à la rupture fragile des matériaux ductiles sous l'effet conjoint de la contrainte et du milieu. Ces trois paramètres (matériau, environnement, contrainte) doivent donc être réunis afin que la fissuration par CSC soit possible. La Figure 11 est classiquement utilisée pour représenter l'espace de sensibilité à la CSC.

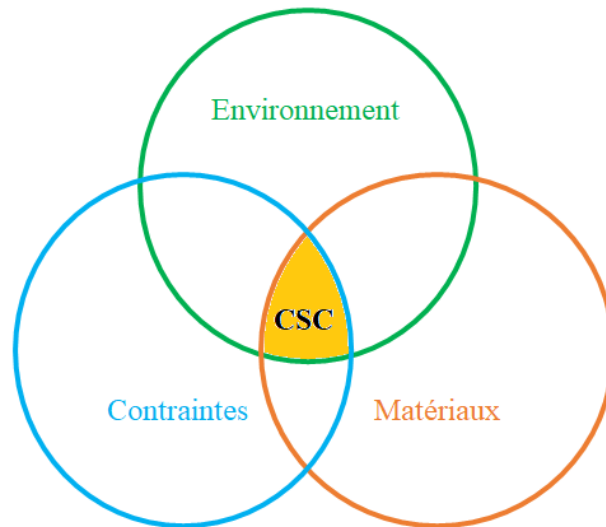


Figure 11: Facteurs contribuant à la corrosion sous contrainte (CSC)

Du fait de la complexité du phénomène qui dépend à la fois de paramètres liés au mode de sollicitation mécanique, à la nature de l'électrolyte et à la métallurgie du matériau, l'identification des mécanismes qui engendrent la fissuration reste parfois délicate et de nombreuses controverses existent encore.

Ce type de dommage est susceptible de se produire dans de nombreux systèmes métal-environnement agressif, et affecte de ce fait divers secteurs industriels. L'axe entamé dans cette thèse est celui des structures métalliques au niveau des assemblages boulonnés où tous les facteurs contribuant à la CSC coexistent.

La corrosion sous contrainte se caractérise par l'apparition de fissures dont la propagation est perpendiculaire à la contrainte. Les fissures sont initiées, la plupart du temps, par des défauts de surfaces (souvent des piqûres de corrosion). Le temps nécessaire à la rupture d'une pièce par corrosion sous contrainte peut varier de quelques minutes à quelques années.

5.2 Nature des contraintes

Les contraintes de tension peuvent être de nature très diverse :

- Contrainte de service : par exemple, variation de pression (autoclave), contraintes thermiques (dilatation), ...
- Contraintes dues au mode d'assemblage : rivetage, sertissage, filetage, soudage, ...
- Contraintes dues aux procédés d'élaboration ou de mise en forme : forgeage, laminage, étirage, emboutissage, torsion, pliage, usinage, ...
- Contraintes « internes » dues à des transformations métallurgiques de phases : par exemple austénite (γ - cubique face centrée) \rightarrow ferrite (α - cubique centré) ou martensite)

5.3 Etapes de la CSC

L'évolution temporelle du CSC est un facteur important dans la prédiction de la durée de vie des composants des structures métalliques. La pratique courante consiste à faire la distinction entre «initiation» et période de «propagation» dans le processus CSC [43].

La figure 12 illustre la profondeur de pénétration du CSC en fonction du temps d'un matériau, divisée en périodes d'initiation et de propagation de la fissure de corrosion sous contrainte. Au fur et à mesure que le temps évolue, à partir d'une surface non pénétrée au temps zéro, les conditions de CSC sont fixées par la période précurseur dans laquelle aucun CSC n'est encore visible. Pendant la période d'incubation, les premiers segments de CSC se développent, mais ne sont pas encore visibles. Pendant la phase de croissance lente, la CSC se propage à une vitesse très faible. Une augmentation brutale de la profondeur de pénétration indique le début de la phase de propagation du CSC au cours de laquelle des fissures microscopiques intergranulaires se développent à une certaine vitesse [43].

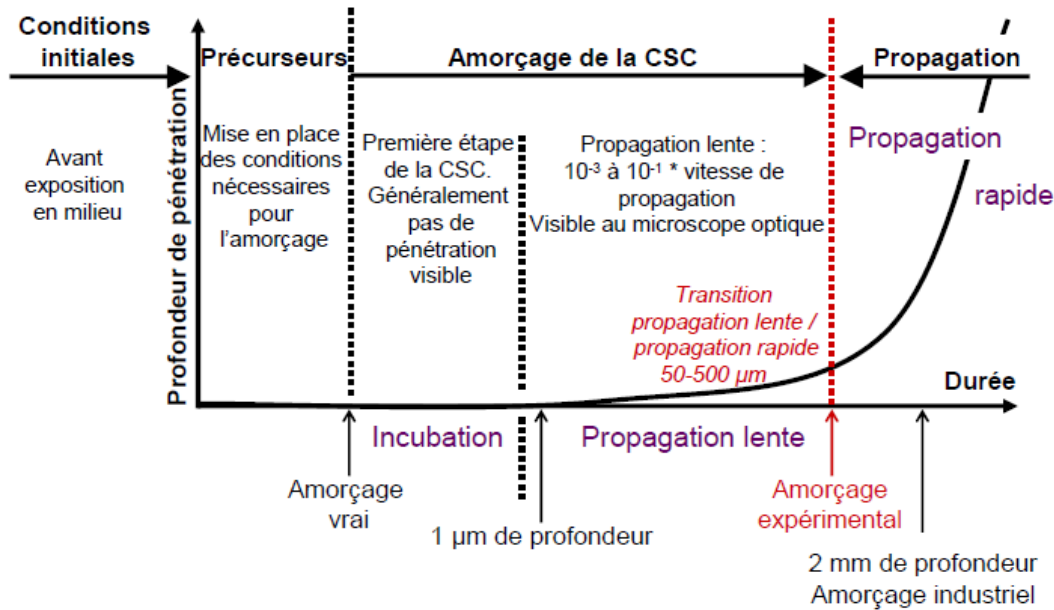


Figure 12: Etapes de la CSC [43]

La rupture par corrosion sous contrainte est souvent causée par exposition simultanée à un environnement chimique relativement doux (par ex. solution de NaCl à 3,5%) et à une contrainte mécanique favorisant la propagation des fissures [44]. Sous ces conditions, des fissures fines intergranulaires ou transgranulaires pénétreraient dans le composant, conduisant à une éventuelle rupture.

La corrosion joue un rôle important dans l'initiation des fissures. Une rainure ou une entaille à la surface du métal peut agir comme un "élévateur de tension", et les fissures de corrosion sous contrainte sont souvent observées pour commencer à la base d'une rainure ou au point de concentration de contraintes la plus élevée (par exemple près d'une racine d'entaille) suivie par extension de cette fissure à la rupture finale [44].

D'autre part, une fois qu'une fissure a commencé, le processus de fracture se poursuit dans l'étape de fissure par corrosion sous contrainte de manière judicieuse jusqu'à ce que la longueur de la fissure atteigne une certaine taille critique et l'éprouvette échoue [45-48]. En utilisant l'audio méthodes d'amplification, Pardue et al ont montré qu'un pas ou un saut mécanique peut avoir lieu pendant la propagation de la fissure [47].

Il a été constaté que les données de fissuration par corrosion sous contrainte peuvent être corrélées par l'approche d'intensité de contrainte. La figure 13 montre la dépendance du taux de propagation des fissures da/dt sur l'intensité de contrainte appliquée K_I , où t est le temps [49-51].

On note que la courbe de croissance des fissures se compose de trois Régions. Dans les régions I et III, la propagation des fissures dépend fortement sur K_I , mais dans la région II le taux de propagation des fissures est pratiquement indépendant de K_I .

Les régions I et II sont les plus caractéristiques. La région III n'est souvent pas observée en raison d'une transition assez brusque de la région II à la fracture rapide instable.

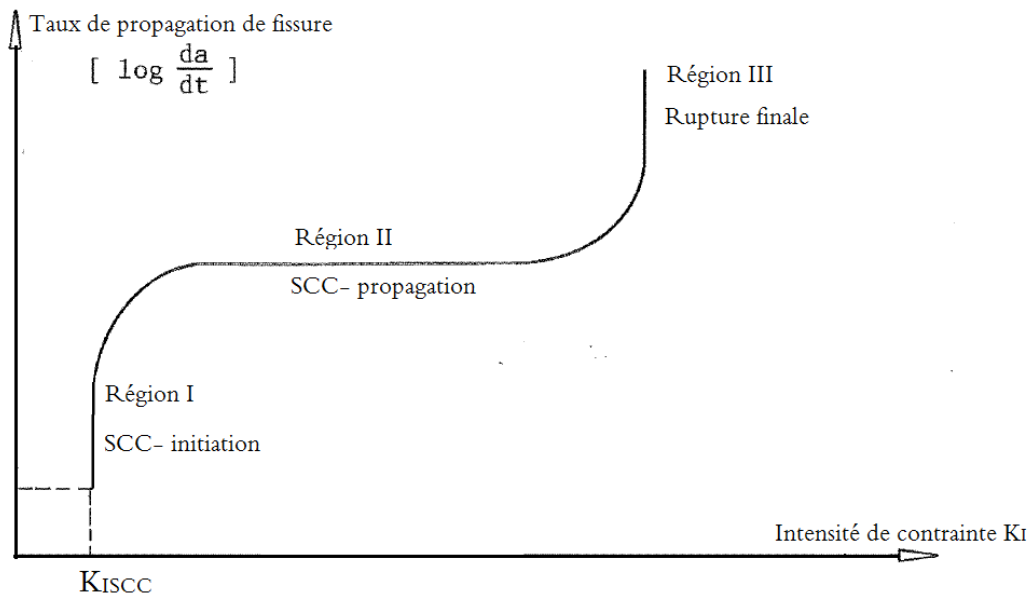


Figure 13: Taux d'évolution d'une fissure sous CSC en fonction du facteur d'intensité K_I

Comme le montre la figure 13, K_{ISCC} est appelé le seuil intensité de contrainte [52], en dessous de K_{ISCC} une fissure de corrosion sous contrainte ne se propage pas sous une charge soutenue pour une combinaison donnée de matériau et d'environnement corrosif.

Ce seuil d'intensité de contrainte est un paramètre important qui peut être déterminé par des tests de temps de défaillance dans lesquels des échantillons pré-fissurés sont chargés à divers niveaux d'intensité de contrainte, échouant ainsi à différents moments, comme indiqué schématiquement sur la Figure14 [52]

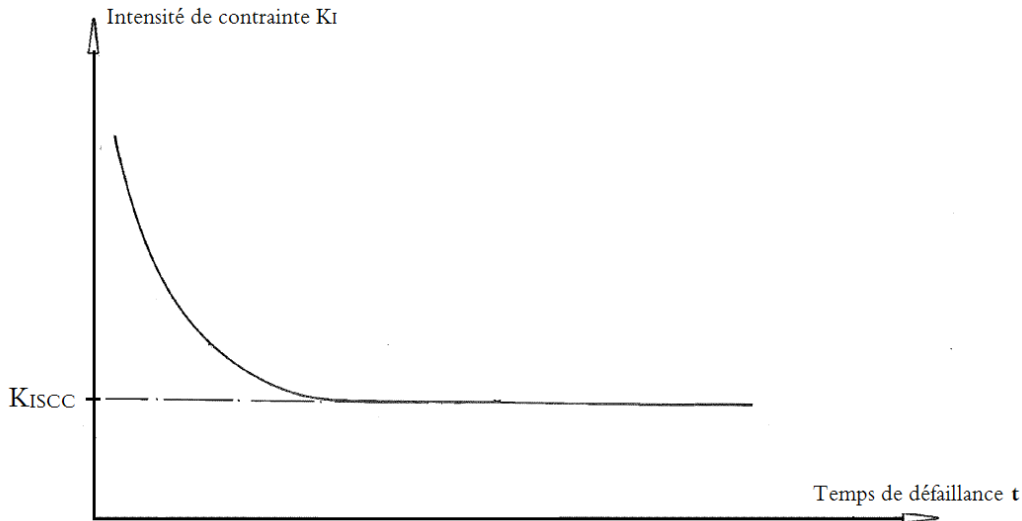


Figure 14: Coefficient de contrainte K_i en fonction du temps de défaillance

6 Les assemblages boulonnés :

6.1 Introduction

Les assemblages boulonnés par platine d'extrémité constituent les parties importantes dans les structures en acier. Les propriétés géométriques et mécaniques de ces assemblages ont une influence significative sur le comportement et la stabilité globale de la structure en acier.

6.2 Types d'assemblages boulonnés par platine d'extrémité

Les poutres et les poteaux dans une structure en acier peuvent être assemblés par différents types d'assemblages. Dans le cas des assemblages boulonnés par platine d'extrémité, on distingue, d'une manière commode, les types d'assemblages suivants :

- Assemblages poteau-poutre ;
- Assemblages poutre-poutre ;
- Assemblages de continuité ;

La figure 15 donne une illustration de ces types d'assemblages dans une structure en acier. Les poutres et les poteaux dans une structure en acier sont des sections en I ou H, obtenus par laminage ou reconstitués par soudage. Ces poutres et poteaux sont sollicités soit en flexion simple, soit en traction ou compression, soit en flexion composée. Ainsi, chaque type de ces assemblages doit être dimensionné pour transmettre les moments et/ou les efforts tranchants et/ou les efforts normaux.

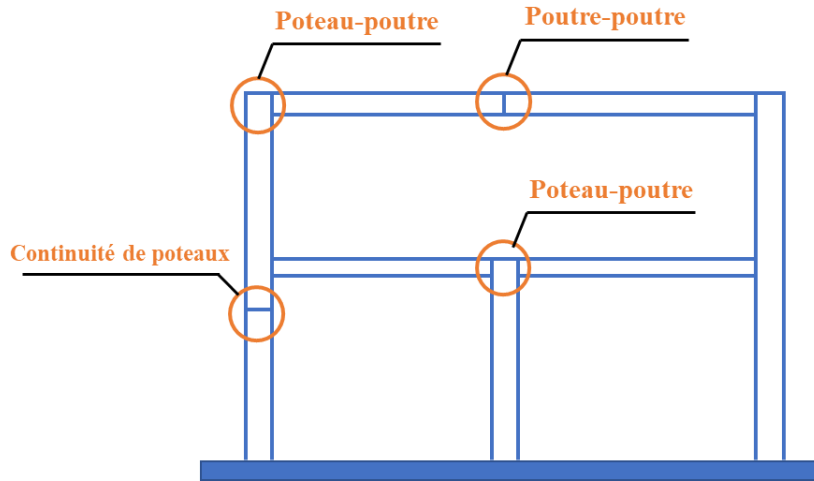


Figure 15: Assemblages boulonnés par platine d'extrémité dans une structure métallique.

Ce type d'assemblages est souvent utilisé dans le cas de changement de direction et/ou de sollicitations. Les sollicitations sont transmises de la poutre au poteau à l'aide de la platine soudée à l'extrémité de la poutre et attachée au poteau par des boulons. Les assemblages boulonnés par platine d'extrémité peuvent être réalisés par une platine courte, non débordante ou débordante. La platine courte est soudée à l'âme de la poutre assemblée et boulonnée à l'aile du poteau ; la platine non débordante est soudée à la poutre sur toute sa hauteur. Enfin, la platine débordante dépasse la hauteur de la poutre. La figure 16 donne une illustration de la topologie de ces trois types d'assemblages.

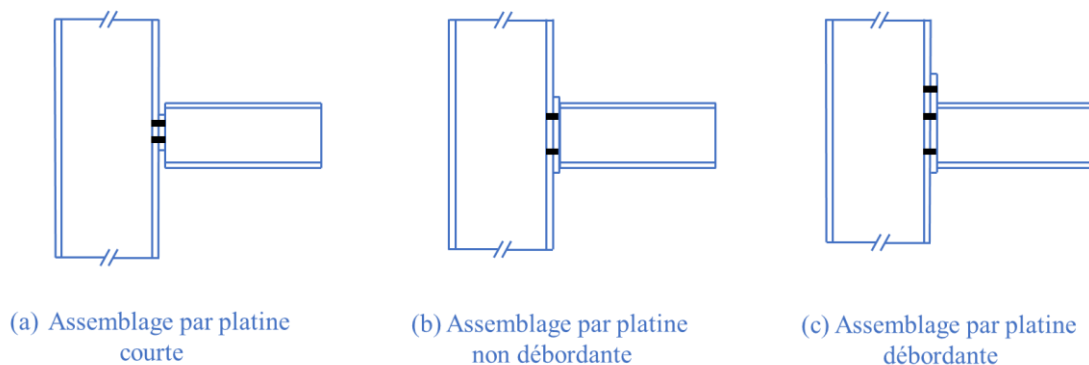


Figure 16: Configurations d'un assemblage poteau-poutre par platine d'extrémité.

Le terme assemblage signifie toute la zone d'interaction qui englobe une partie de la poutre assemblée, la platine d'extrémité y compris les boulons et soudures et la partie du poteau à hauteur de la platine, comme illustré dans la figure 17 pour le cas d'un assemblage poutre-poteau de rive et d'un assemblage poutre-poteau intermédiaire.

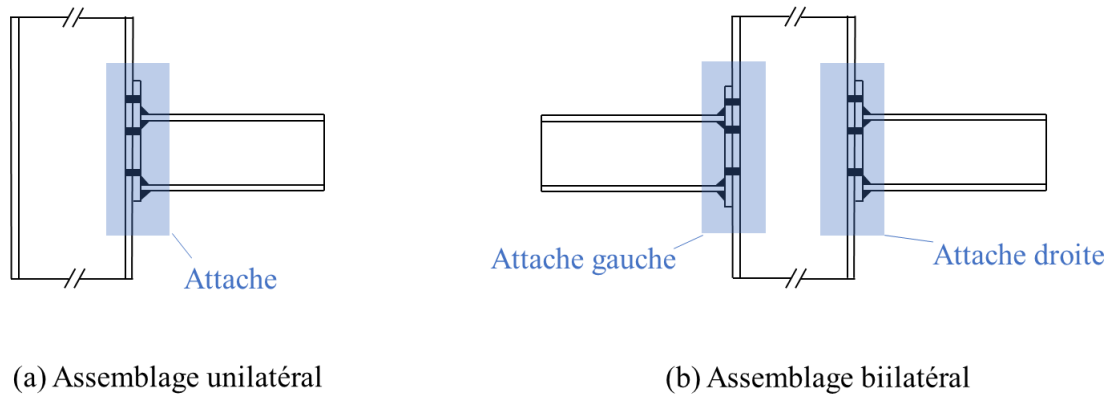


Figure 17: Assemblage et attaches.

6.3 Comportement des assemblages

D'habitude dans l'analyse globale des structures poteaux-poutres en acier, l'assemblage boulonné par platine d'extrémité courte, dimensionné pour ne transmettre aucun moment de flexion, est idéalisé comme un nœud articulé — assemblage articulé (rigidité nulle) — qui n'empêche aucune rotation (rotation élevée) des sections assemblées ; l'assemblage boulonné par platine d'extrémité débordante, dimensionné pour transmettre l'ensemble des sollicitations, est idéalisé comme un nœud rigide — assemblage rigide (rigidité élevée) — qui interdit toute rotation relative (rotation nulle) entre les sections assemblées.

La figure 18 présente des exemples de comportement d'assemblages poteau-poutre par platine d'extrémité. La courbe 1 correspond à l'assemblage idéalisé comme un nœud articulé tandis que la courbe 2 correspond à l'assemblage idéalisé comme un nœud rigide. Les courbes 1, 2 et 3 correspondent aux assemblages boulonnés par platine d'extrémité courte, non débordante et débordante, respectivement. Chaque assemblage possède un comportement non-linéaire intermédiaire (semi-rigide) situés entre les deux extrêmes (courbes 1 et 2).

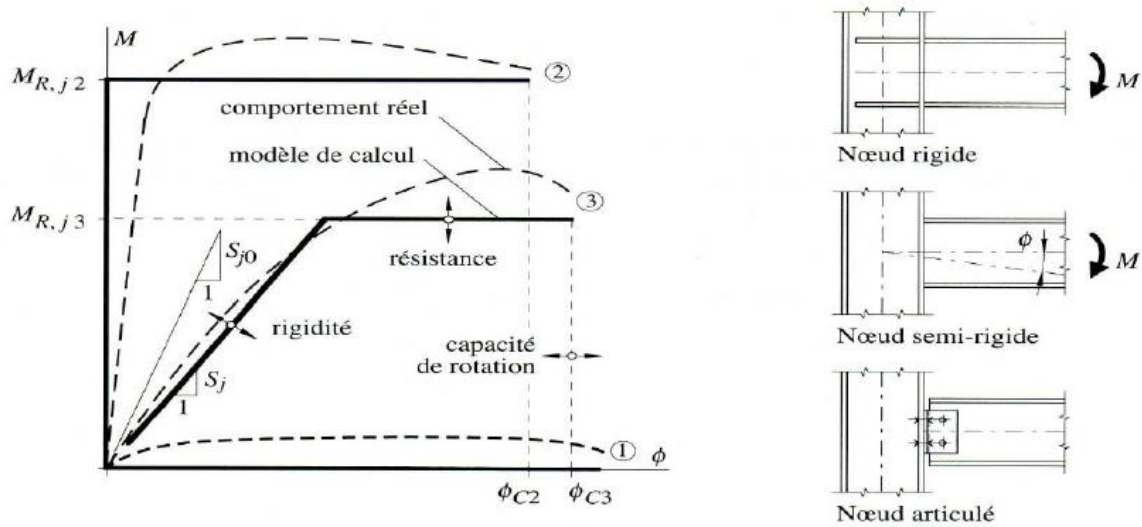


Figure 18: comportement semi-rigide des assemblages en acier selon l'Eurocode 3.

Le comportement non-linéaire de ces types d'assemblages résulte de la forme géométrique et des proportions de l'assemblage, des moyens d'assemblages utilisés (boulons, soudures), des discontinuités et des propriétés mécaniques. Le comportement réel de chaque assemblage est représenté par une courbe moment-rotation figure 19, caractérisée par trois propriétés essentielles, à savoir :

- Rigidité de rotation initiale ;
- Capacité de résistance flexionnelle ;
- Capacité de rotation.

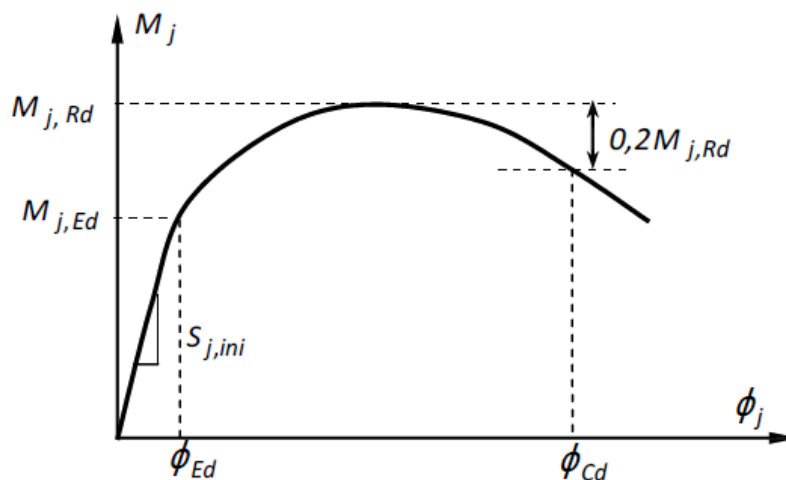


Figure 19: Courbe moment-rotation d'un assemblage métallique.

En se basant sur l'approche retenue par l'EUROCODE 3 pour l'analyse globale des structures utilisant des assemblages par platine d'extrémité, il y a lieu de considérer les propriétés structurales (rigidité initiale, résistance et capacité de déformation) de chaque type d'assemblage. L'EUROCODE 3 suggère ainsi une classification des assemblages.

6.4 Classification des assemblages

6.4.1 Classification par la rigidité

La rigidité de l'assemblage intervient dans la phase initiale de l'analyse globale des structures en acier. Ainsi lors de la modélisation de la structure en acier, une attention particulière doit être accordée à la rigidité de l'assemblage. Bien sûr, la rigidité de l'assemblage influe sur le niveau de sollicitations et la flèche dans les poutres, comme illustré sur la figure 20. En particulier, la rigidité des assemblages peut également avoir des effets significatifs sur le comportement de la structure en acier et sur sa stabilité globale. La classification des assemblages, établie par l'approche de l'Eurocode 3, distingue l'assemblage articulé, l'assemblage semi-rigide et l'assemblage rigide et donne les limites de rigidités pour chaque type d'assemblage résumées ci-après :

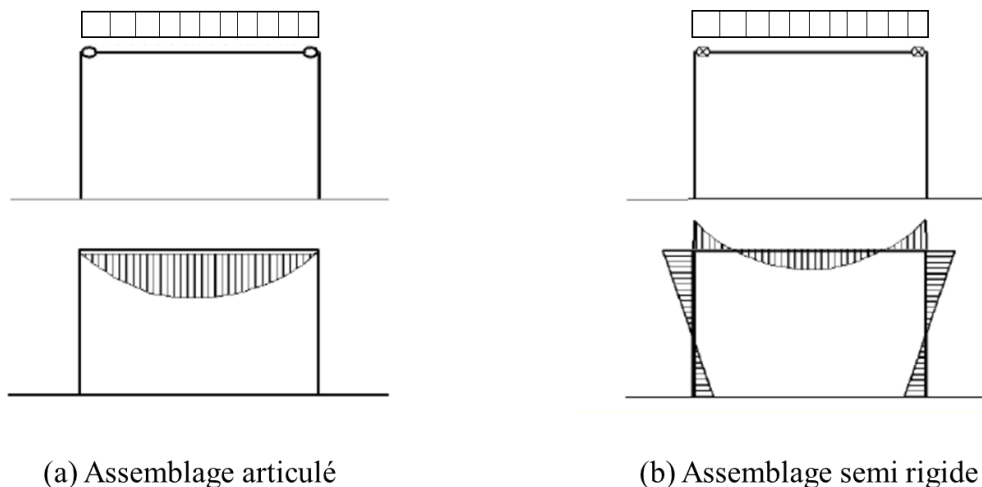


Figure 20: Répartition élastique des moments fléchissants dans un portique simple.

a) Assemblage rigide

Lorsque l'assemblage rigide est considéré dans l'analyse globale de la structure en acier, sa conception et son dimensionnement doivent effectivement être tels pour que ses déformations aient une influence négligeable sur la distribution des efforts et sur les déformations de la structure en acier. Les assemblages rigides sont usuellement utilisés dans les structures en acier non contreventées.

L'assemblage est considéré rigide si :

$$S_{j.ini} > 8 E I_b / L_b \quad (\text{structure contreventée}) \quad (12)$$

$$S_{j.ini} > 25 E I_b / L_b \quad (\text{structure non contreventée}) \quad (13)$$

Où $S_{j.ini}$, $E I_b$ et L_b désignent, respectivement, la rigidité initiale de l'assemblage, la rigidité flexionnelle de la poutre assemblée et la longueur de la poutre.

b) assemblage semi-rigide

$$0.5 E I_b / L_b < S_{j.ini} < 8 E I_b / L_b \quad (\text{structure contreventée}) \quad (14)$$

$$S_{j.ini} < 25 E I_b / L_b \quad (\text{structure non contreventée}) \quad (15)$$

c) assemblage articulé

Ce type d'assemblage doit être suffisamment souple pour se déformer lors de la rotation. Il doit être conçu et dimensionné pour ne transmettre, en règle générale, aucun moment de flexion. L'assemblage est considéré articulé si :

$$S_{j.ini} < 0.5 E I_b / L_b \quad (16)$$

Un assemblage articulé a donc pour mission de reporter depuis la poutre au poteau qu'un effort tranchant et/ou un effort normal. On comprend dès lors que ce type d'assemblage convient aux structures contreventées. Au niveau de chaque assemblage, les charges verticales sont transmises du plancher aux poutres et des poutres aux poteaux ; les charges horizontales sont reprises directement par le système de contreventement adopté.

6.4.2 Classification par la résistance

La classification fondée sur la résistance est utile dans le cas de structures en acier calculées par la théorie de plasticité. La classification de l'Eurocode 3 vis-à-vis de la résistance des

assemblages fait une distinction entre l'assemblage à résistance complète, l'assemblage à résistance partielle et l'assemblage articulé (Figure 21).

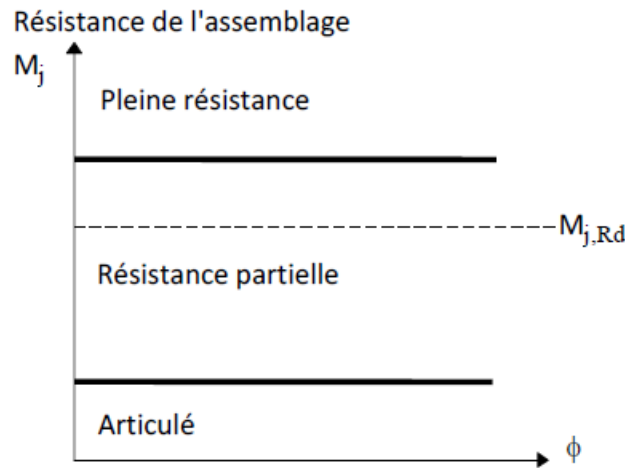


Figure 21: Classification des assemblages par la résistance.

a) assemblage à résistance complète

Un assemblage à résistance complète est un assemblage qui possède une résistance plus grande que la résistance de la poutre assemblée. Dans ce cas, la déformation plastique est supposée se former dans la poutre assemblée. L'assemblage est considéré à résistance complète si :

$$M_{Rd} > M_{Pl,Rd} \quad (\text{avec vérification de la capacité de rotation}) \quad (17)$$

$$M_{Rd} > 1.2 M_{Pl,Rd} \quad (\text{sans vérification de la capacité de rotation}) \quad (18)$$

Où M_{Rd} désigne le moment résistant de calcul de l'assemblage et $M_{Pl,Rd}$ le moment plastique de calcul de la poutre assemblée.

Il n'est pas rare que la limite d'élasticité du matériau dont est constituée la poutre assemblée soit élevée par rapport à celle de l'assemblage. Dans ce cas, le calcul conduit alors à une sous-estimation de la résistance de la poutre assemblée et la rotule plastique se formerait dans l'assemblage.

b) assemblage à résistance partielle

Un assemblage à résistance partielle représente la solution intermédiaire. L'assemblage doit posséder une capacité de rotation suffisante pour assurer la formation de la rotule plastique. L'assemblage est considéré à résistance partielle si :

$$0,25 M_{Pl,Rd} < M_{Rd} < M_{Pl,Rd} \quad (19)$$

c) assemblage articulé

Un assemblage articulé possède une faible résistance, au maximum 25% de la résistance minimale requise pour avoir un assemblage à résistance complète.

$$M_{Rd} < 0,25 M_{Pl,Rd} \quad (20)$$

6.4.3 Classification par la capacité de rotation

La capacité de rotation est une mesure de la déformation qui peut être atteinte avant que la ruine, dans l'assemblage ne provoque une chute de la résistance flexionnelle. Dans l'approche de l'EUROCODE 3, la classification des assemblages en termes de leur capacité de rotation demeure toujours vague. Cette classification constitue en principe une mesure de l'aptitude des assemblages à résister à une rupture fragile ou à l'instabilité locale prématurée. Une application pratique de cette classification des assemblages consiste à vérifier si une analyse globale basée sur un calcul plastique peut être conduite.

Une classification des assemblages selon leur capacité de rotation est toutefois proposée dans la littérature et qui dépend de la rotation de l'assemblage par rapport à celle de la poutre assemblée. Trois classes ont été définies à savoir, l'assemblage ductile, l'assemblage semi-ductile et l'assemblage fragile figure 22. Le comportement ductile est caractérisé par une courbe moment-rotation avec un plateau étendu qui indique généralement l'apparition de déformations plastiques avant la rupture. Le comportement fragile est caractérisé par une rupture, avec une rotation limitée, généralement sans déformation plastique. Enfin, le comportement semi-ductilité se situe entre le comportement fragile et le comportement ductile.

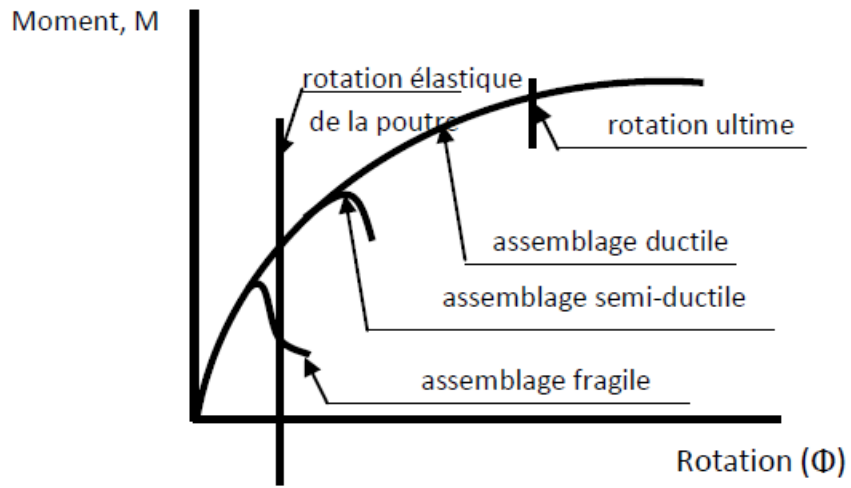


Figure 22: Classification des assemblages par la capacité de rotation.

Références :

- [1]. Influence of some experimental parameters on uniform corrosion rates measured for high alloyed steels, stainless steel world 99, Hague, pg 421, 1999.
- [2]. Corrosion Engineering Handbook by “Mars Guy Fontana”, 1985.
- [3]. Kayser, Jack R, Nowak and Andrzej S. (1988). “Capacity Loss Due to Corrosion in Steel-Girder Bridges”, Journal of Structural Engineering, 1988, pp. 1525-1537.
- [4] Terry Taylor. Structural inspection of processing plants. U.S department of labor MHSA
- [5]. Komp, M. E. (1987). "Atmospheric corrosion ratings of weathering steels—Calculations and significance." Materials Performance, 26(7), 42-44.
- [6]. Albrecht, P and Naeemi, A. H. (1984). "Performance of weathering steel in bridges." Report 272, Nat. Cooperative Highway Res. Program, July 1984.
- [7] P.G. Kossakowski : Modelling the Damage of Structural Components with Macrostructure Defects. Metals 2019, 9, 1238; doi:10.3390/met9111238
- [8]. J.M. Kulicki, Z.Prucz, D.F.Sorgenfrei, and D.R.Mertz. (1990) “Guidelines for Evaluating Corrosion Effects in Existing Steel Bridges”, National Cooperative Highway Research Program Report 333, NCHRP 1990.
- [9]. Corrosion Control Plan for Bridges – A NACE International White Paper, November 2012.
- [10]. A. Patnaik, X. Shan, M. Adams, T. S. Srivatsan, C.C. Menzemer and J. Payer, (2014) “Isolating Corrosion Of Steel Plates Coupled With Titanium”, Advanced Steel Construction Vol. 10, No. 2, pp. 216-233 (2014).
- [11] : S.Gowda. MULTI-SCALE EFFECTS OF CORROSION ON STEEL STRUCTURES. Thesis december, 2016. University of Akron.
- [12]. Sumi Y (2008). “Strength and deformability of corroded steel plates estimated by replicated specimens”. J Ship Prod 24–3:161–16.
- [13]. Appuhamy J. M. R. S, Ohga, M, Kaita, T, Fujii, K, and Dissanayake P. B. R, (2011) “Development of Analytical Method for Predicting Residual Mechanical Properties of Corroded Steel Plates”, International Journal of Corrosion Volume 2011 (2011), Article ID 385083, 10 pages.
- [14]. Garbatov, Y., Soares, C. G., Parunov, J. & Kodvanj, J. (2014). Tensile strength assessment of corroded small scale specimens. Corrosion Science, 85, 296–303.
- [15]. C. Jia, Y. Shao, L. Guo, Y. Liu. Mechanical properties of corroded high strength low alloy steel plate. Journal of Constructional Steel Research 172 (2020) 106160. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2020.106160>
- [16] Revie, R. W. (2008). Corrosion and corrosion control. John Wiley & Sons.
- [17] Ralston, K. & Birbilis, N. (2010). Effect of grain size on corrosion: A review. Corrosion, 66(7), 075005-075005-13.
- [18] Eggum, T. J. (2013). Hydrogen in low carbon steel: Diffusion, effect on tensile properties, and an examination of hydrogen’s role in the initiation of stress corrosion cracking in a failed pipeline (Unpublished doctoral thesis). University of Calgary, Calgary, Canada.
- [19] Kayser, J. R. & Nowak, A. S. Capacity loss due to corrosion in steel-girder bridges. Journal of Structural Engineering (1989), 115(6), 1525–1537.
- [20] Czarnecki, A. A. & Nowak, A. S. (2008). Time-variant reliability profiles for steel girder bridges. Structural Safety, 30, 49–64.
- [21] Australian Standard. (2008b). AS 4312. Atmospheric corrosivity zones in Australia. Australian Standard.
- [22] Darmawan, M. S., Refani, A. N., Irmawan, M., Bayuaji, R. & Anugraha, R. B. (2013). Time dependent reliability analysis of steel I bridge girder designed based on SNI T-02-2005 and SNI T-3-2005 subjected to corrosion. Procedia Engineering, 54, 270–285.
- [23] Turnbull, A., McCartney, L. N. & Zhou, S. (2006). A model to predict the evolution of pitting corrosion and the pit-to-crack transition incorporating statistically distributed input parameters. Corrosion Science, 48, 2084–2105.

- [24] Landolfo, R., Cascini, L. & Portioli, F. (2010). Modeling of metal structure corrosion damage: A state of the art report. *Sustainability*, 2(7), 2163–2175.
- [25] [ISO 9224 (International Organization for Standardization, 2012)]
- [26] K. E. Johnson and J. S. Abbott, “Bimetallic Corrosion Effects on Mild Steel in Natural Environments: British Steel Corporation Report No. CEL/CC/5/7.
- [27] R. J. Schmitt and E. H. Phelps, “Constructional Steels in Marine Applications,” *Journal of Metals*, pp. 47-55.
- [28] K. Elayaperumal et al., “Galvanic Corrosion of Carbon Steel - Case Study, Mechanism and Inhibition” *Corrosion & Maintenance*, p. 33.
- [29] B. Tsujino and S. Miyase, “The Galvanic Corrosion of Steel in Sodium Chloride Solution;” *Corrosion* Vol. 38, No. 4, p. 226.
- [30] W. W. Kirk et al., “Corrosion Behavior of High-Strength Steels in Marine Environments,” *Metals Engineering Quarterly*, American Society for Metals.
- [31] S. H. Sanad and A. A. Khedr, “Corrosion and Galvanic Corrosion of Steels in Distilled, Tap and Sea Water,” *Egypt. J. Chem.* Vol. 37, No. 5, 1994.
- [32] C. R. Southwell et al., “Corrosion of Metals in Tropical Environments – Final Report of 16-Year Exposures,” *Materials Performance*.
- [33] V. Kucera and E. Mattsson “Atmospheric Corrosion of Bimetallic Structures,” *Atmospheric Corrosion* Hollywood Florida 5-10 October 1980, John Wiley & Sons, Inc., pp. 561-574.
- [34] R. J. Schmitt and E. H. Phelps. Corrosion Performance of Constructional Steels in Marine Applications. MARCH 1970, *JOURNAL OF METALS*-47
- [35] Y. Yamaguchi et al., *The Thermal and Nuclear Power*, Vol. 25, p. 172.
- [36] A. Kawabe et al., *The Thermal and Nuclear Power*, Vol. 27, p. 569.
- [37] Y. Hisatomi et al., *The Thermal and Nuclear Power*, Vol. 29, p. 771.
- [38] H. Kunieda et al., “Galvanic Corrosion of Some Copper Alloys Coupled with Titanium in Synthetic Sea Water,” *Furukawa Metals Co., Ltd., Amagasaki-shi, Japan*.
- [39] G. A. Storm “The Effects of Velocity on Corrosion of Galvanic Couples in Seawater,” M.Sc Thesis, Naval Postgraduate School, September.
- [40] C. R. Southwell and A. L. Alexander, in *Corrosion of Metals in Tropical Environments, Part 8- Nickel and Nickel-Copper Alloys - Sixteen Years’ Exposure*, NRL Report 6592, Naval Research Laboratory, Washington D. C., October 4.
- [41] I. L. Caplan “Mechanical Properties and Seawater Behavior of Nitronic 50 (22Cr-13Ni-5Mn) Plate,” Report No. 4554, David W. Taylor Naval Ship Research and Development Center, Bethesda MD 20084.
- [42] R. D. Kane et al., “Factors Influencing the Embrittlement of Cold Worked High Alloy Materials in H₂S Environments,” *Corrosion* Vol. 33, No. 9.
- [43] R. Staehle, Definition of precursors, incubation, slow growth and propagation of SCC, The SCC initiation workshop, Beaune, France, *IJNESE* Volume 2, Issue 3 September 2012 PP. 79-87 (2008).
- [44]. P. GREENFIELD: *Stress Corrosion Failure*.
- [45]. E. A. STEIGERWALD, F. W. SCHALLER and A. R. TROIANO: *Transaction of the Metallurgical Society of AIME*, Vol.215, p.1048
- [46]. H. H. JOHNSON, J. G. MORLET and A. R. TROIANO: *Transaction of the Metallurgical Society of AIME*, August 1958, p.528.
- [47]. W. M. PARDUE, F. W. BECK, and M. G. FONTANA: *Am. soc. Metals Trans. Quart.*, 54: p.539-548.
- [48]. D. K. PRIEST, F. H. BECK, and M. G. FONTANA: *Trans. Am. soc. Metals*, 47: p473-492.
- [49]. I. M. AUSTEN, R. BROOK and J. M. WEST: *Int. Journ. Of Fract.*, 1976, Vol.12, p.253-263.

- [50]. W. D. ROBERTSON: Stress Corrosion Cracking and Embrittlement. Material science 1956.
- [51]. S. F. CLUGSTON, J. R. WEERTMAN and P. G. SHEWMON: Metallurgical Transactions A, Vol.14A, p.695-699,
- [52]. J. M. COWLING: Factors Influencing Stress Corrosion Cracking in High Strength Steels, Part II, Thesis, University of Oxford.

CHAPITRE II :

La simulation numérique de la corrosion galvanique d'un assemblage boulonné.

I. Corrosion galvanique entre boulons en acier faiblement allié et platine en acier au carbone dans un assemblage boulonné.

1 Introduction

La corrosion galvanique peut simplement être définie comme la corrosion qui se produit lorsqu'un métal est en contact avec un autre dans un environnement conducteur et corrosif. La corrosion est stimulée par la différence de potentiel qui existe entre les deux métaux, le matériau le plus noble agissant comme une cathode où une espèce oxydante est réduite, le métal le plus actif, qui se corrode, agissant comme une anode. La réaction anodique est, par définition, une forme de dissolution du métal ; la réaction cathodique est, dans la majorité des situations pratiques, soit une réduction de l'oxygène, soit un dégagement d'hydrogène, soit une combinaison des deux. De nombreux facteurs affectant la corrosion galvanique ont déjà été discutés. Pour déterminer si la corrosion galvanique se produira ou non dans un cas particulier et, si oui, à quelle vitesse, il est important, lorsque l'on considère la théorie de la corrosion galvanique, de connaître ces facteurs, notamment : le potentiel de l'électrode, la cinétique de la réaction, la composition de l'alliage, les caractéristiques du film de protection, l'environnement de la solution en vrac, la géométrie totale et le type de joint [1].

De nombreux scientifiques se sont intéressés à la corrosion, afin de comprendre ce qui la provoque et ce qui limite ou accélère le processus. De nombreuses études ont été menées, certaines adoptant une perspective plus globale [2], d'autres une approche plus ciblée [3]. L'étude menée dans [2] a examiné de nombreux couples galvaniques différents couramment utilisés dans les applications d'eau de mer. L'étude s'est concentrée sur le développement de modèles raisonnables pour des systèmes soumis à des périodes variables d'exposition à l'environnement corrosif.

La simulation de la corrosion galvanique entre le magnésium et l'aluminium a été réalisée par Lacroix et al [4] et Desphande [5-7]. Jia et al. [8] et Trinh et al. [9] ont étudié la corrosion des alliages de magnésium en contact avec l'acier doux dans des conditions statiques. Les travaux de Murer [10-12] et de Shi et Kelly [13] dans ce contexte ont également donné un aperçu approfondi du sujet, notamment en ce qui concerne le choix très important des conditions aux limites. Les nouvelles études de Sun et al. [14] qui ont appliqué l'approche mathématique de Yan et al. [15] à la modélisation de la formation de dépôts dans des conditions d'eau de mer, présentent clairement une voie possible pour un modèle utile construit dans le but mentionné. Les études et résultats suivants sont basés sur les progrès réalisés par ces derniers.

Les calculs de base de la densité de courant galvanique ont été modifiés par les aspects de la croissance de la couche conduisant à des variations dépendantes du temps dans la réponse électrochimique des électrodes.

Dans le travail de Daniel Hoche [16], la simulation de la corrosion galvanique entre le Mg et l'Al sur une géométrie de type joint auto-poinçonné riveté a été réalisée. En partant de la configuration initiale du modèle et en relation avec le défi scientifique, le modèle mathématique nécessite des hypothèses fondamentales. Comme toujours dans l'action de modélisation, elles définissent la qualité et la précision des résultats de la simulation. L'analyse par simulations informatiques a montré la capacité d'étudier les paramètres influençant la performance de la corrosion comme la fraction de surface affectée par un produit de réaction.

Dans les travaux de Johnson et Abbott [17] et de Xu [18], l'impact de la nature des matériaux sur la vitesse de corrosion de l'acier doux dans un couplage galvanique a été étudié. Ces articles montrent que la vitesse de corrosion de l'acier doux change si le matériau est modifié dans la corrosion galvanique. L'ajout de Cr dans les alliages d'acier améliore la résistance à la corrosion de l'acier. On constate que lorsque la teneur en Cr augmente, la vitesse de corrosion de l'acier doux diminue.

L'analyse par éléments finis (FEA) des distributions de potentiel et de courant dans les systèmes galvaniques a été étudiée depuis longtemps dans la littérature [19-25]. Ces études ont été souvent réalisées pour étudier les effets fondamentaux de la géométrie de l'électrolyte [24,26,27], de la cinétique des électrodes [23] et de la géométrie des pièces uniques [19]. Les premières tentatives de modélisation ont fourni une solution analytique [24,28] pour la distribution du courant et du potentiel galvanique autour d'une jonction galvanique impliquant deux métaux dissemblables maintenus côte à côte et couverts par une solution corrosive. Ces prédictions théoriques ont également été validées ultérieurement par des mesures expérimentales du potentiel et de la densité de courant à travers la jonction. Récemment, des méthodes semi-analytiques et numériques [27,29] ont été développées pour résoudre la distribution de la densité de courant sur l'anode et la cathode dans un couple galvanique et des phénomènes électrochimiques similaires tels que l'électrodéposition. Il s'avère que la corrosion galvanique est mieux modélisée avec une approche de continuum qu'avec un modèle de réseau puisque la courbure de l'interface est un paramètre important pour déterminer le taux de dissolution électrochimique.

Dans notre travail, la méthode des éléments finis a été utilisée pour réaliser une étude paramétrique de la corrosion galvanique d'un assemblage boulonné poteau-poutre utilisé dans les structures en acier. Cette étude prend en considération le matériau de la cathode "boulon",

l'épaisseur de l'électrolyte "e", les dimensions de la tête du boulon et la distance de la zone de contact entre la tête du boulon et la platine d'extrémité afin de déterminer les paramètres qui peuvent provoquer le taux de corrosion maximale de l'anode (platine d'extrémité).

2 Matériaux et méthodes

2.1 Joint boulonné et matériaux

Trois types de matériaux utilisés pour le boulon ont été testés pour prédire le taux de corrosion de la platine d'extrémité. Ainsi, trois types de connexions galvaniques ont été étudiés dans un assemblage boulonné. Les matériaux des éléments de l'assemblage sont indiqués dans le tableau 10. Le boulon a été fabriqué par trois types d'acier faiblement allié qui ont le potentiel de corrosion le plus élevé et le métal de la plaque d'extrémité est l'acier au carbone (S235JR) Tableau 11. La corrosion galvanique aura donc eu lieu dans la zone de contact entre la platine d'extrémité et la tête du boulon dans chaque assemblage boulonné. En d'autres termes, la platine d'extrémité agit comme anode et le boulon devient la cathode.

Tableau 10: Matériaux du boulon et de la platine d'extrémité.

Assemblage boulonné	Boulon	Platine d'extrémité
1	20MnCr5	S235JR
2	42CrMo4	S235JR
3	32CrMoV13	S235JR

Tableau 11: Compositions chimiques des matériaux.

	C	Cr	Mo	V	Mn	Si	P	S	Cu
S235JR	0.17	-	-	-	1.4	-	0.035	0.035	0.4
42CrMo4	0.38 - 0.45	0.9 - 1.2	0.15 - 0.3	-	0.6 - 0.9	0.4	0.025	0.035	-
32CrMoV13	0.32	3	1	0.2	0.35	0.25	<0.05	<0.05	-
20MnCr5	0.17 - 0.22	1 - 1.3	-	-	1.1 - 1.4	0.4	0.025	0.035	-

2.2 Géométrie et modélisation

L'assemblage boulonné est de type poteau-poutre et il est utilisé dans les structures en acier Figure 23. Le modèle développé est de type cartésien 2D et il est utilisé pour une représentation de la modélisation plane des éléments entrant dans la corrosion galvanique. La partie modélisée est la zone de contact entre la tête du boulon, la platine d'extrémité et l'électrolyte Figure 24. La largeur de l'anode (plaque d'extrémité) est $w = 26,5$ mm et les dimensions de la tête de boulon dépendent de la taille du boulon (Tableau 12).

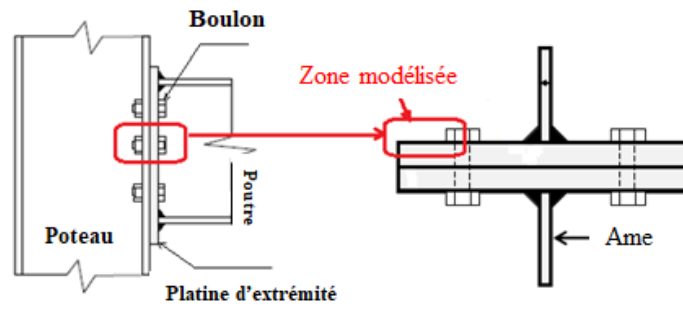


Figure 23: Assemblage boulonné poteau-poutre avec platine d'extrémité.

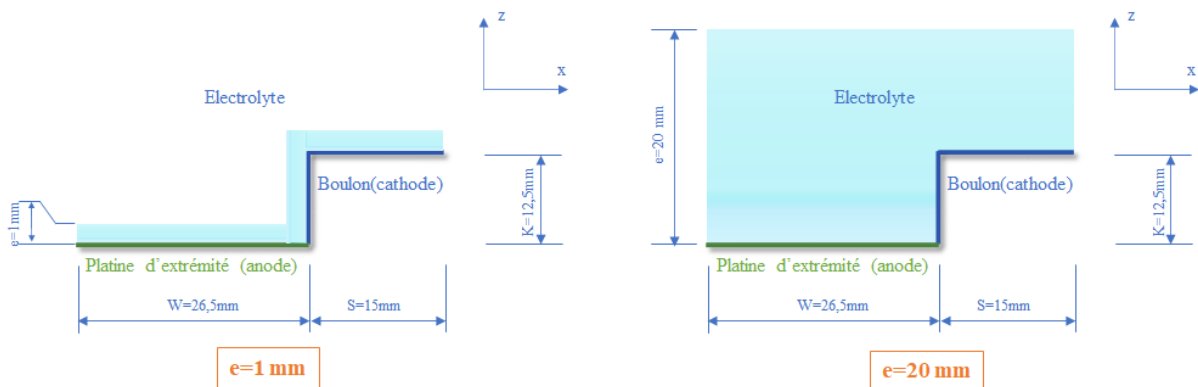


Figure 24: Caractéristiques géométriques de la zone modélisée.

Tableau 12: Dimensions du boulon.

Taille du boulon	K (mm)	S (mm)
M12	7,5	18
M16	10	24
M20	12,5	30

2.3 Paramètres d'étude

L'analyse de la corrosion galvanique est paramétrique, prenant en compte l'effet du matériau du boulon, la taille du boulon, l'épaisseur de l'électrolyte et le temps d'immersion sur le taux de corrosion de la platine d'extrémité (Tableau 13 et Figure 25). Trois types d'aciers faiblement alliés ont été utilisés pour le boulon (20MnCr5, 42CrMo4, 32CrMoV13) et représenteront la cathode. Pour la taille du boulon, trois diamètres ont été pris dans cette étude (M12, M16, M20), les dimensions qui seront prises en compte lors de l'analyse galvanique sont les dimensions de la tête de boulon car c'est la pièce qui sera en contact avec la platine d'extrémité. La corrosion galvanique sera étudiée dans deux épaisseurs de l'électrolyte 1M HCl ($e = 1 \text{ mm}$, $e = 20 \text{ mm}$) et pour les périodes suivantes: 1 mois, 6 mois et 12 mois.

Tableau 13: Paramètres d'étude de la corrosion galvanique.

Matériaux du boulon	Taille du boulon	Epaisseur de l'électrolyte	Temps
20MnCr5	M12	1 mm 20 mm	1 month
42CrMo4	M16		6 months
32CrMoV13	M20		12 months

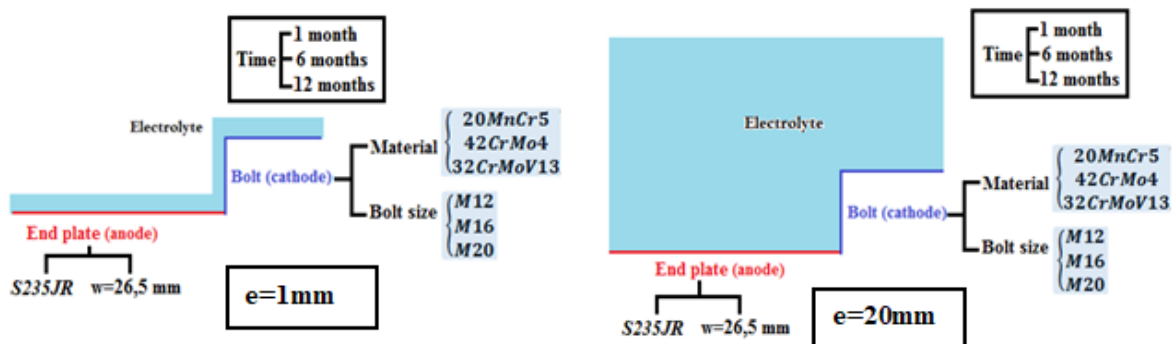


Figure 25: Paramètres d'études pour les deux épaisseurs d'électrolyte (a) $e=1\text{mm}$ (b) $e=20\text{mm}$

3 Méthode et Conditions aux limites

3.1 Analyse de la distribution du potentiel de l'électrolyte

La présente analyse est basée sur un modèle de couple galvanique composé de deux éléments représentés sur la figure 24. Le couple se compose d'un élément cathodique (boulon) d'une largeur "S" dans la direction + X et d'une hauteur "K" dans la direction + Z, la largeur de l'anode (platine) est "w" dans la direction -X. le couple est recouvert d'un électrolyte d'épaisseur "e" dans la direction + Z. L'électrolyte est délimité par des isolateurs parfaits à $z = e$, $x = -w$ et $x = + S$

Les diverses relations entre le courant et le potentiel d'électrode pour les réactions anodiques et cathodiques sont supposées être soumises à un contrôle d'activation avec un comportement de polarisation logarithmique (Tafel). Ainsi, la densité de courant cathodique nette par unité de longueur du couple de corrosion $i_c(x)$ sur le boulon à un potentiel d'électrode E_x est :

$$i_c(x) = i_{0(boulon)} \left\{ \exp \left(- \frac{E_{boulon} - E_x}{\beta_{boulon}} \right) \right\} \quad (21)$$

Avec E_{boulon} est le potentiel de corrosion libre du boulon (cathode), $i_{0(boulon)}$ est la densité de courant de corrosion libre et β_{boulon} est la constante de Tafel pour la réaction cathodique. De même pour la platine d'extrémité, la densité de courant anodique nette par unité de longueur du couple de corrosion $i_a(x)$, sur la platine d'extrémité à un potentiel d'électrode E_x est:

$$i_a(x) = i_{0(platine d'extrémité)} \left\{ \exp \left(\frac{E_{platine d'extrémité} - E_x}{\beta_{platine d'extrémité}} \right) \right\} \quad (22)$$

Avec $E_{platine d'extrémité}$ est le potentiel de corrosion libre de la platine d'extrémité, $i_{0(platine d'extrémité)}$ est la densité de courant de corrosion libre, $\beta_{platine d'extrémité}$ est la constante de Tafel pour la réactions anodique.

L'équation régissant la distribution potentielle dans l'électrolyte devient l'équation de Laplace (pour une conductivité constante) :

$$\nabla^2 \phi = 0 \quad (23)$$

L'équation régissant le potentiel doit être résolue à l'aide du logiciel COMSOL MULTIPHYSICS et qui est basé sur la méthode des éléments finis (FEM). Cette équation doit être soumise à des conditions aux limites appropriées. À n'importe quelle interface électrode-électrolyte, les processus anodiques et cathodiques ont lieu simultanément et la densité de courant à travers l'interface est le résultat des échanges électroniques dans les deux processus. Dans un couple galvanique, le processus cathodique domine dans le métal le plus noble (le

boulon) tandis que le processus anodique est dominant dans le métal le moins noble (la platine d'extrémité).

3.2 Conditions aux limites

La solution de l'équation (23) est basée sur les conditions aux limites suivantes Figure 26.

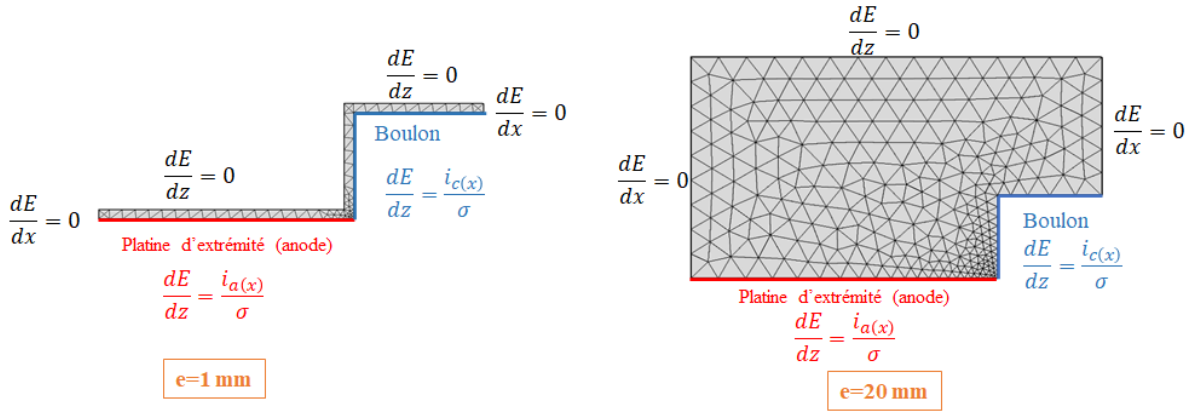


Figure 26: Conditions aux limites.

Pour $z = 0$, la dérivée normale du potentiel d'électrode E est donnée par:

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{dE}{dz} = i_c(x)/\sigma \quad \text{For } -w < x < 0 \\ \frac{dE}{dz} = i_a(x)/\sigma \quad \text{For } 0 < x < S \end{array} \right. \quad (24)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{dE}{dz} = i_c(x)/\sigma \quad \text{For } -w < x < 0 \\ \frac{dE}{dz} = i_a(x)/\sigma \quad \text{For } 0 < x < S \end{array} \right. \quad (25)$$

Où σ est la conductivité de l'électrolyte.

Puisqu'il n'y a pas de flux de courant normal aux limites isolantes.

$$\frac{dE}{dx} = 0 \quad \text{pour } x = -w \quad \text{et } x = +S \quad (26)$$

$$\frac{dE}{dz} = 0 \quad \text{pour } z = e \quad (27)$$

La solution numérique de l'équation de Laplace (24) nécessite la définition des paramètres électrochimiques de l'électrolyte, de l'anode et de la cathode dans un électrolyte 1M HCl dont

les caractéristiques sont citées dans le tableau 14 [31]. Ces paramètres sont déterminés à partir des tests expérimentaux déjà réalisés dans la littérature [30] et qui sont cités dans le tableau 15.

Tableau 14: Caractéristiques de l'électrolyte [31]

Conductivité (S/m)	33.2 (S/m)
Epaisseur min (mm)	1 (mm)
Epaisseur max (mm)	20 (mm)

Tableau 15: Paramètres électrochimiques dans 1M HCl.

	β_a (mV/dec)	β_c (mV/dec)	i_0 (A/m ²)	E_{eq} (mV)
S235JR	65	122	3.55	-553
42CrMo4	209.9	249.9	7,1	-495
32CrMoV13	263.7	173.1	10	-500
20MnCr5	106.2	124.3	1,6	-488

4 Résultats et discussion

4.1 Potentiel d'électrolyte

Une fois les paramètres électrochimiques définis, la géométrie est appliquée, les conditions aux limites et l'équation gouvernante appliquées et le maillage approprié est défini pour les géométries, le modèle de corrosion galvanique a été résolu. La résolution de l'équation de Laplace nous permet de présenter le potentiel d'électrolyte sur les surfaces des électrodes entre les boulons et la platine d'extrémité. Les figures 27, 28, 29 nous montrent le tracé de surface du potentiel d'électrolyte avec une géométrie déformée à différentes tailles de boulons et différents matériaux de boulons. On constate que le potentiel de l'électrolyte augmente si la taille du boulon augmente :

$$E (M20) > E (M16) > E (M12) \quad (28)$$

Ces valeurs potentielles dépendent également du matériau du boulon :

$$E (32CrMoV13) > E (42CrMo4) > E (20MnCr5) \quad (29)$$

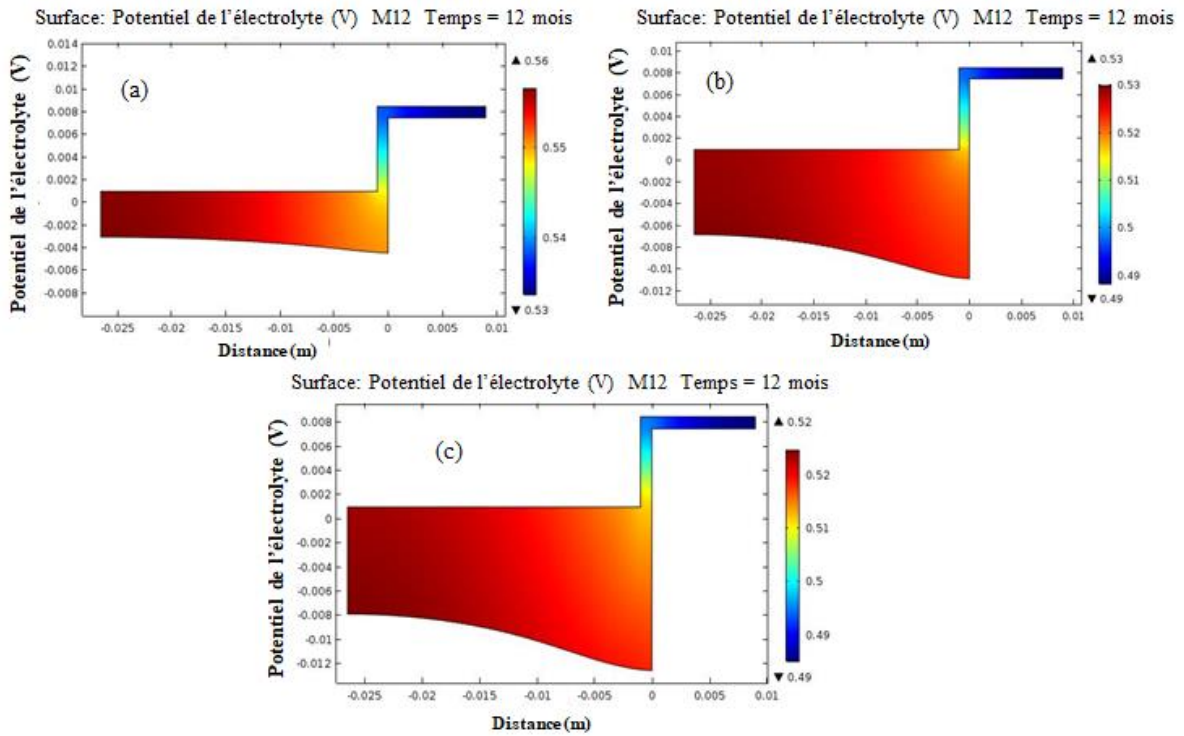


Figure 27: Potentiel de l'électrolyte avec déformation géométrique pour un boulon M12, dans $e(1M\ HCl)=1mm$ et pendant 12 mois (a) 20MnCr5 (b) 42CrMo4 (c) 32CrMoV13

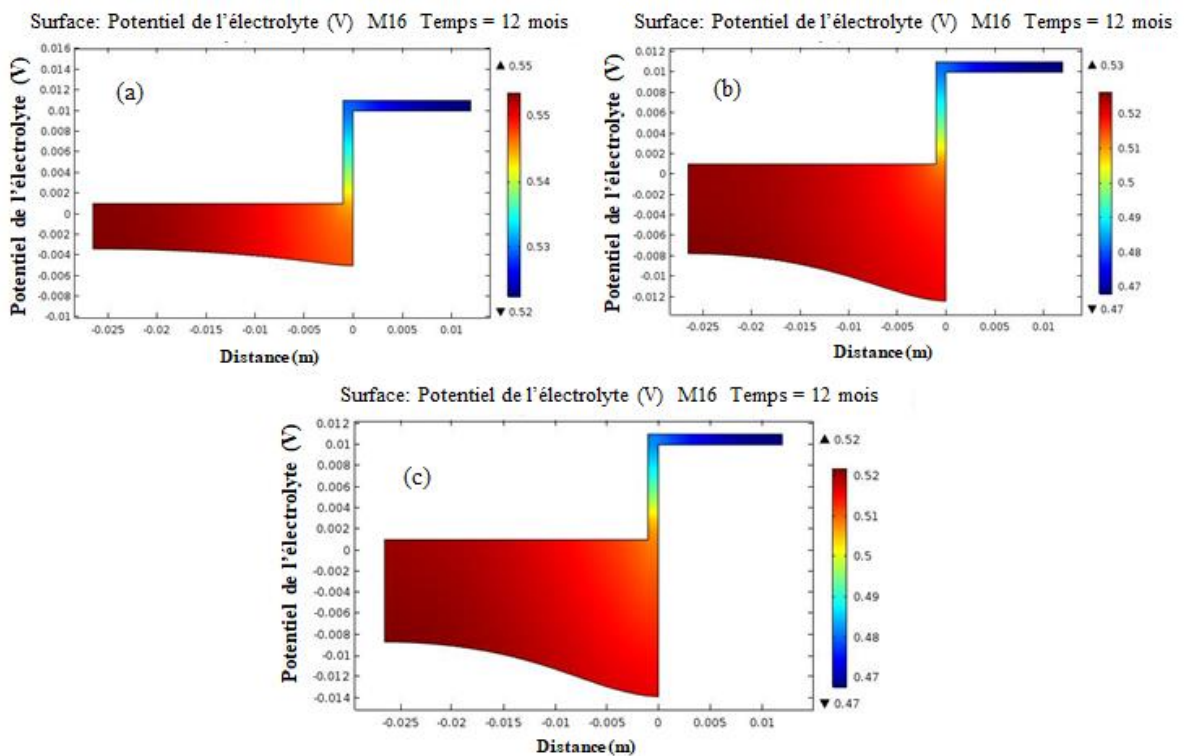


Figure 28: Potentiel de l'électrolyte avec déformation géométrique pour un boulon M16, dans $e(1M\ HCl)=1mm$ et pendant 12 mois (a) 20MnCr5 (b) 42CrMo4 (c) 32CrMoV13

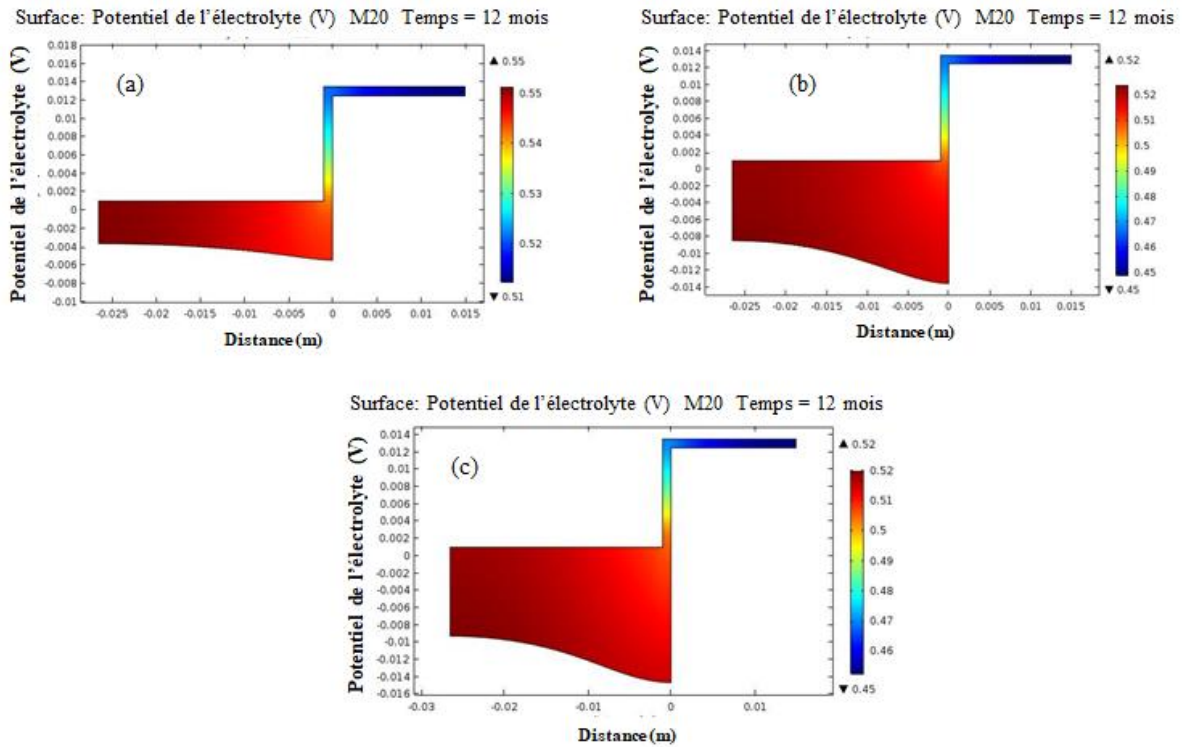


Figure 29: Potentiel de l'électrolyte avec déformation géométrique pour un boulon M20, dans $e(1M\ HCl)=1mm$ et pendant 12 mois (a) 20MnCr5 (b) 42CrMo4 (c) 32CrMoV13

Le potentiel de l'électrolyte dépend également de l'épaisseur de l'électrolyte, il augmente si l'épaisseur de l'électrolyte augmente, et ceci pour les deux paramètres : taille de boulon et matériau du boulon $E(e = 20\ mm) > E(e = 1\ mm)$ figures 30, 31, 32.

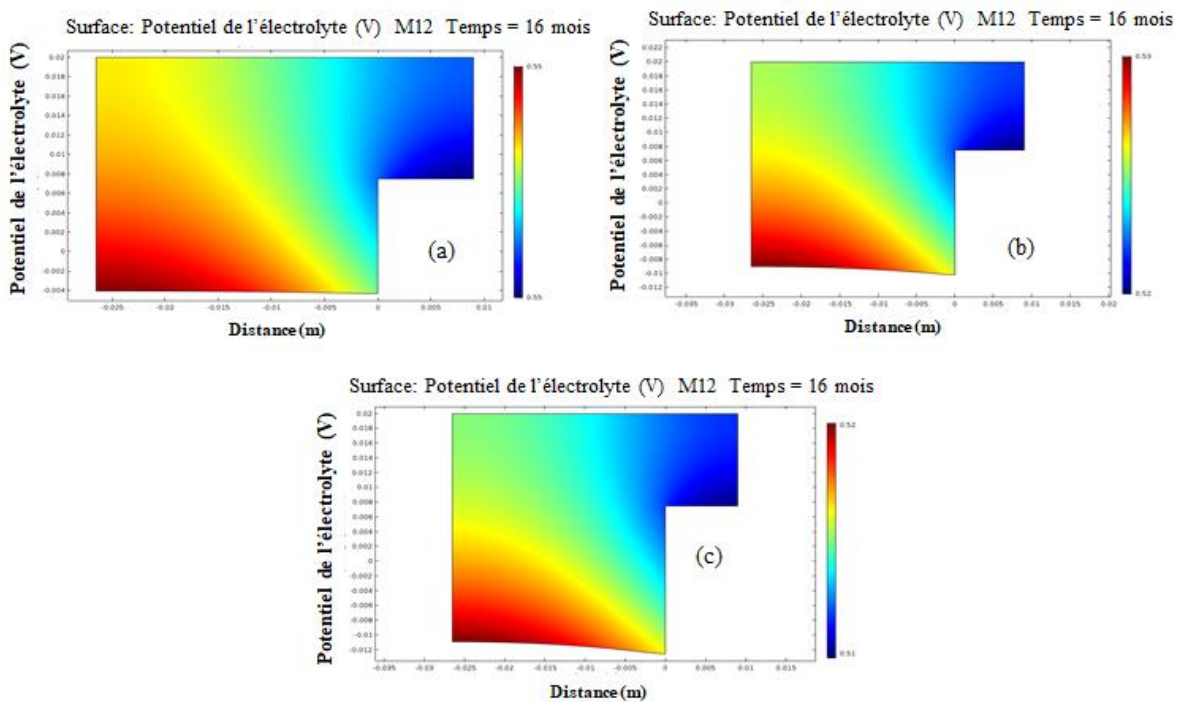


Figure 30: Potentiel de l'électrolyte avec déformation géométrique pour un boulon M12, dans $e(1M\ HCl)=20mm$ et pendant 12 mois (a) 20MnCr5 (b) 42CrMo4 (c) 32CrMoV13

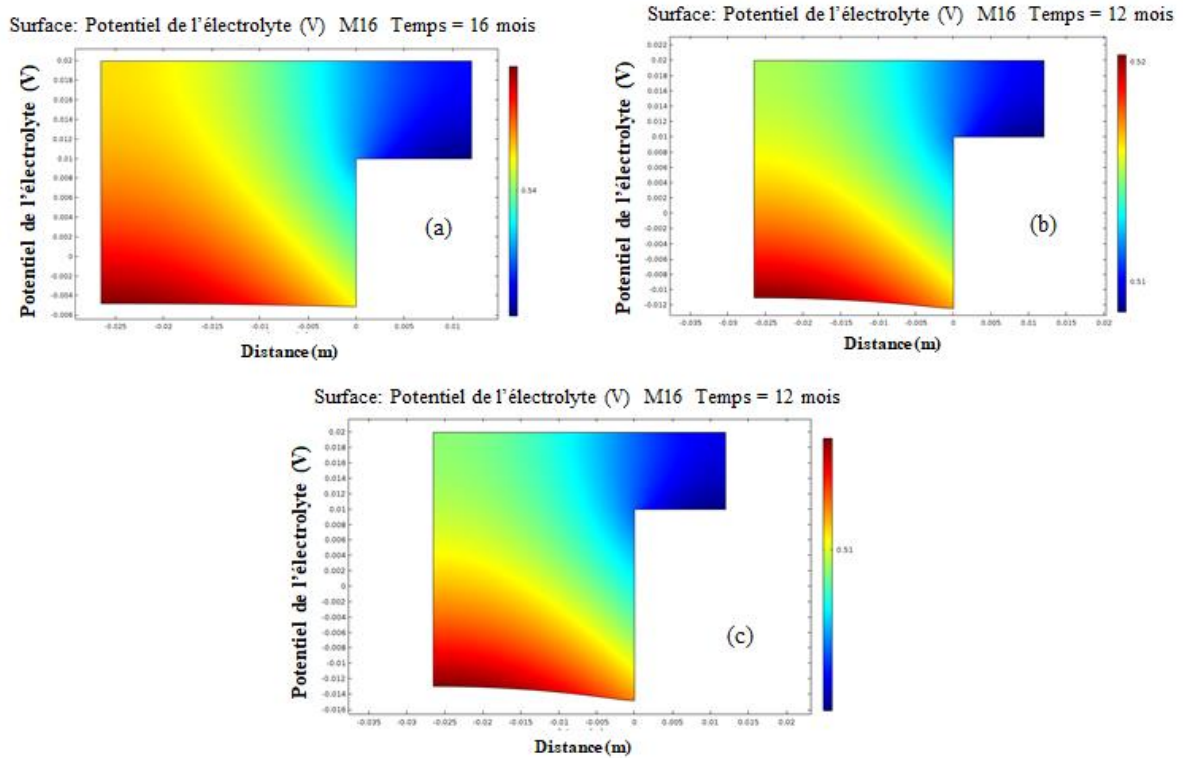


Figure 31: Potentiel de l'électrolyte avec déformation géométrique pour un boulon M16, dans $e(1M\ HCl)=20mm$ et pendant 12 mois (a) 20MnCr5 (b) 42CrMo4 (c) 32CrMoV13

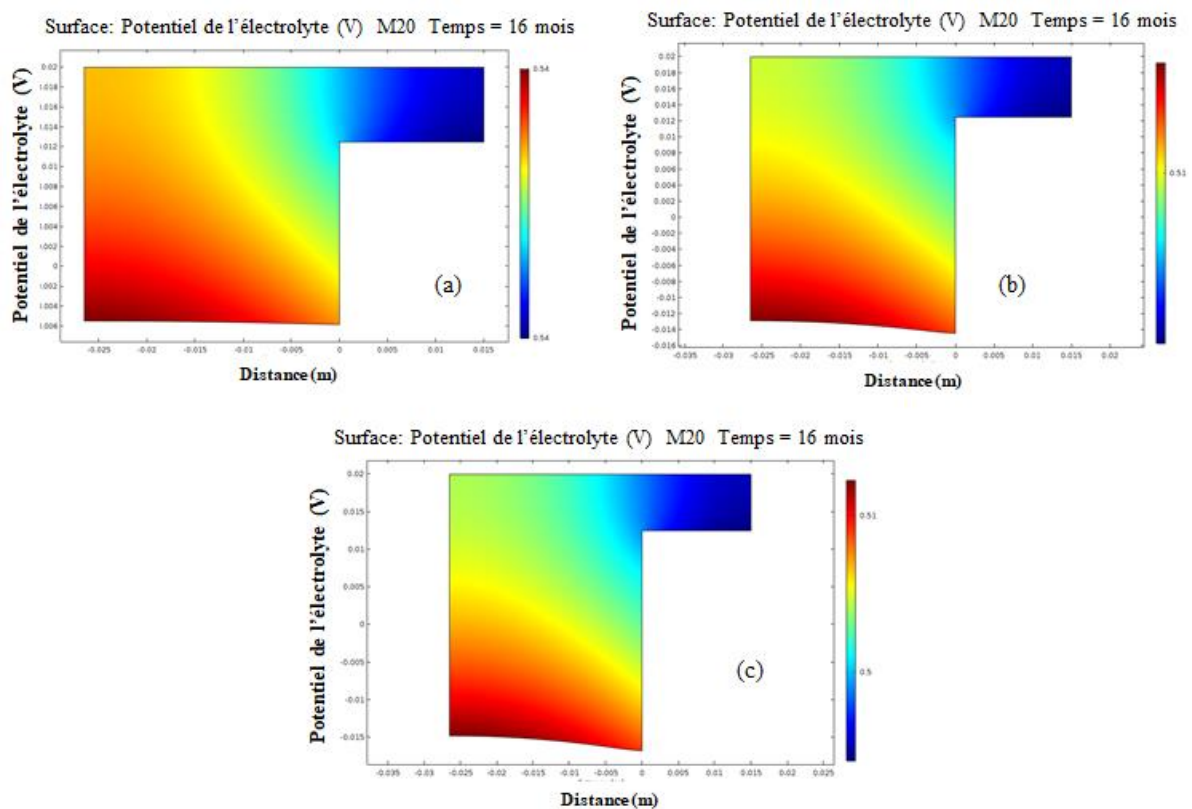


Figure 32: Potentiel de l'électrolyte avec déformation géométrique pour un boulon M20, dans $e(1M\ HCl)=20mm$ et pendant 12 mois (a) 20MnCr5 (b) 42CrMo4 (c) 32CrMoV13

4.2 Taux de corrosion C_R

Le taux de corrosion a été calculé en utilisant la relation suivante [32]:

$$V_c = \frac{I_{corr} \times M}{z \times F \times \rho} \quad (30)$$

Avec V_c : Vitesse de Corrosion.
 I_{corr} : densité de courant de corrosion.
 M : Masse molaire.
 z : Valence du fer.
 F : Constante de faraday.
 ρ : Densité de l'acier.

Le tableau 16 et les figures 33, 34 montrent que le taux de corrosion dépend de la taille du boulon, du matériau du boulon et de l'épaisseur de l'électrolyte. On constate que le taux de corrosion de la platine d'extrémité augmente si la taille du boulon augmente.

$$C_R (M20) > C_R (M16) > C_R (M12) \quad (31)$$

Ces valeurs du taux de corrosion dépendent également du matériau du boulon

$$C_R (32CrMoV13) > C_R (42CrMo4) > C_R (20MnCr5) \quad (32)$$

Le taux de corrosion de la platine d'extrémité dépend également de l'épaisseur de l'électrolyte, il augmente si l'épaisseur de l'électrolyte augmente, et ce pour les deux paramètres : taille et matériau du boulon.

$$C_R (e = 20 \text{ mm}) > C_R (e = 1 \text{ mm}) \quad (33)$$

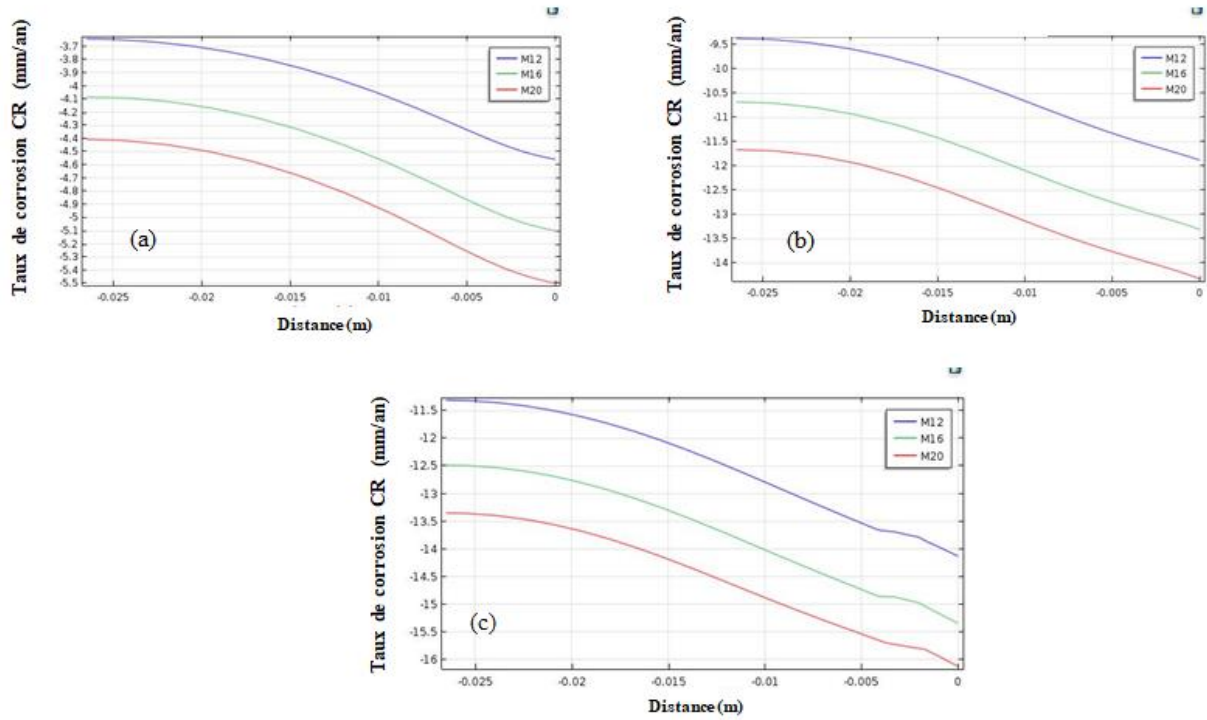


Figure 33: Taux de corrosion pour $e(1M HCl)=1mm$ (a) 20MnCr5 (b) 42CrMo4 (c) 32CrMoV13

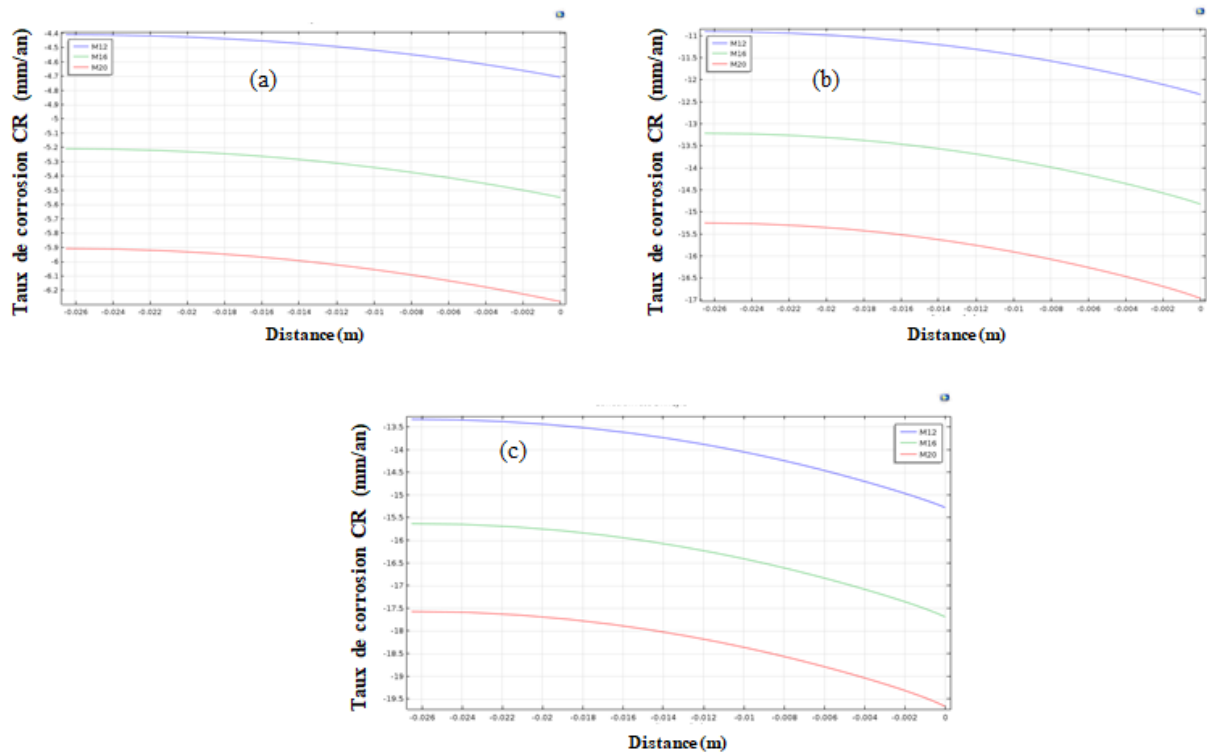


Figure 34: Taux de corrosion pour $e(1M HCl)=20mm$ (a) 20MnCr5 (b) 42CrMo4 (c) 32CrMoV13

Tableau 16: Taux de corrosion en fonction de la taille du boulon, du matériau et de l'épaisseur de l'électrolyte.

Taille du boulon	Matériaux du boulon	Taux de corrosion C_R de la platine d'extrémité (mm/an)			
		Epaisseur de l'électrolyte e = 1 mm		Epaisseur de l'électrolyte e = 20 mm	
		x = 0	x = -26.5 mm	x = 0	x = -26.5 mm
M12	20MnCr5	4.55	3.65	4.70	4.40
	42CrMo4	11.80	9.40	12.30	10.90
	32CrMoV13	14.10	11.30	15.25	13.30
M16	20MnCr5	5.10	4.10	5.55	5.20
	42CrMo4	13.25	10.70	14.80	13.20
	32CrMoV13	15.30	12.50	17.70	15.60
M20	20MnCr5	5.50	4.40	6.30	5.90
	42CrMo4	14.40	11.70	17.00	15.25
	32CrMoV13	16.10	13.40	19.60	17.55

Conclusion :

Le choix des boulons dans les couples galvaniques dans les assemblages boulonnés des structures en acier doit tenir compte de l'effet de la taille et du matériau du boulon. Il est montré dans cette étude qu'au fur et à mesure que la taille des boulons augmente, le taux de corrosion augmente. De plus, si les alliages d'acier utilisés pour les boulons changent, le taux de corrosion change. L'augmentation du taux de corrosion dans le processus de la corrosion galvanique de la platine d'extrémité entraîne une réduction de la durée de vie de l'assemblage boulonné. Par conséquent, les ingénieurs concepteurs doivent porter un grand intérêt au choix des boulons lors de la conception des structures en acier pour assurer une longue durée de vie.

II. Modélisation numérique de l'effet du matériau et de la conductivité de l'électrolyte sur la corrosion galvanique d'un assemblage boulonné

1 Introduction

Le risque de corrosion galvanique justifie souvent une mise en garde contre les combinaisons de métaux dissemblables dans des environnements corrosifs. La corrosion est stimulée par la différence de potentiel qui existe entre les deux métaux, le plus noble agissant comme une cathode où certaines espèces oxydantes sont réduites, le métal plus actif, qui se corrode, agissant comme une anode. La vitesse de corrosion et la distribution du potentiel sur un couple galvanique dépendent des propriétés électrochimiques des métaux, des variables environnementales telles que la température, la teneur en oxygène et la conductivité de la solution, ainsi que de la géométrie du système corrosif. Si des matériaux dissemblables peuvent être couplés sans dommage significatif, une plus grande flexibilité dans le choix des matériaux peut être possible. Cela n'est possible que si les taux de corrosion galvanique peuvent être prédits par des modèles de calcul numériques et/ou expérimentaux [33].

Plusieurs recherches ont été réalisées pour analyser le comportement de la corrosion galvanique des aciers inoxydables. Bardal et al. [34] ont étudié le comportement de la corrosion galvanique de l'acier au carbone et de l'acier inoxydable dans différentes concentrations d'un électrolyte NaCl et différentes conditions d'écoulement. Ils ont utilisé la méthode des éléments finis où les données de polarisation individuelles de l'acier au carbone et de l'acier inoxydable ont été incorporées comme conditions aux limites et ont calculé la distribution du courant galvanique et la variation du potentiel électrochimique. Les résultats ont ensuite été comparés à des modèles expérimentaux. Ils ont trouvé un petit écart entre les densités de courant galvanique calculées et mesurées. Cela était dû au fait que les conditions de surface du couple utilisé pour les modèles expérimentaux et pour l'enregistrement des données de polarisation étaient différentes. Les auteurs ont recommandé que les propriétés d'oxyde et de rouille de l'échantillon devaient également être prises en compte pour l'enregistrement des données de polarisation. Ensuite, le modèle peut simuler une grande variété de géométries complexes et pratiques en variant les longueurs caractéristiques des modèles donnés indépendamment les unes des autres.

L. Okita [35] a établi une corrélation entre la conductivité et la vitesse de corrosion de l'acier au carbone dans différents électrolytes. Les résultats ont montré que la vitesse de corrosion de l'acier dans HCl est plus élevée que celle obtenue dans NaCl. L'acide chlorhydrique était beaucoup plus corrosif que toutes les autres solutions. L'oxydation du fer est donc beaucoup plus fréquente (ce qui indique que de plus grandes quantités de fer sont perdues dans la solution sous forme d'ions oxydés).

Dans ce chapitre, nous étudierons, en utilisant la méthode des éléments finis, l'impact de la conductivité et le type du matériau dans la corrosion galvanique d'un assemblage boulonné. Il s'agit d'une simulation numérique de couples galvaniques réalisés entre trois types d'acier inoxydable et l'acier au carbone. Le but de cette étude est de prédire le taux de corrosion de la platine d'extrémité en acier au carbone et par la suite la durée de vie d l'assemblage boulonné.

2 Modélisation de la géométrie et matériaux

2.1 Géométrie et modélisation

Les assemblages boulonnés utilisés dans les structures en acier sont exposés à la corrosion galvanique due au contact entre les différents composants de ces assemblages. L'assemblage qui sera étudié dans cette recherche est de type poteau poutre avec une platine d'extrémité Figure 1. La modélisation par éléments finis sera axée sur une représentation cartésienne 2D de la zone de contact entre la tête de boulon et la platine d'extrémité en présence d'un électrolyte qui provoquera une corrosion galvanique Figure 36. Les dimensions du modèle et de la tête du boulon (M20) sont indiquées dans les figures 36 et 37.

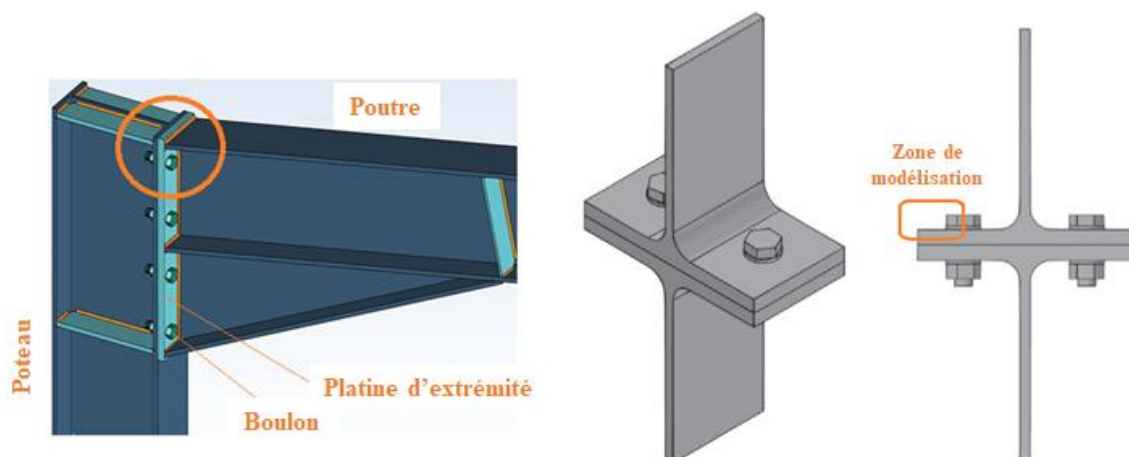


Figure 35: Assemblage boulonné de type poteau-poutre et zone de modélisation.

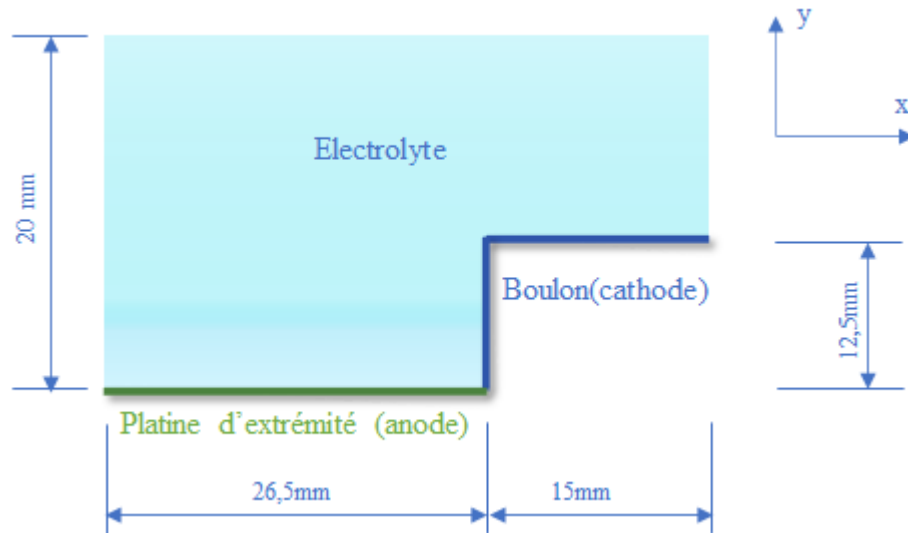


Figure 36: Modèle 2D de la zone de modélisation.

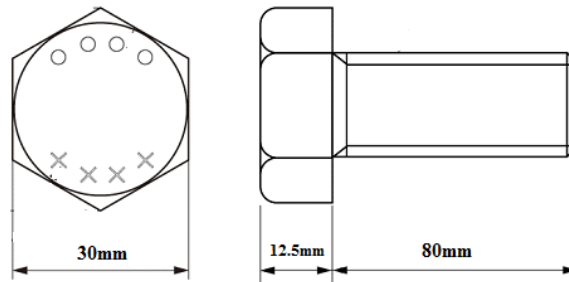


Figure 37: Boulon M20.

2.2 Matériaux et électrolytes

Trois types d'acier inoxydable utilisés pour le boulon (austénitique (SS304L, SS316L), martensitique (SS410, SS420) et duplex (SS32101)) ont été testés pour prédire le taux de corrosion de la platine d'extrémité en acier au carbone (S235JR) (Tableau 17). Ainsi, cinq types de couples galvaniques ont été étudiés dans un assemblage boulonné. La composition chimique des matériaux est indiquée dans le tableau 18. Le boulon en acier inoxydable a le potentiel de corrosion le plus élevé et la platine d'extrémité en acier au carbone a le potentiel de corrosion le plus faible, la corrosion galvanique a donc eu lieu dans la zone de contact entre la platine d'extrémité et la tête du boulon dans chaque assemblage boulonné en présence de cinq types d'électrolytes différents (Tableau 17). En d'autres termes, la platine d'extrémité a agi comme anode et le boulon devient la cathode.

Tableau 17: Matériaux des boulons et de la platine d'extrémité, couples galvaniques et électrolytes.

Boulons		Platine d'extrémité	Couple galvanique	Electrolyte
Acier inoxydable (SS)		Carbon steel (CS)		
Austenitique	304L	S235JR	SS304L/CS	0.9% NaCl
	316L		SS316L/CS	3.5% NaCl
Martensitique	410		SS410/CS	1M HCl
	420		SS420/CS	2M HCl
Duplex	32101		Duplex/CS	3M HCl

Tableau 18: Composition chimique des matériaux.

		C	Cr	Mo	Ni	Mn	Si	P	S
Austenitique	SS304L	0.02	17-19	-	9-11	2	1	0.04	0.03
	SS316L	0.02	16 - 18	2 - 2.5	10.5-13	2	1	0.04	0.03
Martensitique	SS410	0.15	11.5-13.5	-	0.75	1	1	0.04	0.03
	SS420	0.06 - 0.25	12 - 14	-	0 - 1	1	1	0.04	0.03
Duplex SS	SS32101	0.03	21 - 23	2.5 - 3.5	4.5 - 6.5	2	1	0.035	0.015
Acier au carbone	S235JR	0.17	-	-	-	1.4	-	0.035	0.035

2.3 Paramètres d'étude

Chaque couple galvanique sera étudié dans les cinq électrolytes utilisés (0,9% NaCl, 3,5% NaCl, 1M HCl, 2M HCl et 3M HCl) afin de prédire l'effet électrolytique sur le taux de corrosion de la platine d'extrémité. Chaque électrolyte se caractérise par sa propre conductivité qui fera l'objet de cette étude pour mettre en évidence son impact sur les différents paramètres de la corrosion galvanique. Cette étude est paramétrique dont les paramètres qui seront considérés comme variables sont la conductivité et le matériau du boulon (cathode), puis ils seront introduits dans le logiciel de simulation numérique (Comsol multiphysics) afin d'analyser le comportement galvanique de l'assemblage boulonné (Tableau 19). L'épaisseur de tous les électrolytes est de 20 mm et le temps d'immersion pris pour cette étude est de 12 mois comme le montre la Figure 38.

Tableau 19: Paramètres des couple galvaniques.

Matériau du boulon	Taille du boulon	Epaisseur de l'électrolyte	Temps d'immersion	Electrolyte	Conductivité (mS/cm)
SS410	M20	20 mm	12 mois	0.9%NaCl	16.0
SS420				3.5%NaCl	57.5
SS304L				1M HCl	332.0
SS316L				2M HCl	563.0
SS32101				3M HCl	713.0

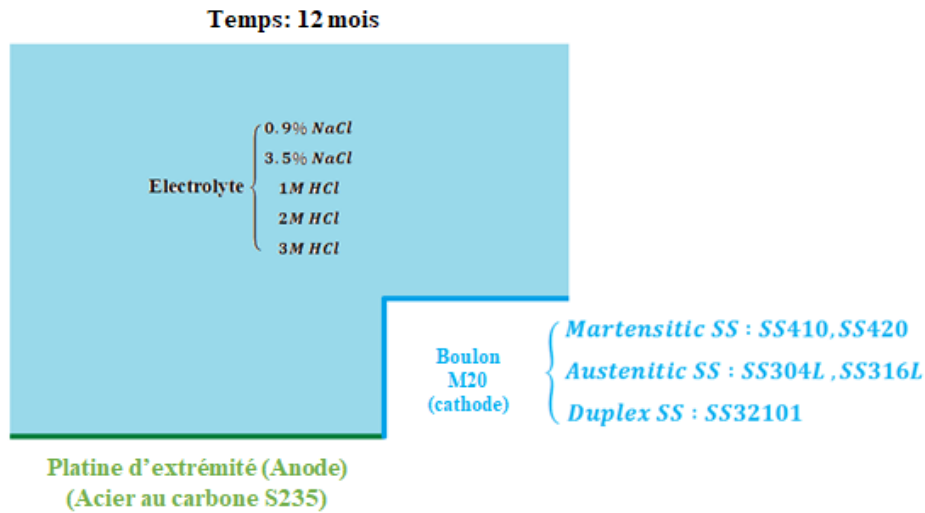


Figure 38: Paramètres d'études du couplage galvanique.

3 Analyse par méthode des éléments finis

3.1 Équations gouvernantes

L'équation régissant la distribution potentielle et le flux de courant dans l'électrolyte peut être dérivée de la conservation de la charge. L'équation de continuité nécessite que le courant par volume unitaire J soit lié à la charge q par :

$$\nabla J = \frac{\partial q}{\partial t} \quad (34)$$

Compte tenu de la relation de l'intensité du champ électrique E ,

$$E = -\nabla\phi \quad (35)$$

et la loi d'Ohm,

$$I = \sigma E \quad (36)$$

Où σ est la conductivité de l'électrolyte, l'équation de continuité se transforme en :

$$\nabla(\sigma\nabla\phi) = -\nabla\left(\frac{\partial q}{\partial t}\right) \quad (37)$$

La corrosion galvanique est un processus très lent, nous pouvons donc faire les hypothèses suivantes:

- La solution d'électrolyte est bien mélangée, la conductivité est isotrope, σ est une constante.
- La solution est électro-neutre:

$$\frac{\partial q}{\partial t} = 0 \quad (38)$$

Avec les hypothèses ci-dessus, l'équation (37) peut être simplifiée par,

$$\nabla^2 \phi = 0 \quad (39)$$

Par conséquent, pour un électrolyte isotrope uniforme, le potentiel obéit à l'équation de Laplace.

3.2 Maillage et conditions aux limites

La résolution numérique d'un système d'équations aux dérivées partielles par la méthode des éléments finis nécessite de discrétiser le domaine d'étude sous forme de maillage pour réduire le temps de calcul et améliorer la précision des résultats numériques. La précision de la solution obtenue par la simulation numérique dépend fortement de la qualité de la forme des éléments du maillage utilisé et de la méthode de maillage aux frontières du domaine concerné par une bonne convergence des résultats. Le choix correct du maillage est très important car le système peut ne pas converger si le maillage ne correspond pas à la complexité du système. Dans notre modèle, le maillage est bien affiné près de la zone de contact entre la tête du boulon et la platine d'extrémité et les éléments sélectionnés sont des éléments triangulaires à trois nœuds Figure 39. Le nombre d'éléments est fixé à 508 éléments de la taille qui varie de $1,06 \cdot 10^{-5}$ m à $2,38 \cdot 10^{-3}$ m avec un taux de croissance maximum égal à 1,3.

L'équation (39) peut être résolue avec les conditions aux limites illustrées schématiquement sur la figure 39. Les conditions aux limites à l'anode et aux surfaces de la cathode sont essentielles pour prédire les taux de corrosion.

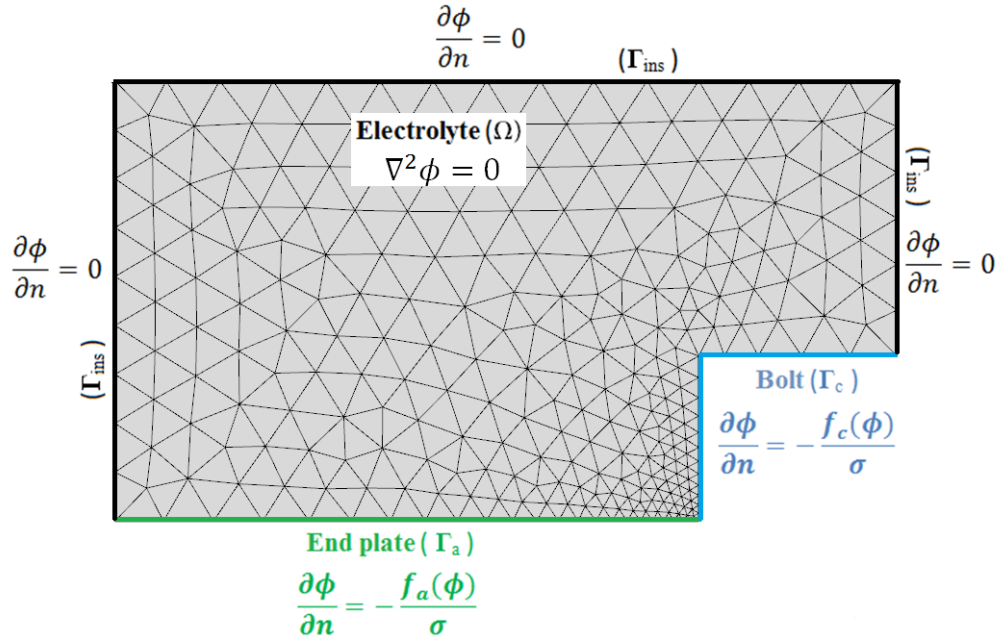


Figure 39: Maillage et conditions aux limites.

La condition aux limites appliquée à la surface de l'anode Γ_a est:

$$\frac{\partial \phi}{\partial n} = -\frac{j}{\sigma} = -\frac{f_a(\phi)}{\sigma} \quad (40)$$

Où σ est la conductivité électrique de la solution d'électrolyte et $f_a(\phi)$ est la densité de courant déterminée par les espèces anodiques. $f_a(\phi)$ est une fonction d'interpolation linéaire par morceaux qui est obtenue à partir de la courbe de polarisation des espèces anodiques.

De même, la condition aux limites appliquée à la surface de la cathode Γ_c est:

$$\frac{\partial \phi}{\partial n} = -\frac{f_c(\phi)}{\sigma} \quad (41)$$

La condition aux limites appliquée à la surface d'isolation et à l'interface électrolyte-air Γ_{ins} est:

$$\frac{\partial \phi}{\partial n} = -\frac{j}{\sigma} = 0 \quad (42)$$

En résumé, l'équation gouvernante et les conditions aux limites sont les suivantes :

$$\left\{ \begin{array}{ll} \nabla^2 \phi = 0 & \text{dans } \Omega \\ \frac{\partial \phi}{\partial n} = -\frac{f_a(\phi)}{\sigma} & \text{dans } \Gamma_a \\ \frac{\partial \phi}{\partial n} = -\frac{f_c(\phi)}{\sigma} & \text{dans } \Gamma_c \\ \frac{\partial \phi}{\partial n} = 0 & \text{dans } \Gamma_{ins} \end{array} \right. \quad (43)$$

1.1. Paramètres électrochimiques

La solution numérique de l'équation de Laplace nécessite la définition des paramètres électrochimiques de l'anode, de la cathode et des électrolytes. Ces paramètres sont déterminés à partir de tests expérimentaux déjà effectués dans la littérature et ils sont cités dans le tableau 20.

Tableau 20: Paramètres électrochimiques de l'acier inoxydable dans 0.9% NaCl, 3.5%NaCl, 1M HCl, 2M HCl et 3M HCl.

Matériaux	Electrolyte	E (mV)	I (mA/cm ²)	β_a (mV/dec)	β_c (mV/dec)	Références
SS 304L	0.9% NaCl	-336.00	1.78×10^{-3}	185.00	-188.00	[36]
	3.5%NaCl	-275.00	2.74×10^{-3}	138.00	-135.00	[37]
	1M HCl	-475.00	0.10	78.90	-131.00	[38]
	2M HCl	-385.00	0.12	65.00	-327.00	[39]
	3M HCl	-423.00	0.21	55.00	-147.00	[40]
SS 316L	0.9% NaCl	-204.00	0.16×10^{-3}	233.60	-161.00	[41]
	3.5%NaCl	-135.00	0.09×10^{-3}	338.00	-122.00	[42]
	1M HCl	-404.00	31.41×10^{-3}	48.45	-119.00	[41]
	2M HCl	-380.00	20.00×10^{-3}	7.40	-74.00	[43]
	3M HCl	-351.00	74.64×10^{-2}	287.00	-151.00	[44]
SS 410	0.9% NaCl	-341.00	1.81×10^{-3}	215.00	-213.00	[45]
	3.5%NaCl	-227.00	3.16×10^{-3}	312.00	-201.00	[46]
	1M HCl	-148.00	1.33×10^{-3}	103.00	-185.00	[47]
	2M HCl	-202.00	1.60×10^{-3}	163.00	-149.00	[47]
	3M HCl	-191.00	1.66×10^{-3}	179.00	-132.00	[47]
SS 420	0.9% NaCl	-340.00	0.62×10^{-3}	193.00	-156.00	[48]
	3.5%NaCl	-64.00	0.82×10^{-3}	284.00	-211.00	[49]
	1M HCl	-71.00	1.01×10^{-3}	127.00	-203.00	[50]
	2M HCl	-137.00	1.61×10^{-3}	118.00	-170.00	[50]
	3M HCl	-242.00	2.25×10^{-3}	106.00	-110.00	[50]
Duplex SS	0.9% NaCl	-240.00	0.68×10^{-3}	189.00	-137.00	[51]
	3.5%NaCl	-336.00	0.11×10^{-3}	621.00	-152.00	[52]
	1M HCl	-139.00	4.31×10^{-3}	169.00	-148.00	[47]
	2M HCl	-138.00	4.85×10^{-3}	175.00	-152.00	[47]
	3M HCl	-137.00	10.40×10^{-3}	216.00	-184.00	[47]
Acier au carbone	0.9% NaCl	-637.00	0.18	64.60	-174.00	[53]
	3.5%NaCl	-590.00	69.00×10^{-3}	248.00	-260.00	[54]
	1M HCl	-480.00	0.31	63.91	-55.00	[55]
	2M HCl	-499.00	0.36	69.00	-98.00	[56]
	3M HCl	-535.00	0.64	51.78	-49.00	[55]

4 Résultats et discussion

4.1 Potentiel d'électrolyte

Une fois les paramètres électrochimiques, les conditions aux limites, l'équation régissant la variation du potentiel de l'électrolyte et le maillage approprié sont appliqués, le modèle de corrosion galvanique a été résolu. La résolution de l'équation de Laplace nous permet de présenter le potentiel d'électrolyte sur les surfaces de contact entre les boulons et la platine d'extrémité des électrodes. Les figures 40, 41, 42, 43, 44 nous montrent le tracé de surface du potentiel d'électrolyte avec une géométrie déformée de chaque couple galvanique à différentes conductivités. On constate que le potentiel de l'électrolyte augmente si la conductivité des électrolytes augmente:

$$E(3M\ HCl) > E(2M\ HCl) > E(1M\ HCl) > E(3.5\% \ NaCl) > E(0.9\% \ NaCl) \quad (44)$$

Ces valeurs des potentiels dépendent également du matériau du boulon dans chaque couple galvanique :

$$E(\text{SS duplex/CS}) > E(\text{SS316L/CS}) > E(\text{304L/CS}) > E(\text{SS420/CS}) > E(\text{SS410/CS}) \quad (45)$$

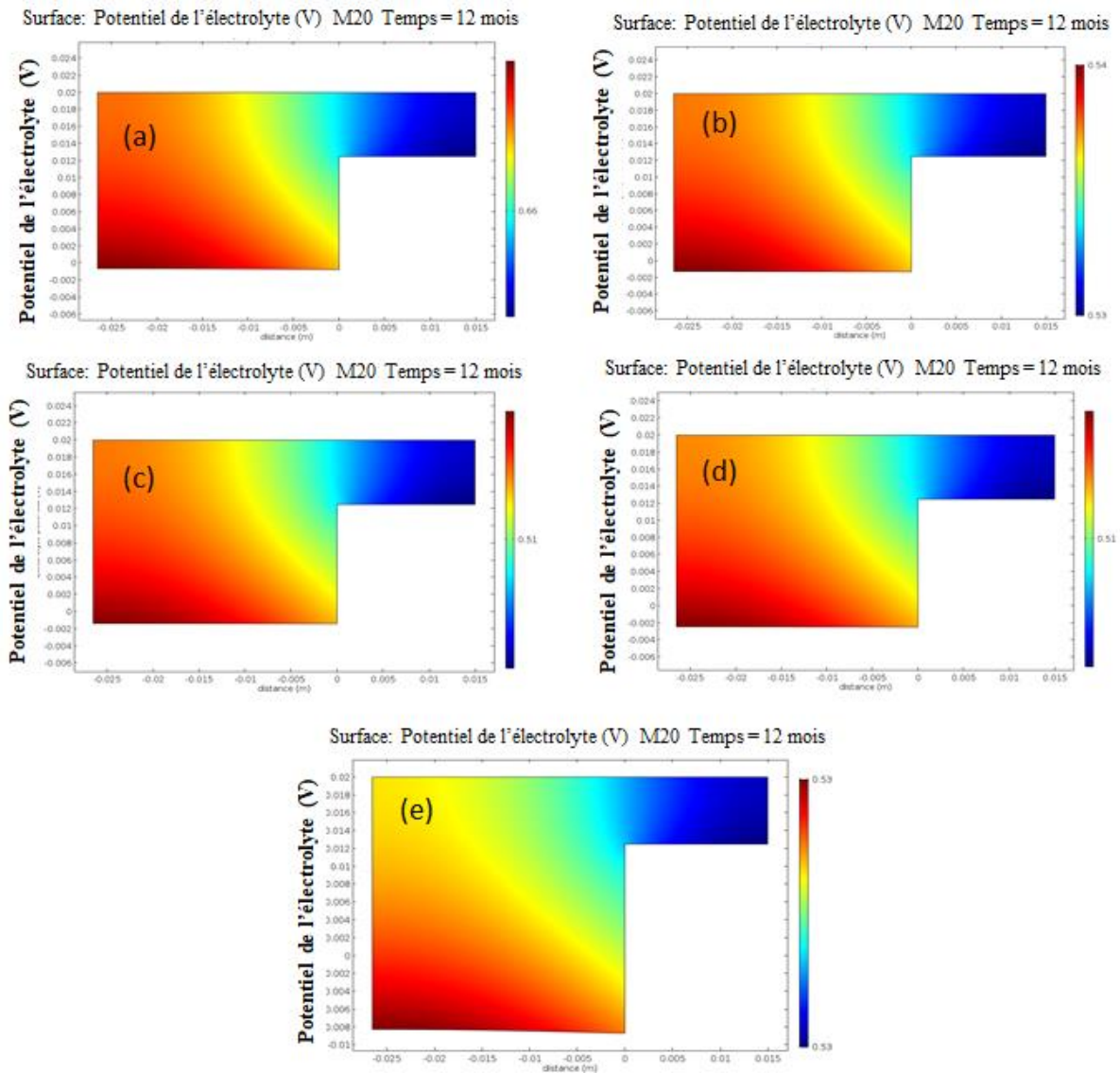


Figure 40: Potentiel de l'électrolyte avec déformation géométrique de SS410/CS, pour un boulon M20, $e=20\text{mm}$ et pendant une durée de 12 mois (a) 0.9%NaCl, (b) 3.5%NaCl, (c) 1M HCl, (d) 2M HCl et (e) 3M HCl

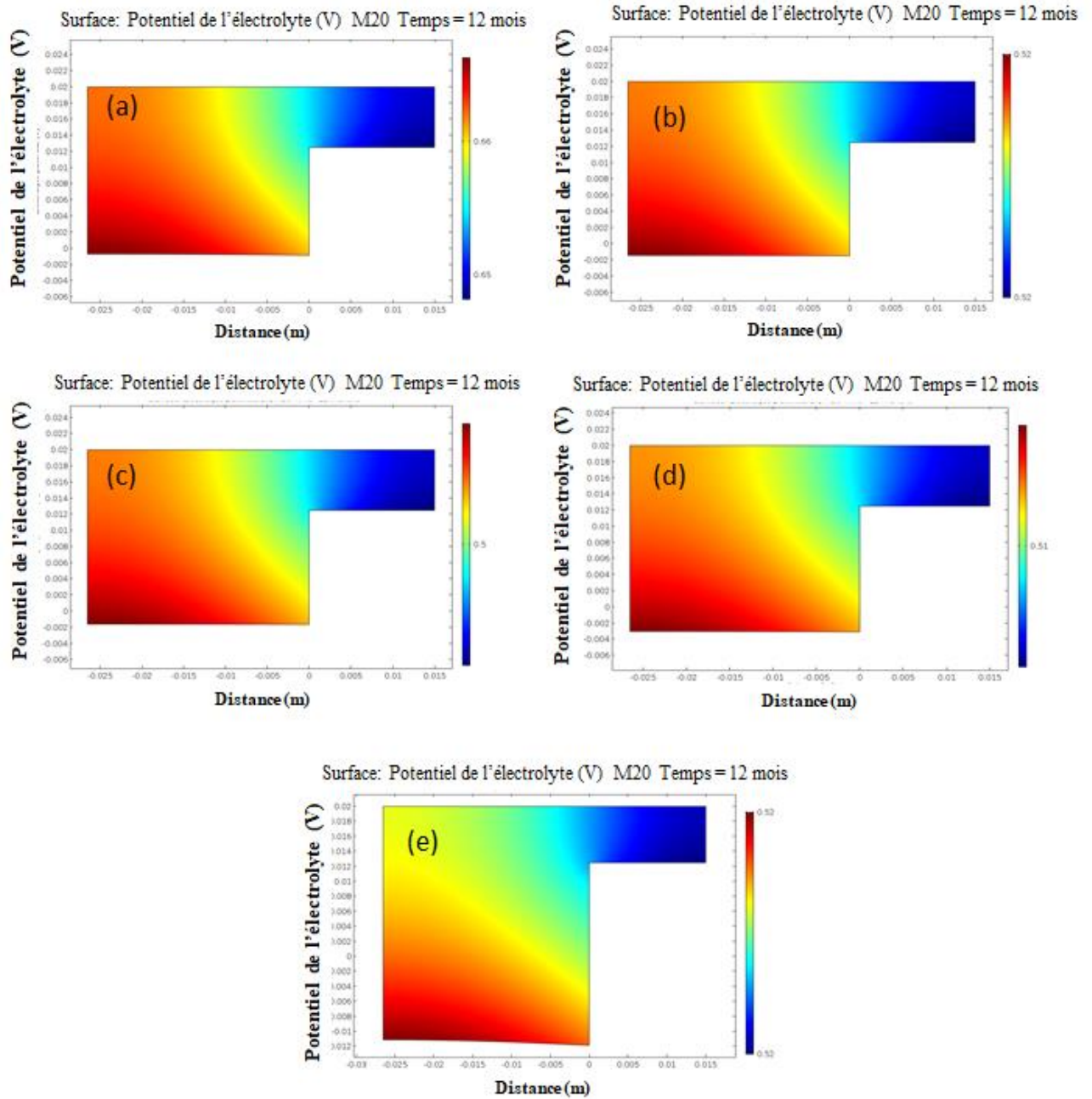


Figure 41: Potentiel de l'électrolyte avec déformation géométrique de SS420/CS, pour un boulon M20, $e=20\text{mm}$ et pendant une durée de 12 mois (a) 0.9%NaCl, (b) 3.5%NaCl, (c) 1M HCl, (d) 2M HCl et (e) 3M HCl

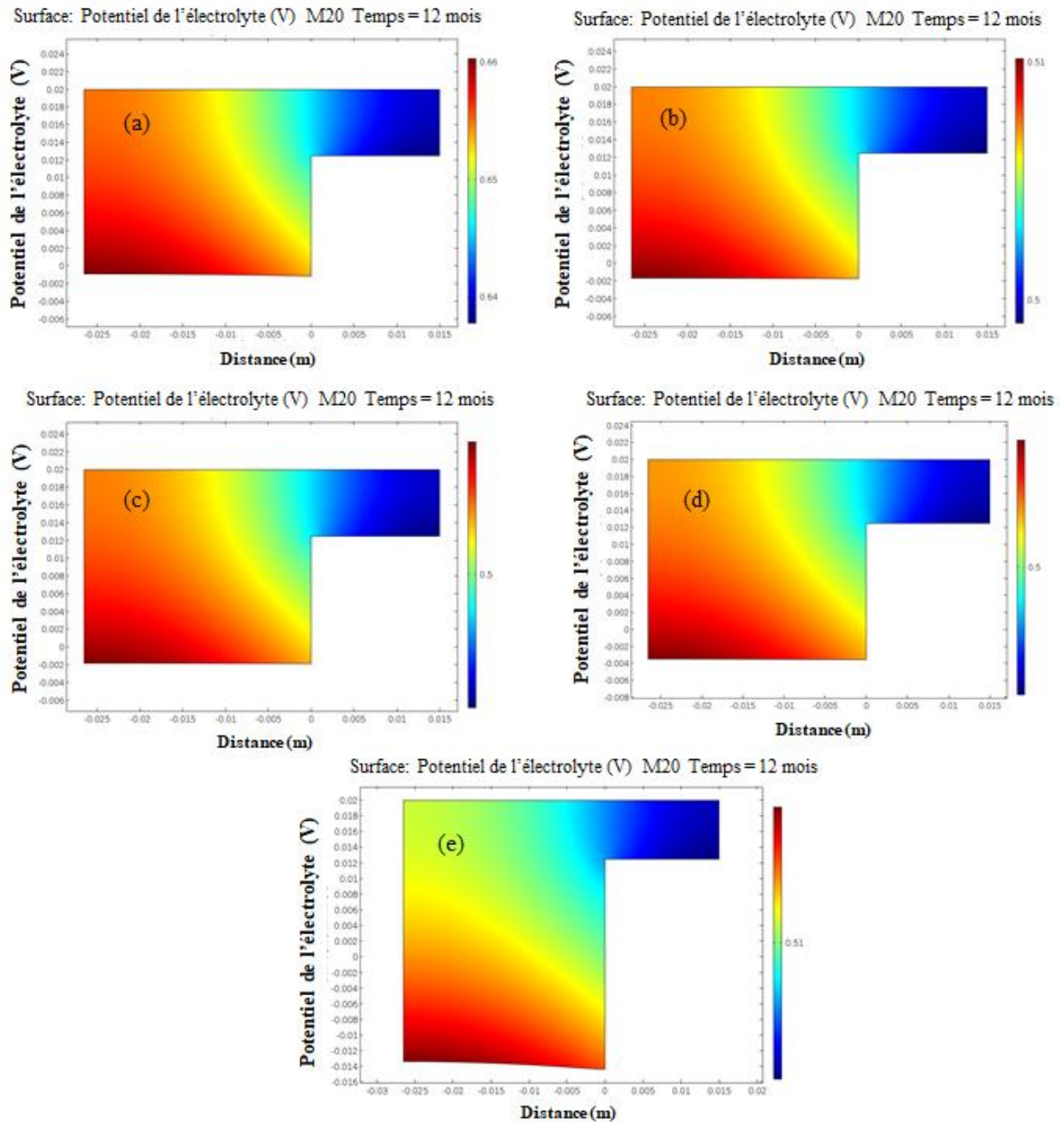


Figure 42: Potentiel de l'électrolyte avec déformation géométrique de SS304L/CS, pour un boulon M20, $e=20\text{mm}$ et pendant une durée de 12 mois (a) 0.9%NaCl, (b) 3.5%NaCl, (c) 1M HCl, (d) 2M HCl et (e) 3M HCl

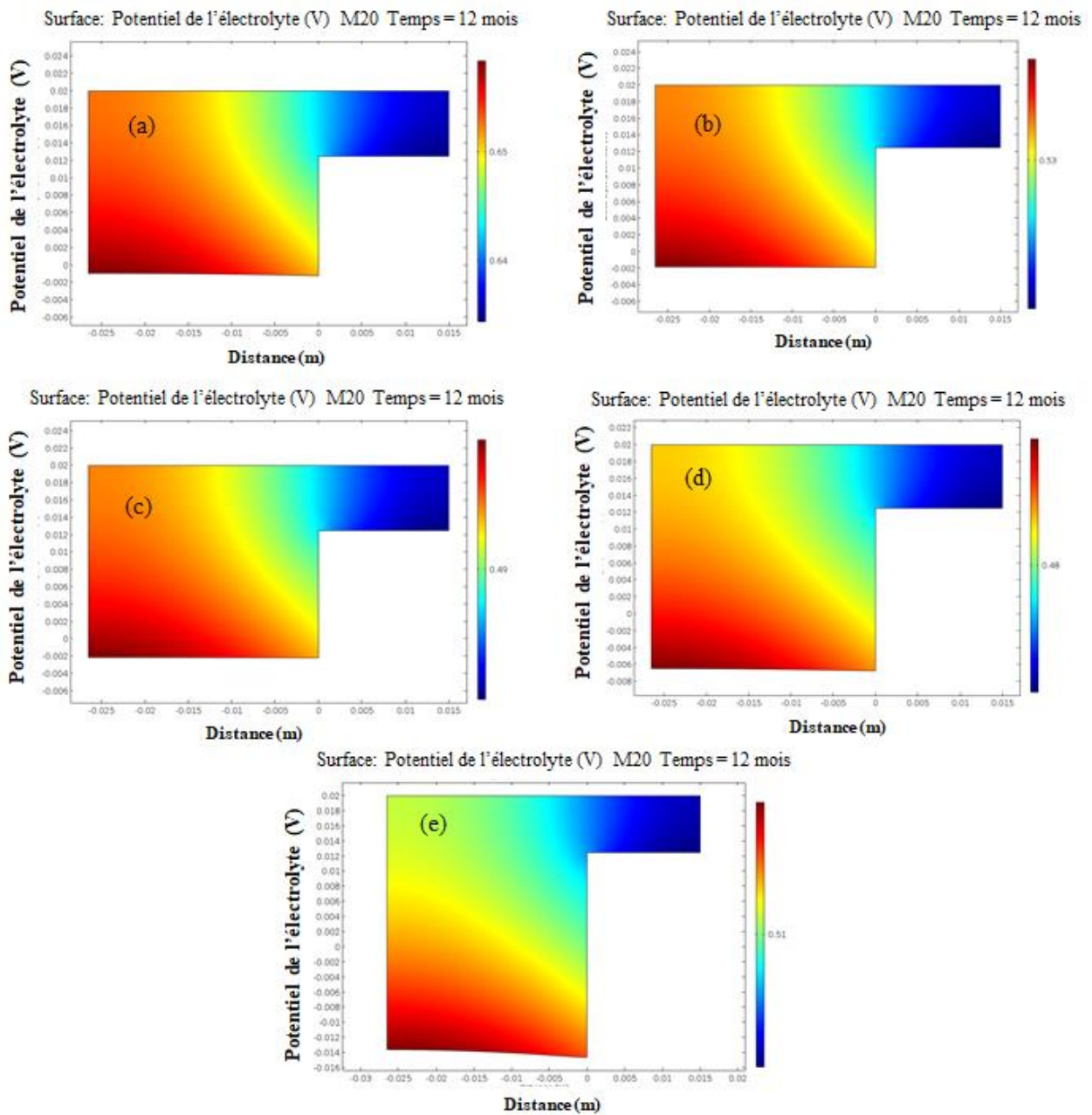


Figure 43: Potentiel de l'électrolyte avec déformation géométrique de SS316L/CS, pour un boulon M20, $e=20\text{mm}$ et pendant une durée de 12 mois (a) 0.9%NaCl, (b) 3.5%NaCl, (c) 1M HCl, (d) 2M HCl et (e) 3M HCl

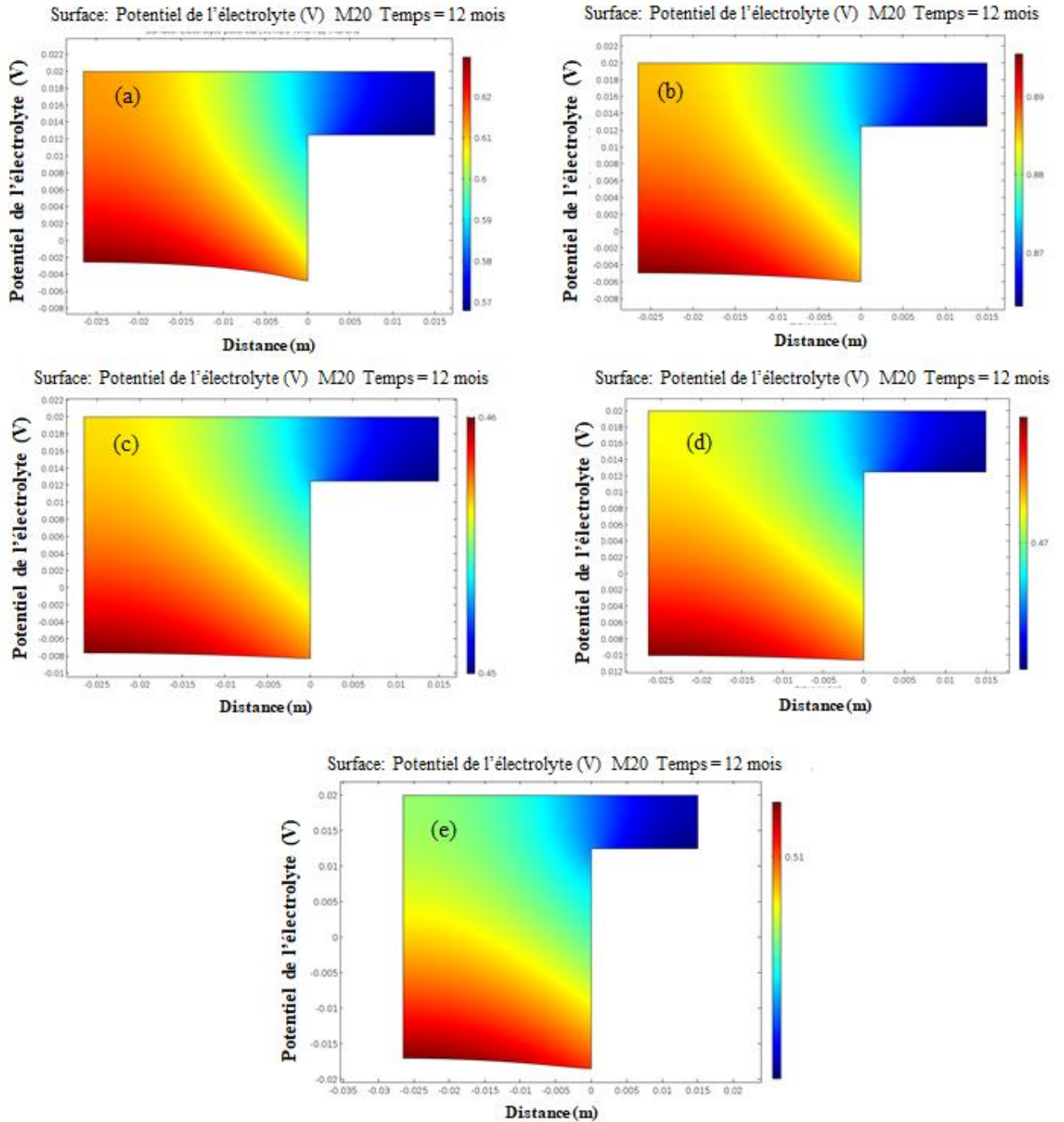


Figure 44: Potentiel de l'électrolyte avec déformation géométrique de SS Duplex/CS, pour un boulon M20, $e=20\text{mm}$ et pendant une durée de 12 mois (a) 0.9%NaCl, (b) 3.5%NaCl, (c) 1M HCl, (d) 2M HCl et (e) 3M HCl

4.2 Taux de corrosion C_R

Le tableau 21 et les figures 45, 46, 47, 48, 49 montrent que la vitesse de corrosion dépend de la conductivité des électrolytes et du matériau du boulon. On voit que la vitesse de corrosion de la plaque d'extrémité augmente si la conductivité augmente:

$$C_R(3M\ HCl) > C_R(2M\ HCl) > C_R(1M\ HCl) > C_R(3.5\%NaCl) > C_R(0.9\%NaCl) \quad (46)$$

Ces valeurs de taux de corrosion dépendent également du matériau du boulon dans chaque couple galvanique, l'acier inoxydable à haute résistance à la corrosion génère un taux de corrosion élevé de la plaque d'extrémité:

$$C_R(\text{duplex SS/CS}) > C_R(\text{SS316L/CS}) > C_R(\text{SS304L/CS}) > C_R(\text{SS420/CS}) > C_R(\text{SS410/CS}) \quad (47)$$

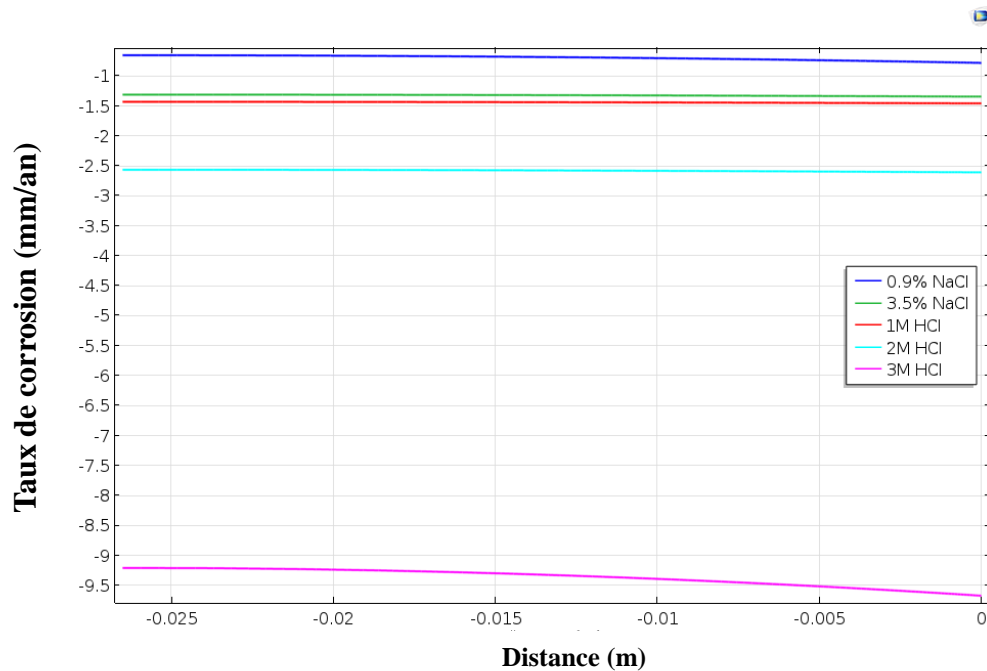


Figure 45: Taux de corrosion de SS410/CS

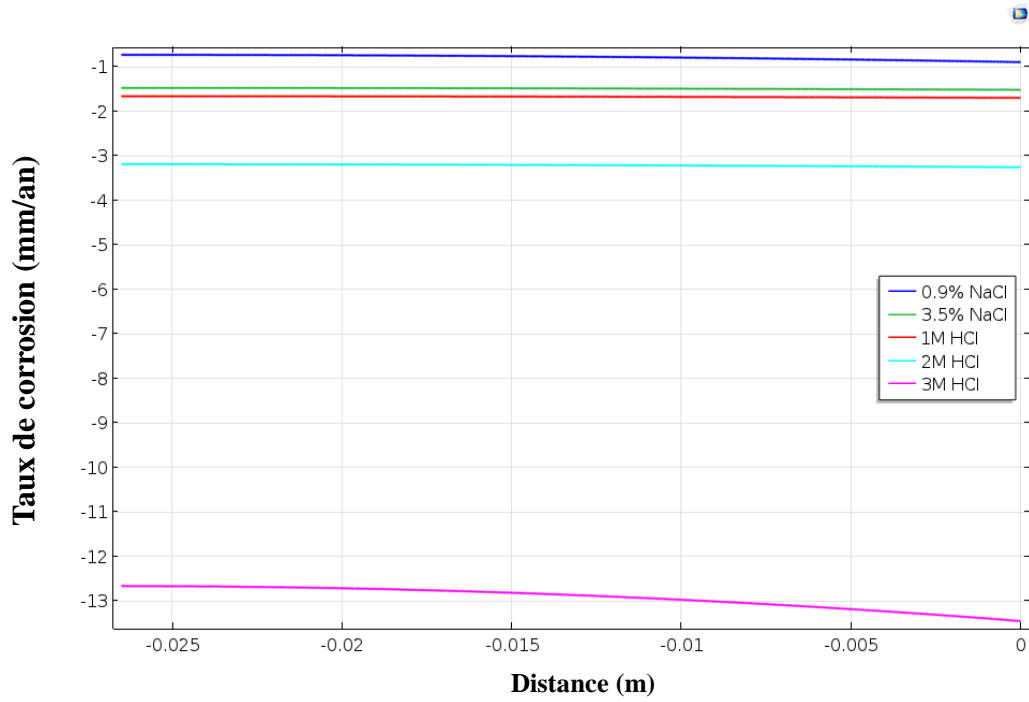


Figure 46: Taux de corrosion de SS420/CS

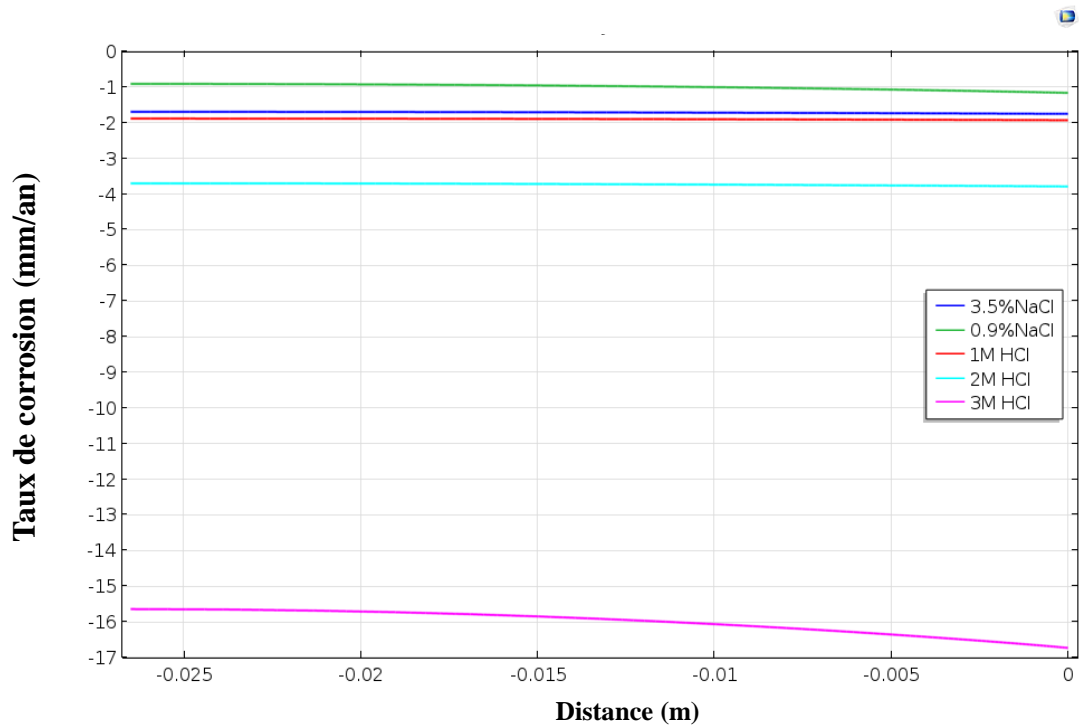


Figure 47: Taux de corrosion de SS304L/CS

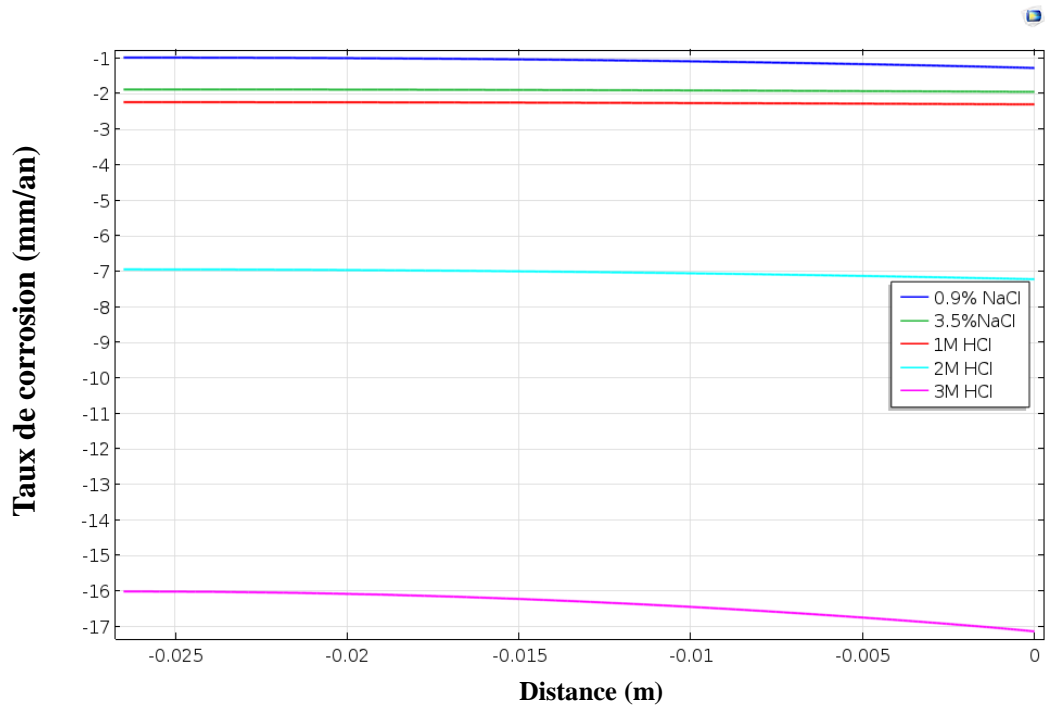


Figure 48: Taux de corrosion de SS316L/CS

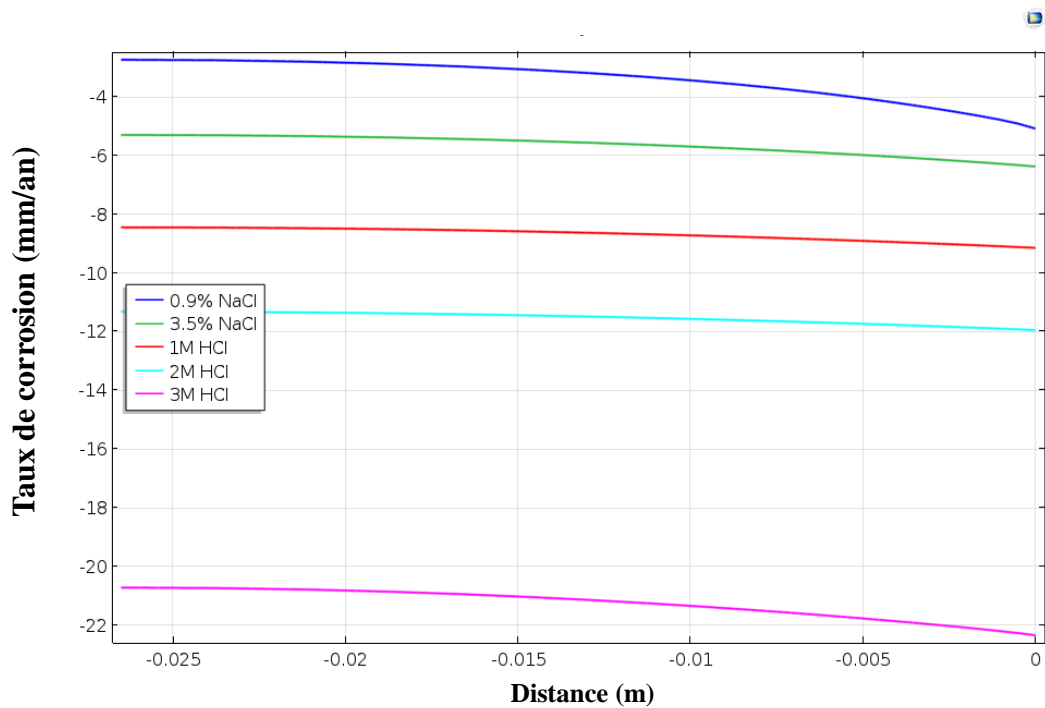


Figure 49: Taux de corrosion de SS Duplex/CS

L'acier inoxydable martensitique, avec une résistance à la corrosion plus faible que l'acier inoxydable austénitique et l'acier inoxydable duplex, génère une vitesse de corrosion inférieure qui varie de 0,78 mm/an à 9,60 mm/an pour le couple galvanique SS410/CS et entre 0,90 mm/an et 13,40 mm/an pour le couple galvanique SS420/CS. Pour l'acier inoxydable austénitique, le taux de corrosion varie de 1,16 mm/an à 16,70 mm/an pour le couple galvanique SS304L/CS et il varie entre 1,27 mm/an et 17,20 mm/an pour le couple galvanique SS316L/CS. L'acier inoxydable duplex génère la vitesse de corrosion maximale qui varie entre 5,10 mm/an et 22,50 mm/an et cela en raison de ses caractéristiques électrochimiques et mécaniques les plus élevées.

Tableau 21: Taux de corrosion en fonction du matériau du boulon et de la conductivité

Acier inoxydable	Couple galvanique	Taux de corrosion C_R de la platine d'extrémité (mm/an)				
		Electrolyte (conductivité)				
		0.9% NaCl (16 mS/cm)	3.5% NaCl (57.5 mS/cm)	1M HCl (332 mS/cm)	2M HCl (563 mS/cm)	3M HCl (713 mS/cm)
Martensitique	SS 410/CS	0.78	1.34	1.45	2.60	9.60
	SS 420/CS	0.90	1.52	1.70	3.30	13.40
Austenitique	SS 304L/CS	1.16	1.75	1.93	3.80	16.70
	SS 316L/CS	1.27	1.94	2.30	7.20	17.20
Duplex	Duplex SS /CS	5.10	6.40	9.20	12.00	22.50

Conclusion

Dans cette deuxième partie du chapitre II, une modélisation par éléments finis cartésiens 2D a été réalisée pour étudier la corrosion galvanique d'un assemblage boulonné poteau-poutre avec platine d'extrémité. L'objectif de cette étude est de mettre en évidence l'impact de la conductivité de l'électrolyte et du matériau sur la vitesse de corrosion de la platine d'extrémité. Cinq matériaux en acier inoxydable (SS410, SS420, SS304L, SS316L et SS Duplex) ont été utilisés pour le boulon (cathode), alors que la platine d'extrémité est en acier au carbone S235 (anode). Les caractéristiques électrochimiques des matériaux ont été extraites de la littérature dans cinq électrolytes (0,9% NaCl, 3,5% NaCl, 1M HCl, 2M HCl et 3M HCl) et elles sont entrées dans le logiciel Comsol Multiphysique pour définir les conditions aux limites nécessaires à la résolution de l'équation de Laplace. Cette étude montre que l'acier inoxydable plus résistant à la corrosion entraîne une augmentation de la vitesse de corrosion C_R de la plaque d'extrémité. Pour les couples galvaniques (SS martensitique/CS et SS austénitique/CS) nous considérons une légère augmentation de la CR puis une augmentation considérable pour le couple SS Duplex/CS qui atteint 5.10 mm/an

(0.9% NaCl), 6.40 mm/an (3.5% NaCl), 9.20 mm/an (1M HCl), 12 mm/an (2M HCl) et 22.50 mm/an (3M HCl).

CR(duplex SS/CS) > CR(SS316L/CS) > CR(SS304L/CS) > CR(SS420/CS) > CR(SS410/CS)

Nous pouvons également remarquer que si la conductivité augmente, la vitesse de corrosion augmente. Cette augmentation de la vitesse de corrosion est faible pour les électrolytes (0,9% NaCl, 3,5% NaCl, 1M HCl, 2M HCl) puis elle devient considérable pour l'électrolyte (3M HCl).

C_R (3M HCl) > C_R (2M HCl) > C_R (1M HCl) > C_R (3.5%NaCl) > C_R (0.9%NaCl)

Ils peuvent atteindre 22,5 mm/an comme pour le couple galvanique duplex SS/CS dans l'électrolyte 3M HCl. La croissance des valeurs des taux de corrosion générera par la suite une diminution progressive de la durée de vie du joint boulonné, ce qui conduira les méthodes de conception de ces assemblages à prendre en compte le type de matériau choisi pour les boulons et la nature de l'environnement afin d'atteindre une durée de vie optimale.

REFERENCES :

- [1] J.W. Oldfield, "Electrochemical theory of galvanic corrosion," in Galvanic Corrosion, H. P. Hack, Ed., pp. 5–22, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, Pa, USA, ASTM STP 978.
- [2] H. P. Hack and J. R. Scully, "Galvanic corrosion prediction using long- and short-term polarization curves," Corrosion, vol. 42, no. 2, pp. 79–90.
- [3] J. F. Yan, S. N. Pakalapati, T. V. Nguyen, and R. E. White, "Mathematical modeling of cathodic protection using the boundary element method with a nonlinear polarization curve," Journal of the Electrochemical Society, vol. 139, no. 7, pp. 1932–1936, 1992.
- [4] L. Lacroix, C. Blanc, N. Pebère, B. Tribollet, and V. Vivier, "Localized approach to galvanic coupling in an aluminummagnesium system," Journal of The Electrochemical Society, vol. 156, no. 8, pp. C259–C265, 2009.
- [5] K. B. Deshpande, "Validated numerical modelling of galvanic corrosion for couples: Magnesium alloy (AE44)-mild steel and AE44-aluminium alloy (AA6063) in brine solution," Corrosion Science, vol. 52, no. 10, pp. 3514–3522, 2010.
- [6] K. B. Deshpande, "Experimental investigation of galvanic corrosion: Comparison between SVET and immersion techniques," Corrosion Science, vol. 52, no. 9, pp. 2819–2826, 2010.
- [7] K. B. Deshpande, "Numerical modeling of micro-galvanic corrosion," Electrochimica Acta, vol. 56, no. 4, pp. 1737–1745, 2011.
- [8] J. X. Jia, G. Song, and A. Atrous, "Experimental measurement and computer simulation of galvanic corrosion of magnesium coupled to steel," Advanced Engineering Materials, vol. 9, no. 1- 2, pp. 65–74, 2007.
- [9] D. Trinh, P. Dauphin Ducharme, U. Mengesha Tefashe, J. R. Kish, and J. Mauzeroll, "Influence of edge effects on local corrosion rate of magnesium alloy/mild steel galvanic couple," Analytical Chemistry, vol. 84, no. 22, pp. 9899–9906, 2012.
- [10] N. Murer, N. Missert, and R. Buchheit, Towards the Modeling of Microgalvanic Corrosion in Aluminum Alloys: the Choice of Boundary Conditions, COMSOL Users Conference, 2008.
- [11] N. Murer, R. Oltra, B. Vuillemin, and O. Neel, "Numerical modelling of the galvanic coupling in aluminium alloys: A discussion on the application of local probe techniques," Corrosion Science, vol. 52, no. 1, pp. 130–139, 2010.
- [12] N. Murer, N. A. Missert, and R. G. Buchheit, "Finite element modeling of the galvanic corrosion of aluminum at engineered copper particles," Journal of The Electrochemical Society, vol. 159, no. 6, pp. C265–C276, 2012.
- [13] Y. Shi and R. G. Kelly, ECS Transactions, 41, 155, 2012.
- [14] W. Sun, G. Liu, L. Wang, T. Wu, and Y. Liu, "An arbitrary Lagrangian-Eulerian model for studying the influences of corrosion product deposition on bimetallic corrosion," Journal of Solid State Electrochemistry, vol. 17, no. 3, pp. 829–840, 2013.
- [15] J. F. Yan, T. V. Nguyen, R. E. White, and R. B. Griffin, "Mathematical modeling of the formation of calcareous deposits on cathodically protected steel in seawater," Journal of The Electrochemical Society, vol. 140, 733 pages, 1993.
- [16] V. G. Artemov, A. A. Volkov, N. N. Sysoev, and A. A. Volkov, "Conductivity of aqueous HCl, NaOH and NaCl solutions: Is water just a substrate?" vol. 109, no. 2, 2015.
- [17] Okba Belahssen. Thesis: Etude comparative du comportement chimique et tribologique des aciers nitrures.
- [18] D. Hochez, "Simulation of corrosion product deposit layer growth on bare magnesium galvanically coupled to aluminum," Journal of The Electrochemical Society, vol. 162, no. 1, pp. C1–C11, 2015.

- [19] K. E. Johnson and J. S. Abbott, "Bimetallic corrosion effects on mild steel in natural environments," *British Corrosion Journal*, vol. 9, no. 3, pp. 171–176.
- [20] Q. Xu, K. Gao, W. Lv, and X. Pang, "Effects of alloyed Cr and Cu on the corrosion behavior of low-alloy steel in a simulated groundwater solution," *Corrosion Science*, vol. 102, pp. 114–124, 2016.
- [21] J. Scully and H. P. Hack, *ASTM STP 978 Galvanic Corrosion*, 136.
- [22] C. Wagner, "Theoretical analysis of the current density distribution in electrolytic cells," *Journal of The Electrochemical Society*, vol. 98, no. 3, pp. 116–128.
- [23] F. J. Presuel-Moreno, H. Wang, M. A. Jakab, R. G. Kelly, and J. R. Scully, "Computational modeling of active corrosion inhibitor release from an Al-Co-Ce metallic coating," *Journal of The Electrochemical Society*, vol. 153, no. 11, Article ID 002611JES, pp. B486–B498, 2006.
- [24] J. S. Lee, M. L. Reed, and R. G. Kelly, "Combining rigorously controlled crevice geometry and computational modeling for study of crevice corrosion scaling factors," *Journal of The Electrochemical Society*, vol. 151, no. 7, pp. B423–B433, 2004.
- [25] E. Kennard and J. T. Waber, "Mathematical Study of Galvanic Corrosion: Equal Coplanar Anode and Cathode with Unequal Polarization Parameters," *Journal of The Electrochemical Society*, vol. 117, no. 7, pp. 880–885.
- [26] J. T. Waber and B. Fagan, "Mathematical Studies on Galvanic Corrosion IV. Influence of Electrolyte Thickness on the Potential and Current Distributions over Coplanar Electrodes Using Polarization Parameters," *Journal of The Electrochemical Society*, vol. 103, no. 1, pp. 64–72.
- [27] J. W. Fu, "Technical note: a finite element analysis of corrosion cells," *Corrosion*, vol. 38, no. 5, pp. 295–296.
- [28] J. T. Waber, "Mathematical Studies of Galvanic Corrosion VI. Limiting Case of Very Thin Films," *Journal of The Electrochemical Society*, vol. 103, no. 10, pp. 567–570.
- [29] P. Doig and P. E. J. Flewitt, "A finite difference numerical analysis of galvanic corrosion for semi-infinite linear coplanar electrodes," *Journal of The Electrochemical Society*, vol. 126, no. 12, pp. 2057–2063.
- [30] E. McCafferty, "Distribution of potential and current in circular corrosion cells having unequal polarization parameters," *Journal of The Electrochemical Society*, vol. 124, no. 12, pp. 1869–1878.
- [31] A. C. West, S. Mayer, and J. Reid, "A superfilling model that predicts bump formation," *Electrochemical and Solid-State Letters*, vol. 4, no. 7, pp. C50–C53, 2001.
- [32] N. Perez, *Electrochemistry and Corrosion Science*, Kluwer Academic Publishers, New York, NY, USA, 2004.
- [33] H.P. Hack (Editor), *Galvanic Corrosion ASTM STP 978*, ASTM, Philadelphia, 1988.
- [34] E. Bardal, R. Johnsen, and P. O. Gartland, "Prediction of Galvanic Corrosion Rates and Distribution by Means of Calculation and Experimental Models," *Corrosion*, vol. 40, no. 12, pp. 628–633, Dec. 1984.
- [35] Nicholas L. Okita. The Correlation Between Conductivity and Corrosion Potential of Solutions in Simulation of an Oil Field Environment. CALIFORNIA STATE SCIENCE FAIR 2009 PROJECT SUMMARY.
- [36] R.S.Dubey, Yogesh Potdar: Corrosion inhibition of 304 stainless steel in sodium chloride by ciprofloxacin and norfloxacin. *Indian Journal of Chemical Technology*, vol.16, july 2009, pp. 334-338
- [37] C. Chukwuma et al : Aqueous corrosion behaviour of TiC-304L stainless steel cermets in a 3.5wt% NaCl solution. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*. doi: 10.1016/j.ijrmhm.2017.04.001

- [38] J. van der Merwe & D. Tharandt: Corrosion resistance of laser clad 304L stainless steel enriched with Ru in hydrochloric acid. *Corrosion Engineering, Science and Technology*. DOI:10.1080/1478422X.2016.1187964
- [39] Changbin Shen : Corrosion Inhibition of 304L Stainless Steel by Dicyclohexyl Thiourea in HCl Solution. *Advanced Materials Research Vols 239-242 (2011) pp 1901-1906*. doi:10.4028/www.scientific.net/AMR.239-242.1901
- [40] A.S. Fouda, A.S. Ellithy : Inhibition effect of 4-phenylthiazole derivatives on corrosion of 304L stainless steel in HCl solution. *Corrosion Science* 51 (2009) 868–875. doi:10.1016/j.corsci.2009.01.011
- [41] Yusuf Kayali et al. : Investigation of Corrosion Behaviors at Different Solutions of Boronized AISI 316L Stainless Steel. ISSN 2070_2051, *Protection of Metals and Physical Chemistry of Surfaces*, 2013, Vol. 49, No. 3, pp. 348–358. DOI: 10.1134/S2070205113030192
- [42] Sanaa T. Arab et al : The Crevice Corrosion of 316L SS Alloy in NaCl Solution at Different Applied Potentials. *Open Journal of Physical Chemistry*, 2014, 4, 52-59. <http://dx.doi.org/10.4236/ojpc.2014.42008>
- [43] Benjamin Krawczyk et al : Corrosion Behavior of Cold Rolled Type 316L Stainless Steel in HCl-Containing Environments. *CORROSION SCIENCE SECTION, NOVEMBER 2017, Vol. 73, No. 11. ISSN 0010-9312 (print), 1938-159X (online)*
- [44] A. S. FOUUDA et al : Inhibitive effect of azine and diazine derivatives on the corrosion of 316L SS in acidic media. *International Journal of Scientific and Engineering Research* · November 2014. DOI: 10.5937/ZasMat1404362F
- [45] Gaguk Jatisukamto et al : Characteristic of AlN Layer Deposited by d.c. Magnetron Sputtering on AISI 410 Steel. *International Journal of Engineering & Technology IJET-IJENS Vol:13 No:02*
- [46] C.X. Li , T. Bell : Corrosion properties of plasma nitride AISI 410 martensitic stainless steel in 3.5% NaCl and 1% HCl aqueous solutions. *Corrosion Science* 48 (2006) 2036–2049. doi:10.1016/j.corsci.2005.08.011
- [47] Roland T. Loto :Study of the corrosion behaviour of S32101 duplex and 410 martensitic stainless steel for application in oil refinery distillation systems. *Journal of materials research and technology*. <http://dx.doi.org/10.1016/j.jmrt.2016.11.001>
- [48] Adelaide Dura, M.Sc : Electrocoagulation for Water Treatment: the Removal of Pollutants using Aluminium Alloys, Stainless Steels and Iron Anodes. Thesis Submitted to the National University of Ireland Maynooth.
- [49] Matjaz Finšgar et al : Polyethyleneimine as a corrosion inhibitor for ASTM 420 stainless steel in near-neutral saline media. *Corrosion Science* 51 (2009) 525–533. doi:10.1016/j.corsci.2008.12.006
- [50] Roland Tolulope Loto et al: Corrosion Resistance Study of Heat Treated 420 Martensitic Stainless Steel and 316 Austenitic Stainless Steel in Dilute Acid Concentrations. *Rev. Téc. Ing. Univ. Zulia*. Vol. 39, N° 7, 30 - 41, 2016. doi:10.21311/001.39.7.04
- [51] S. Kožuh et al : Comparison of the Corrosion Behavior and Surface Morphology of NiTi alloy and Stainless Steels in Sodium Chloride Solution. *J. Min. Metall. Sect. B-Metall.* 52 (1) B (2016) 53 – 61. DOI:10.2298/JMMB150129003K
- [52] Se-fei Yang et al: Effects of chitosan inhibitor on the electrochemical corrosion behavior of 2205 duplex stainless steel. *International Journal of Minerals, Metallurgy and Materials*. Volume 24, Number 11, November 2017, Page 1260. DOI: 10.1007/s12613-017-1518-y
- [53] DIAS KANDIAS et al: Curcuminoid Compounds Isolated from *Curcuma domestica* Val. as Corrosion Inhibitor Towards Carbon Steel in 1% NaCl Solution. *Sains Malaysiana* 40(9)(2011): 1013–1018
- [54] Ebrahim Ghiamati Yazdi et al: Protection of Carbon Steel Corrosion in 3.5% NaCl Medium by Aryldiazonium Grafted Graphene Coatings. *New Journal of Chemistry*. DOI: 10.1039/C7NJ01655G

- [55] A. A. Khadom et al: Electrochemical, Activations and Adsorption Studies for the Corrosion Inhibition of Low Carbon Steel in Acidic Media. Portugaliae Electrochimica Acta 2009, 27(6), 699-712.
DOI: 10.4152/pea.200906699
- [56] A. S. Fouda et al: Quinazolin derivatives as eco-friendly corrosion inhibitors for low carbon steel in 2 M HCl solutions. African Journal of Pure and Applied Chemistry. Vol. 7(5), pp. 198-207, May, 2013.
DOI :10.5897/AJPAC2013.0505

CHAPITRE III :

Modélisation numérique de la résistance structurelle d'un assemblage boulonné.

I- Calcul d'un assemblage boulonné de type poteau poutre selon l'Eurocode 3.

1 Introduction :

L'assemblage étudié dans cette thèse est un assemblage unilatéral de type poteau poutre par platine non débordante. L'assemblage est sans jarret et sans raidisseurs de l'âme du poteau, la figure 50 montre le type de l'assemblage étudié.

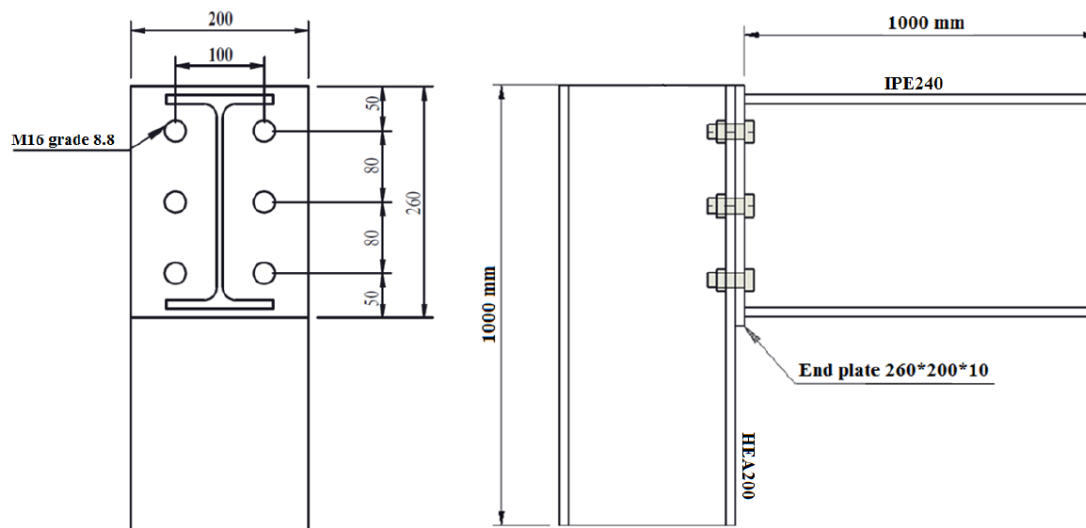


Figure 50: Assemblage poteau-poutre avec platine d'extrémité non débordante et des boulons M16

2 Caractéristiques géométriques :

Les tableaux 22 à 25 représentent les différentes caractéristiques géométriques des éléments de l'assemblage eboulonné.

Tableau 22: Caractéristiques des profilés du poteau (HEA200) et de la poutre (IPE240).

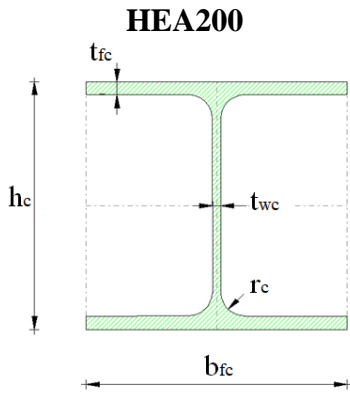
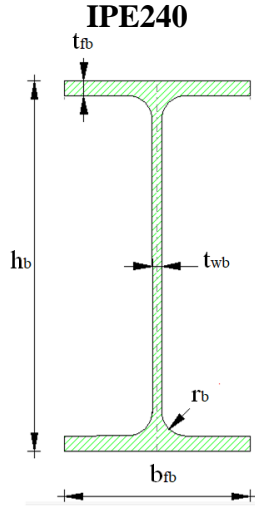
				Désignation
h_c (mm)	190	h_b (mm)	240	Hauteur de la section
b_{fc} (mm)	200	b_{fb} (mm)	120	Largeur de la section
t_{wc} (mm)	7	t_{wb} (mm)	6	Epaisseur de l'âme de la section
t_{fc} (mm)	10	t_{fb} (mm)	10	Epaisseur de l'aile de la section
r_c (mm)	18	r_b (mm)	15	Rayon de congé de la section
A_c (cm ²)	53.83	A_b (cm ²)	39	Aire de la section
I_{xc} (cm ⁴)	3692	I_{xb} (cm ⁴)	3892	Moment d'inertie de la section
S235	($f_{yc} = 235$ MPa)	S235	($f_{yc} = 235$ MPa)	Limite élastique du matériaux

Tableau 23: Caractéristiques géométriques des boulon M16.

Boulons	
$d = 16$ mm	Diamètre du boulon
Classe 8.8	Classe du boulon
$F_{tRd} = 90,43$ kN	Résistance du boulon à la traction
$n_h = 2$	Nombre de colonnes des boulons
$n_v = 3$	Nombre de rangées des boulons
$h_l = 50$ mm	Pince
$e = 100$ mm	Pas horizontale
$p = 80$ mm	Pas verticale

Tableau 24: Caractéristiques géométriques de la platine.

Platine d'extrémité	
$h_p = 260$ mm	Hauteur de la platine
$b_p = 200$ mm	Largeur de la platine
$t_p = 10$ mm	Epaisseur de la platine
S235 ($f_{yc} = 235$ MPa)	Matériaux de la platine

Tableau 25: Dimensions de la soudure d'angle.

Soudure d'angle	
$a_w = 5$ mm	Soudure âme
$a_f = 7$ mm	Soudure semelle

3 Efforts appliqués sur l'assemblage :

Le calcul à l'état limite ultime de l'assemblage boulonné a donné, au niveau de la poutre droite, les résultats suivants : un moment fléchissant $M_{b1,Ed} = 13,42$ [kN*m], un effort tranchant $V_{b1,Ed} = 18,88$ [kN] et un effort axial $N_{b1,Ed} = -5,29$ [kN]. Au niveau du poteau, les résultats de calcul ont abouti aux résultats suivants : un moment fléchissant $M_{c1,Ed} = 13,42$ [kN*m], un effort tranchant $V_{c1,Ed} = 5,29$ [kN] et un effort axial $N_{c1,Ed} = -18,88$ [kN].

4 Résistances de la poutre :

4.1 Compression :

La résistance de calcul de la section à la compression est :

$$N_{cb,Rd} = \frac{A_b f_{yb}}{g_{M0}} \quad (48)$$

$$N_{cb,Rd} = 919,23 \text{ [kN]} \quad (49)$$

Avec $A_b = 39,12 \text{ cm}^2$ Aire de la section

4.2 Cisaillement :

La résistance de calcul de la section au cisaillement est :

$$V_{cb,Rd} = \frac{A_{vb} \left(\frac{f_{yb}}{\sqrt{3}} \right)}{g_{M0}} \quad (50)$$

$$V_{cb,Rd} = 259,74 \text{ kN} \quad (51)$$

$A_{vb} = 19,14 \text{ cm}^2$ Aire de la section au cisaillement

4.3 Flexion - MOMENT PLASTIQUE :

Résistance plastique de la section à la flexion (sans renforts)

$$M_{b,pl,Rd} = \frac{W_{plb} f_{yb}}{g_{M0}} \quad (52)$$

$W_{plb} = 366,68 \text{ [cm}^3\text{]}$ Facteur plastique de la section

$$M_{b,pl,Rd} = 86,17 \text{ [kN.m]} \quad (53)$$

4.4 Flexion au contact de la plaque avec l'élément assemblé :

La résistance de calcul de la section à la flexion est :

$$M_{cb,Rd} = \frac{W_{pl} f_{yb}}{g_{M0}} \quad (54)$$

Avec $W_{pl} = 366,68 \text{ cm}^3$ Facteur plastique de la section

$$M_{cb,Rd} = 86,17 \text{ kN.m} \quad (55)$$

4.5 Aile et âme en compression :

La résistance de l'aile et de l'âme comprimées :

$$F_{c,fb,Rd} = \frac{M_{cb,Rd}}{h_f} \quad (56)$$

La résistance de calcul de la section à la flexion :

$$M_{cb,Rd} = 86,17 \text{ kN.m} \quad (57)$$

Distance entre les centres de gravité des ailes :

$$h_f = h_b - t_{fb} = 230 \text{ mm} \quad (58)$$

D'où :

$$F_{c,fb,Rd} = 374,32 \text{ kN} \quad (59)$$

5 Résistances du poteau

5.1 Panneau d'âme en cisaillement

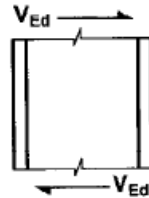


Figure 51: Panneau d'âme de poteau en cisaillement.

Le moment fléchissant dans la poutre droite est :

$$M_{b1,Ed} = 13,42 \text{ kN.m} \quad (60)$$

Le moment fléchissant dans la poutre gauche est :

$$M_{b2,Ed} = 0 \text{ kN.m} \quad (61)$$

L'effort tranchant dans le poteau inférieur est :

$$V_{c1,Ed} = 5,29 \text{ kN} \quad (62)$$

L'effort tranchant dans le poteau supérieur est :

$$V_{c2,Ed} = 0 \text{ kN} \quad (63)$$

Le bras de levier est :

$$z = 155 \text{ mm} \quad (64)$$

L'effort appliqué sur le panneau d'âme en cisaillement :

$$V_{wp,Ed} = \frac{M_{b1,Ed} - M_{b2,Ed}}{z} - \frac{V_{c1,Ed} - V_{c2,Ed}}{2} \quad (65)$$

$$V_{wp,Ed} = 83,88 \text{ kN} \quad (66)$$

La résistance du panneau d'âme au cisaillement est :

$$V_{wp,Rd} = 0,9 \cdot \frac{f_{y,wc} A_{vc}}{\sqrt{3} g_{M0}} \quad (67)$$

Avec $A_{vc} = 18,08 \text{ cm}^2$ est l'aire de la section au cisaillement du poteau.

D'où :

$$V_{wp,Rd} = 220,79 \text{ kN} \quad (68)$$

La condition de résistance est vérifiée :

$$\frac{V_{wp,Ed}}{V_{wp,Rd}} = 0.38 < 1 \quad (69)$$

5.2 Ame en compression transversale - niveau de l'aile inférieure de la poutre :

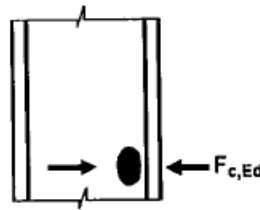


Figure 52: Cisaillement de l'âme du poteau

➤ Pression diamétrale :

L'épaisseur efficace de l'âme du poteau est $t_{wc} = 7 \text{ mm}$, la largeur efficace de l'âme à la compression est $b_{eff,c,wc} = 190 \text{ mm}$, l'aire de la section au cisaillement est $A_{vc} = 18,08 \text{ cm}^2$, le coefficient réducteur pour l'interaction avec le cisaillement est $w = 0,79$, la contrainte de compression maximale dans l'âme est $S_{com,Ed} = 27,86 \text{ MPa}$ et le coefficient réducteur dû aux contraintes de compression est $k_{wc} = 1$.

La résistance de l'âme du poteau est :

$$F_{c,wc,Rd1} = \frac{w k_{wc} b_{eff,c,wc} t_{wc} f_{yc}}{g_{M0}} \quad (70)$$

- Pour une attache boulonnée par platine d'about :

$$b_{\text{eff},c,wc} = t_{fb} + 2\sqrt{2}a_p + 5(t_{fc} + s) + s_p \quad (71)$$

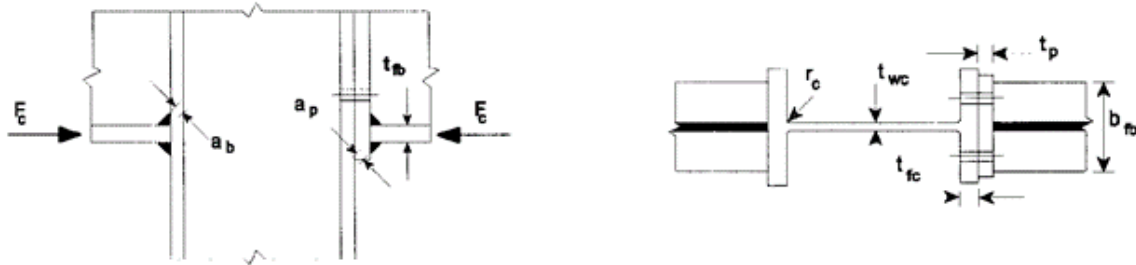


Figure 53: Dimensions pour calcul de $b_{\text{eff},c,wc}$

D'où

$$F_{c,wc,Rd1} = 228,68 \text{ KN} \quad (72)$$

5.3 Ame en traction transversale - niveau de l'aile inferieure de la poutre :

➤ Pression diamétrale :

L'épaisseur efficace de l'âme du poteau est $t_{wc} = 7 \text{ mm}$, la largeur efficace de l'âme à la compression est $b_{\text{eff},c,wc} = 190 \text{ mm}$, l'aire de la section au cisaillement est $A_{vc} = 18,08 \text{ cm}^2$, le coefficient réducteur pour l'interaction avec le cisaillement est $w = 0,79$, la contrainte de compression maximale dans l'âme est $s_{\text{com,Ed}} = 27,86 \text{ MPa}$ et le coefficient réducteur dû aux contraintes de compression est $k_{wc} = 1$.

La résistance de l'âme du poteau est :

$$F_{c,wc,Rd1} = \frac{wk_{wc}b_{\text{eff},c,wc}t_{wc}f_{yc}}{g_{M0}} \quad (73)$$

$$F_{c,wc,Rd1} = 228,68 \text{ KN} \quad (74)$$

6 Calcul de l'assemblage :

6.1 Résistance de l'assemblage à la compression :

La résistance de l'assemblage à la compression est :

$$N_{j,Rd} = \text{Min}(N_{cb,Rd}, 2F_{c,wc,Rd,low}, 2F_{c,wc,Rd,upp}) \quad (75)$$

$$N_{j,Rd} = 441,72 \text{ KN} \quad (76)$$

La condition de résistance est vérifiée :

$$\frac{N_{b1,Ed}}{N_{j,Rd}} = 0,01 < 1 \quad (77)$$

6.2 Résistance de l'assemblage à la flexion :

La résistance du boulon à la traction est :

$$F_{t,Rd} = 90,43 \text{ KN} \quad (78)$$

La résistance du boulon au cisaillement au poinçonnement est :

$$B_{p,Rd} = 132,10 \text{ KN} \quad (79)$$

6.3 Résistance de l'assemblage à la flexion $M_{j,Rd}$.

L'assemblage boulonné est constitué de trois rangées de boulons dont les efforts appliqués sont représentés au tableau suivant :

Tableau 26: Efforts appliqués sur les rangées des boulons.

N_r	h_j	$F_{tj,Rd}$
1	195	106,02
2	115	17,47
3	35	65,38

Où :

- $F_{tj,Rd}$ est la résistance de calcul à la traction efficace de la rangée de boulons r ;
- h_j est la distance entre la rangée de boulons r et le centre de compression ;

• j est le numéro de rangée de boulons.

Le moment résistant à la flexion est :

$$M_{j,Rd} = \sum h_j F_{tj,Rd} \quad (80)$$

$$M_{j,Rd} = 24,99 \text{ KN.m} \quad (81)$$

La résistance à la flexion de l'assemblage est vérifiée :

$$M_{b1,Ed} = 13,42 \text{ kN.m} < M_{j,Rd} = 24,99 \text{ KN.m} \quad (82)$$

➤ **Rigidité de l'assemblage :**

- $t_{wash} = 4 \text{ [mm]}$ Epaisseur de la plaquette.
- $h_{head} = 12 \text{ [mm]}$ Hauteur de la tête du boulon.
- $h_{nut} = 16 \text{ [mm]}$ Hauteur de l'écrou du boulon.
- $L_b = 42 \text{ [mm]}$ Longueur du boulon.
- $k_{10} = 6 \text{ [mm]}$ Coefficient de rigidité des boulons.

Tableau 27: Rigidité des rangées de boulons.

N_r	h_j	k_3	k_4	k_5	k_{10}	$k_{eff,j}$	$k_{eff,j} \times h_j$	$k_{eff,j} \times h_j^2$
1	195	2	2	3	6	0,66	128,70	25096,50
2	115	2	2	1	6	0,46	52,90	6083,50
3	35	2	2	2	6	0,60	21,00	735,00

Coefficient de rigidité efficace :

$$k_{eff,j} = \frac{1}{\sum_i \frac{1}{k_{i,j}}} \quad (83)$$

Bras de levier équivalent :

$$z_{eq} = \frac{\sum_j k_{eff,j} \times h_j^2}{\sum_j k_{eff,j} \times h_j} = 158mm \quad (84)$$

Coefficient de rigidité équivalent du système de boulons :

$$k_{eq} = \frac{\sum_j k_{eff,j} h_j}{z_{eq}} = \frac{202,6}{158} = 1,3 \text{ mm} \quad (85)$$

$A_{vc} = 18,08$ [cm²] : Aire de la section au cisaillement

$b = 1$: Paramètre de transformation

$z = 155$ [mm] : Bras de levier

$k_1 = 4$ [mm] : Coefficient de rigidité du panneau d'âme du poteau en cisaillement.

$b_{eff,c,wc} = 180$ [mm] Largeur efficace de l'âme à la compression .

$t_{wc} = 7$ [mm] Epaisseur efficace de l'âme du poteau

$d_c = 170$ [mm] Hauteur de l'âme comprimée

Le coefficient de rigidité du panneau d'âme du poteau en compression est :

$$k_2 = \frac{0,7 b_{eff,c,wc} t_{wc}}{d_c} = 5mm \quad (86)$$

La rigidité en rotation initiale est donnée par la formule suivante :

$$S_{j,ini} = \frac{E z_{eq}^2}{\sum_i k_i} = \frac{E z_{eq}^2}{\left(\frac{1}{k_1} + \frac{1}{k_2} + \frac{1}{k_{eq}} \right)} = 4297 \text{ KN.m} \quad (87)$$

La classification de l'assemblage par rigidité est :

- Rigidité de l'assemblage rigide :

$$S_{j,rig} = \frac{k_b EI_b}{L_b} \quad (88)$$

Avec :

$k_b=8$ pour les ossatures contreventées où le déplacement horizontal est réduit d'au moins de 80%.

$L_b=6m$ (longueur de la poutre)

$I_b=3891,43 \text{ cm}^4$ (moment quadratique de la poutre)

$E=2,1.10^5 \text{ MPa}$ (module de Young)

$$S_{j,rig} = 10896,56 \text{ KN.m} \quad (89)$$

- Rigidité de l'assemblage articulé :

$$S_{j,pin} = \frac{0,5EI_b}{L_b} = 681,04 \text{ KN.m} \quad (90)$$

$$S_{j,pin} = 681,04 \text{ KN.m} \leq S_{j,ini} = 4297 \text{ KN.m} \leq S_{j,rig} = 10896,56 \text{ KN.m} \quad (91)$$

D'où il s'agit d'un assemblage semi rigide satisfaisant vis-à-vis de la norme.

II- Modélisation par élément finis de la capacité structurelle des éléments d'un assemblage boulonné de type poteau poutre avec platine d'extrémité.

1 Introduction :

Les dommages dus à la corrosion sont l'un des problèmes les plus courants pour tous les types de structures en acier. Ces dommages peuvent entraîner une augmentation des contraintes, une modification des propriétés géométriques et une réduction des propriétés de la section transversale de l'élément, comme le module de section ou l'augmentation du coefficient d'élanement [1]. Des millions de dollars sont dépensés dans le monde entier pour la réparation et la réhabilitation des structures en acier qui sont exposées à un environnement corrosif sévère. Il est donc d'autant plus important de comprendre les différentes formes de corrosion et leurs effets sur les éléments de structure en acier. Il est évident que la perte d'épaisseur (détérioration due à la corrosion) dans les ailes ou l'âme d'une poutre en I ou dans l'épaisseur des platines d'extrémité entraîne une perte des propriétés de la section transversale qui peut finalement conduire à la réduction de la capacité de charge de l'élément.

La platine d'extrémité dans les assemblages boulonnés poteau-poutre est considérée comme l'un des éléments les plus importants qui assurent la résistance de ce type d'assemblage boulonné. Cependant, la corrosion de la platine d'extrémité peut provoquer l'instabilité de l'assemblage et, par la suite, de grandes déformations et de grands déplacements peuvent apparaître sur l'ensemble de la structure. Suite aux charges appliquées à l'assemblage et aux pertes de masse de la platine d'extrémité corrodée, la fissuration par corrosion sous contrainte (CSC) aura lieu, provoquant une augmentation des contraintes et des déformations dans les zones de concentration des contraintes (zone de contact entre la tête du boulon et la surface de la platine d'extrémité) comme le montre la figure 54.



Figure 54: Dommages dû à la corrosion d'une platine d'extrémité.

Le choix de l'alliage de fixation approprié est l'une des considérations les plus importantes pour annuler les effets de la fissuration par corrosion sous contrainte. Il est relativement simple de choisir un élément de fixation présentant une résistance adéquate et une bonne résistance (générale) à la corrosion. Toutefois, il est important de connaître le type particulier de problèmes de corrosion sous contrainte qui peuvent se poser dans l'application pour obtenir un matériau de fixation résistant. Dans certains environnements, il peut être nécessaire de choisir un matériau qui subira une certaine corrosion générale, car la corrosion générale est visuellement évidente et, avec une maintenance préventive appropriée, la corrosion générale peut être vue et les fixations seront remplacées si nécessaire. En revanche, la fissuration par corrosion sous contrainte est rarement visible à l'œil nu et se produit souvent sans avertissement. Lorsqu'elle se produit, une défaillance catastrophique peut se produire [2].

Dans cette étude, quatre assemblages boulonnés entre une poutre et un poteau ont été étudiés. Le premier est un assemblage non corrodé, le second est un assemblage corrodé dans un électrolyte 0,9% NaCl, le troisième est corrodé dans un électrolyte 1M HCl et le dernier est corrodé dans 2M HCl (Figure 55). La modélisation par éléments finis est réalisée sous Comsol Multiphysics, l'objectif principal est de vérifier la résistance mécanique des assemblages corrodés en comparant les résultats obtenus pour les assemblages corrodés avec ceux de l'assemblage non corrodé.

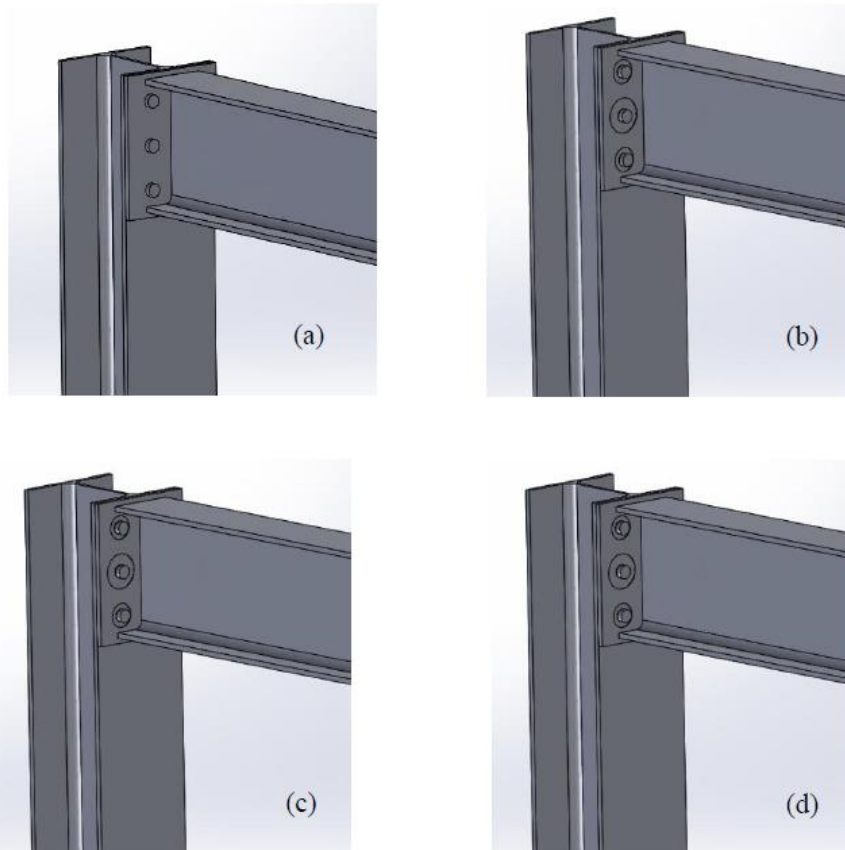


Figure 55: Assemblage poteau-poutre avec platine d'extrémité (a) non corrodé (b) corrodé dans 0.9%NaCl (c) corrodé dans 1M HCl (d) corrodé dans 2 M HCl

2 Géométrie et matériaux :

2.1 Géométrie

L'assemblage boulonné est de type poteau-poutre avec une platine d'extrémité non débordante et six boulons. Il s'agit d'un assemblage semi-rigide entre un poteau HEA200 et une poutre IPE240 avec des boulons M16, les caractéristiques géométriques de cet assemblage sont listées dans le tableau 28.

Tableau 28: Caractéristiques géométriques du poteau et de la poutre.

	Hauteur (mm)	Largeur (mm)	Épaisseur de l'âme (mm)	Épaisseur des ailes (mm)
Poteau (HEA200)	190	200	6.5	10
Poutre (IPE240)	240	120	6.2	9.8

Le premier assemblage n'est pas corrodé et sera considéré comme une référence lors de l'analyse mécanique. Les dimensions de la platine d'extrémité et la répartition des boulons sont données dans la Figure 50. Les trois autres assemblages sont corrodés au niveau de la zone de contact entre la tête du boulon et la platine d'extrémité (Figure 56). La surface projetée de la

zone corrodée est la même pour les trois assemblages, la différence entre les assemblages corrodés réside dans la profondeur de la zone corrodée.

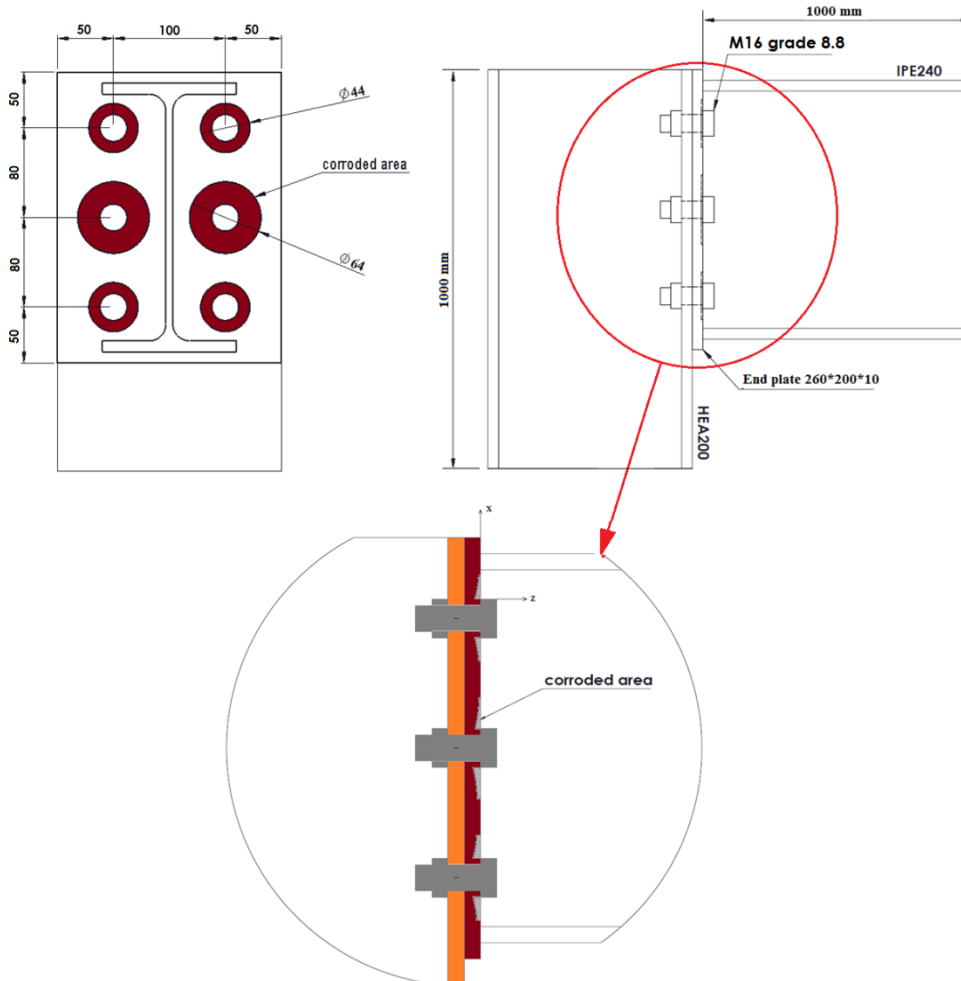
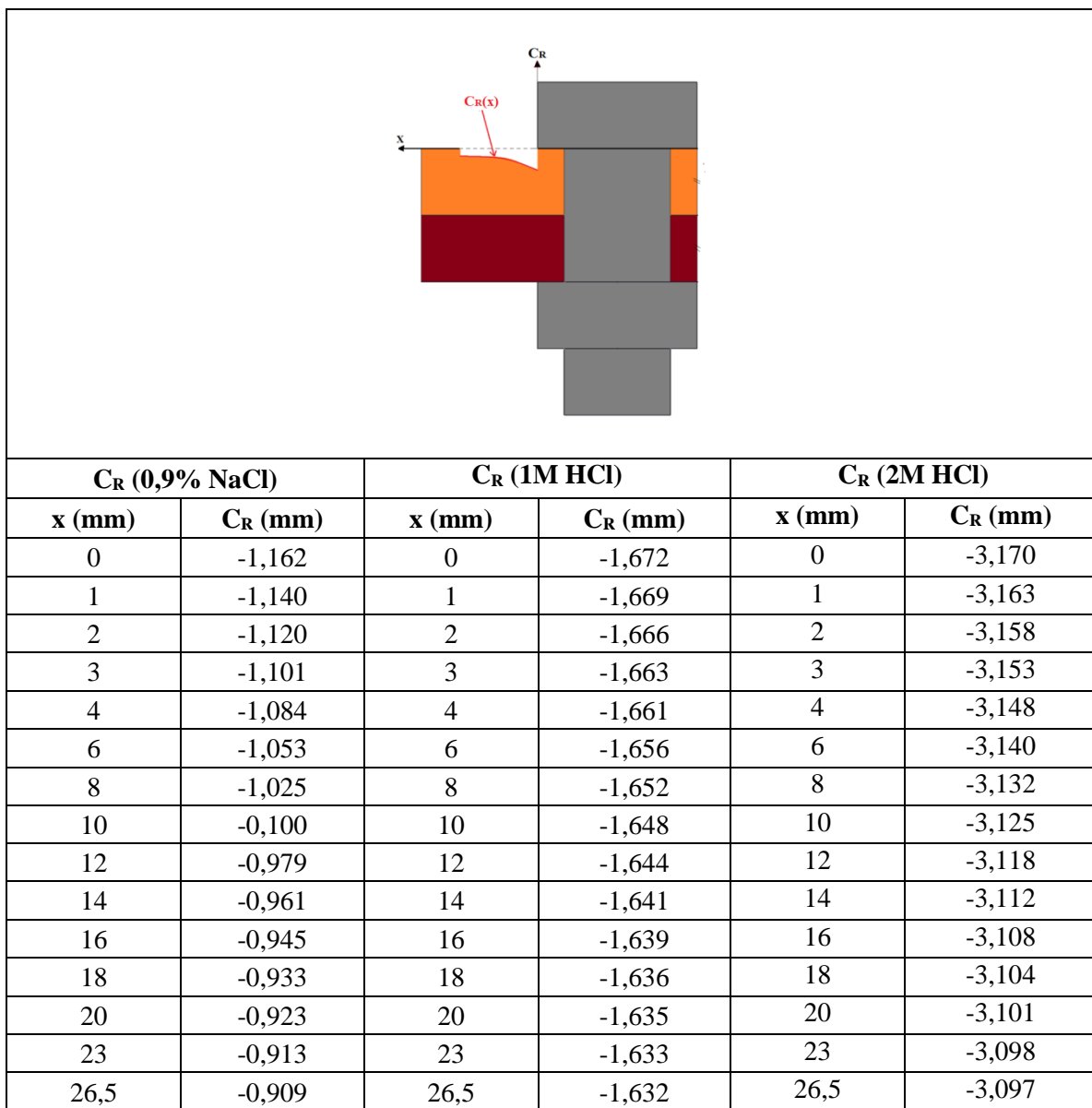


Figure 56: Assemblage corrodé.

2.2 Géométrie de la zone corrodée :

La courbe de la zone corrodée $C_R(x)$ est obtenue à partir des résultats d'une analyse électrochimique de la corrosion galvanique entre des boulons M16 en acier inoxydable 304L et une platine d'extrémité en acier S235JR [3]. L'étude est réalisée sur trois électrolytes : 0,9% NaCl, 1M HCl et 2M HCl pour calculer le taux de corrosion C_R de la platine d'extrémité considérée comme l'anode sur une distance de 26,5 mm. Le tableau 29 donne les valeurs du taux de corrosion C_R en fonction de la distance x , ces valeurs sont maximales au niveau de la zone de contact entre la tête du boulon et la platine d'extrémité et diminuent lorsqu'on s'éloigne de cette zone.

Tableau 29: Valeurs du taux de corrosion de la platine d'extrémité dans 0.9%NaCl, 1M HCl et 2M HCl.



2.3 Propriétés des matériaux :

Pour tous les éléments (poutre, poteau et platine d'extrémité) de l'assemblage, la même propriété globale de l'acier (S235 JR) est utilisée. Le module de Young est supposé être égal à 210000 MPa et le coefficient de Poisson est supposé être égal à 0,3. Le matériau des boulons M16 utilisé dans cette étude est l'acier inoxydable SS304L. Les matériaux sont modélisés comme un matériau élastique-plastique isotrope en traction et en compression. La limite d'élasticité et la résistance à la traction ultime des matériaux sont indiquées dans le tableau 30.

Tableau 30: Caractéristiques mécaniques des matériaux de l'assemblage boulonné.

	Matériau	Résistance élastique (MPa)	Résistance ultime (MPa)	Allongement minimal (%)
Poutre, poteau et platine d'extrémité	S235JR	235	360	26
Boulons	SS 304L	210	564	40

3 Modélisation par élément finis :

3.1 Maillage

Une modélisation 3D par éléments finis a été réalisée à l'aide du logiciel Comsol Multiphysics afin de prédire le comportement de l'assemblage boulonné. La modélisation des assemblages corrodés doit prendre en compte la concentration de contraintes localisée dans la surface corrodée. Cette zone corrodée de l'assemblage fera l'objet de l'étude pour vérifier sa résistance par rapport à l'assemblage non corrodé. Les éléments de maillage utilisés sont de type tétraédrique avec 4 nœuds pour tous les éléments de l'assemblage. La densité du maillage sera plus fine aussi bien dans les trous de la platine d'extrémité que dans ceux des ailes du poteau, dans les boulons et dans la zone corrodée de la platine d'extrémité afin d'obtenir une bonne convergence des résultats dans ces zones (Figures 57-60).

Le poteau considéré comme un domaine rigide peut avoir un maillage très grossier sur toutes les frontières planes, cependant les frontières de contact devront toujours être maillées finement. La partie rigide doit être la source dans la paire de contacts. Le maillage sur les frontières des domaines déformables devra être suffisamment fin pour donner une bonne résolution de la zone de contact et de l'état de contrainte.

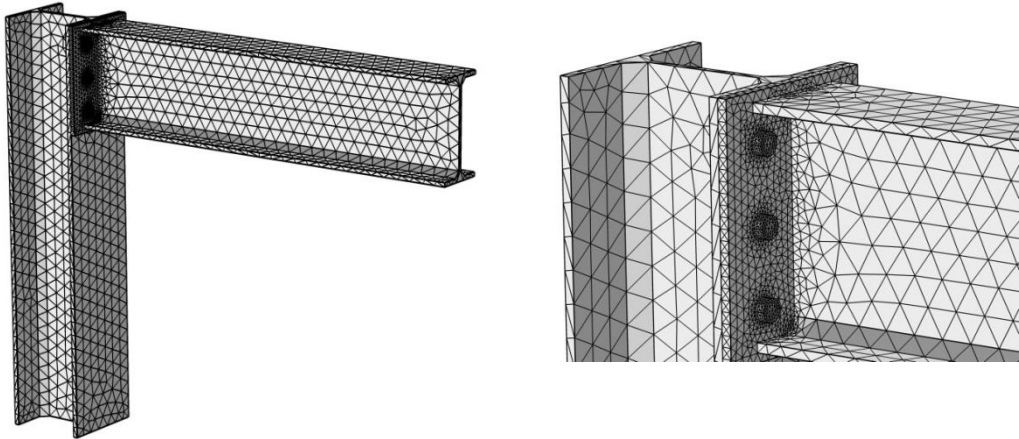


Figure 57: Maillage de l'assemblage non corrodé.

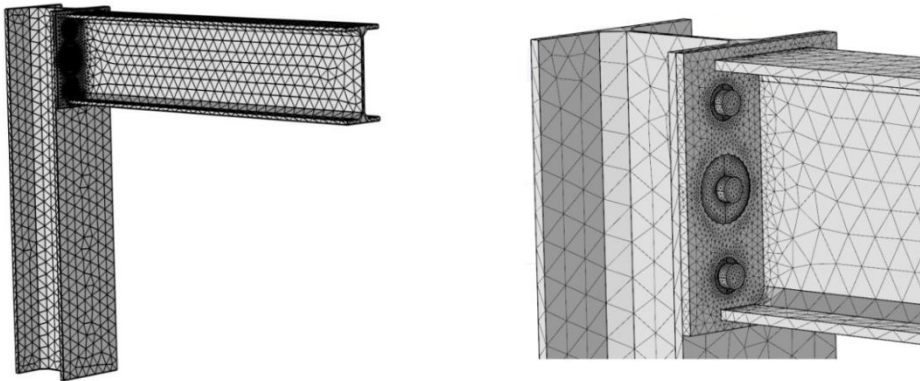


Figure 58: Maillage de l'assemblage corrodé.

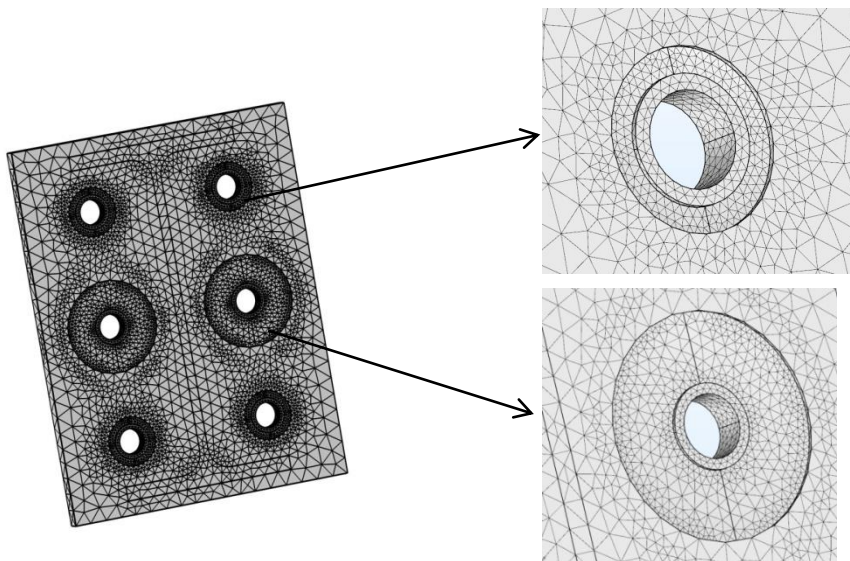


Figure 59: Maillage de la platine d'extrémité corrodée.

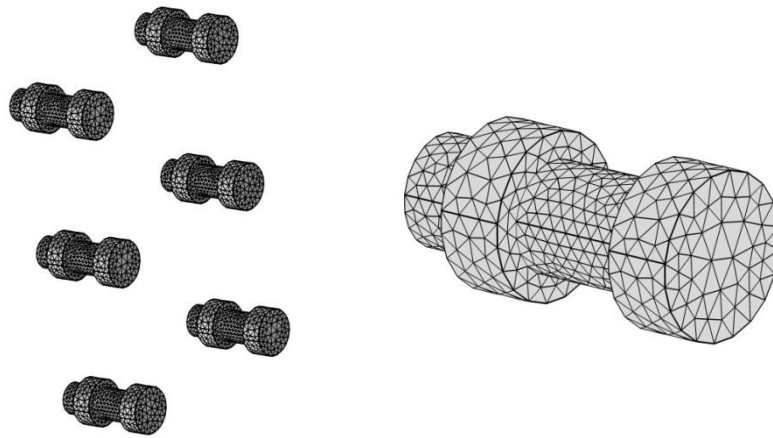


Figure 60: Maillage des boulons.

3.2 Charge et condition aux limites

Des déplacements imposés sont appliqués à l'extrémité de la poutre, à une distance de 1m, pour analyser le comportement statique linéaire de l'ensemble. Les valeurs de ces déplacements imposés sont obtenues en effectuant une analyse structurelle sur le logiciel Robot Structural Analysis d'un portique en acier soumis à une charge permanente $G=0.07\text{KN/m}$ (tôle NERVESCO 3.35.1000 avec 0.75 mm d'épaisseur [4]), une charge d'exploitation $E = 6\text{KN/m}$ [5] et une charge de vent $W=0.33 \text{ KN/m}$ [6] Figure 61.

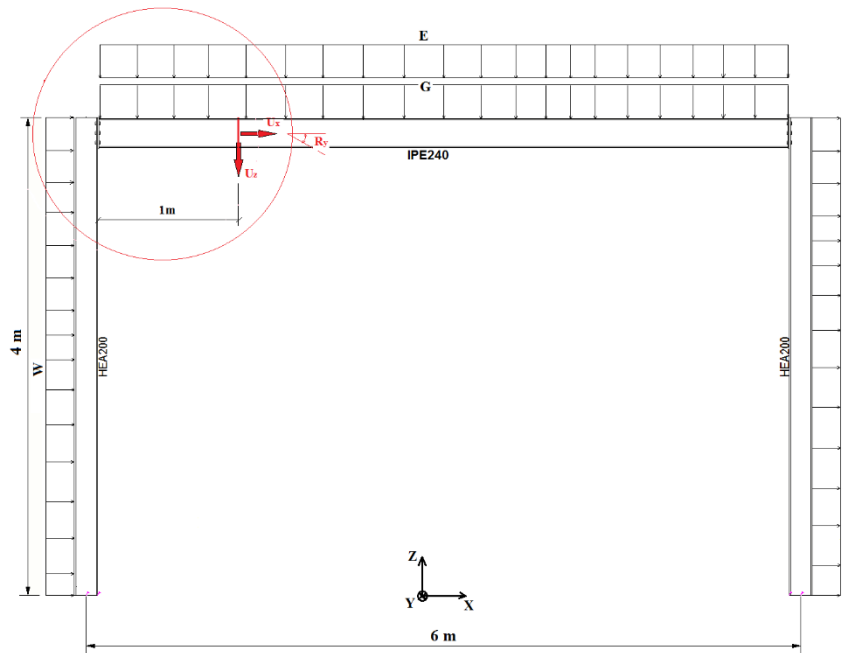


Figure 61: Charges appliquées et déplacement imposés d'un portique 2D.

L'autre extrémité du poteau est fixée pour assurer la stabilité de l'ensemble. Les déplacements de la poutre calculés dans l'état limite de service ELS sont donnés dans le tableau 31 et la figure 62.

Tableau 31: Valeurs des déplacements imposés.

Combinaison de charge	Déplacements		
	U_x (mm)	U_z (mm)	R_y (rad)
ELS = G+E+W	1	2	0.001

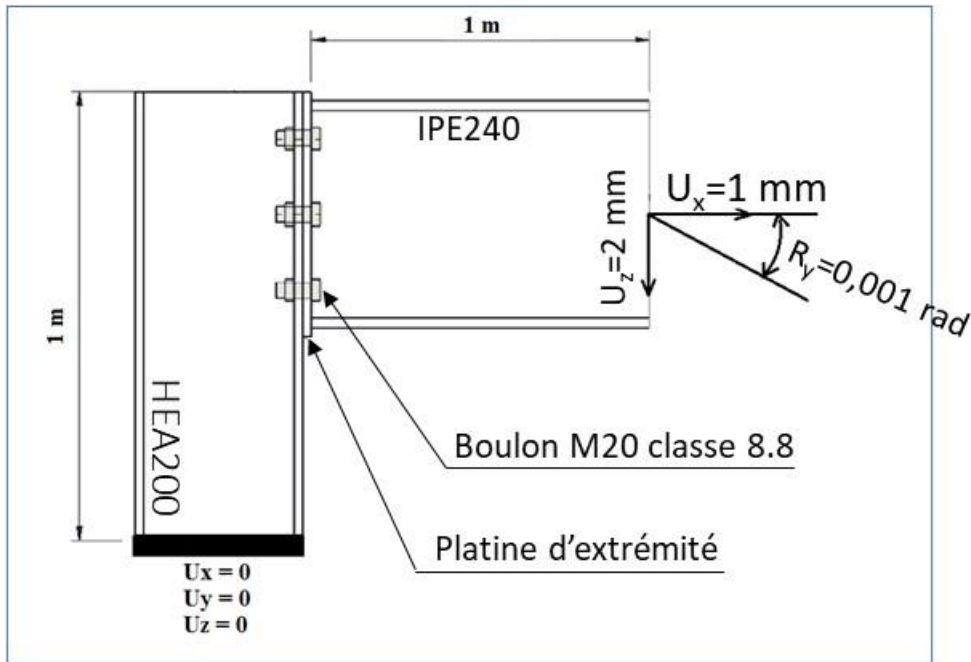


Figure 62: Conditions aux limites appliquées à l'assemblage boulonné.

3.3 Contact

La modélisation du contact entre les différentes parties du modèle est l'un des processus les plus critiques. Tous les éléments de la connexion boulonnée sont adjacents, donc une paire de contact doit être créée entre les limites d'accouplement des objets.

La méthode de Lagrange augmenté et la méthode de pénalité sont deux algorithmes largement utilisés pour modéliser le phénomène de contact dans Comsol Multiphysics. La méthode Lagrangienne augmentée est plus précise, mais son coût de calcul est plus élevé et elle nécessite un réglage plus fin pour converger. La méthode de pénalité est relativement moins précise, mais elle est plus robuste et nécessite moins de réglages du solveur. Lors de l'utilisation de la formulation Lagrangienne augmentée, un facteur de pénalité, qui contrôle le degré de "dureté" de la surface de l'interface pendant les itérations, est défini par défaut. Étant donné que les pièces sont en contact dès le début de la simulation, l'option "Speed" est le paramètre préféré.

Pour les contacts entre la platine d'extrémité et l'aile du poteau, un coefficient de frottement de 0,1 est appliqué et pour le contact entre la tête de boulon, la platine d'extrémité, l'écrou et l'aile du poteau, un coefficient de frottement de 0,2 est appliqué. Pour le contact radial entre la tige du boulon, le trou de la platine d'extrémité et le trou de l'aile du poteau, on suppose qu'il n'y a pas de glissement, donc aucun coefficient de frottement n'est appliqué (figure 63).

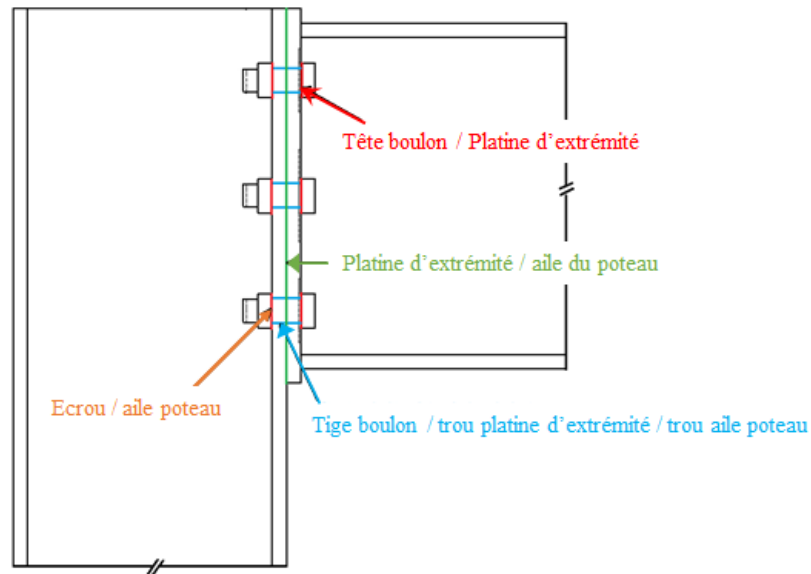


Figure 63: Zone de contact dans l'assemblage boulonné.

4 Résultats et discussion

Le type d'analyse est le "déplacement statique" qui est une analyse élastique-linéaire. Le critère d'élasticité du matériau est le critère d'élasticité de Von-Mises qui est utilisé pour prédire le début de la déformation. Le comportement lors d'une déformation supplémentaire est prédit par la "loi d'écrouissage".

Une fois que le maillage est bien fait, que les conditions aux limites ont été bien appliquées, une étude stationnaire est appliquée. Cette étude est utilisée lorsque les variables ne changent pas dans le temps. La méthodologie de calcul sera établie en deux étapes, tout d'abord nous ne prendrons pas en considération le contact entre boulons / platine d'extrémité et entre écrou / aile de poteau (une continuité est créée dans ces deux zones de contact). Le seul contact qui sera conservé est celui entre la platine d'extrémité et l'aile du poteau Figure 63. L'objectif de cette approche est d'obtenir les valeurs initiales des variables qui seront considérées comme des variables d'entrée dans la deuxième étape. Dans cette étape, tous les contacts seront effectués et, par la suite, des non-linéarités géométriques ont été prises en compte afin de prédire le comportement réel de l'assemblage.

4.1 Contraintes et déplacements

La distribution des contraintes de Von Mises dans l'assemblage non corrodé, qui sera considéré comme une référence, est située au niveau des trous de la platine d'extrémité. La

valeur maximale de la contrainte atteint 113 MPa, répartie sur une petite zone des bords des trous de la 1ère rangée de boulons et ne provoquera pas de grandes déformations (Figure 64).

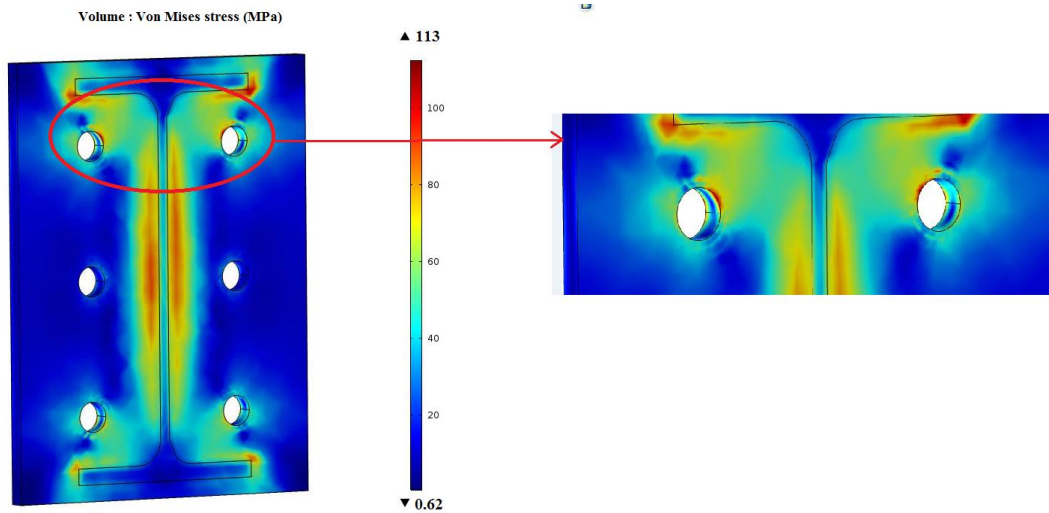


Figure 64: Localisation des contraintes de Von Mises dans l'assemblage non corrodé.

Les contraintes dans les autres assemblages corrodés (0,9% NaCl, 1M HCl et 2M HCl) sont localisées aux bords de la zone corrodée, sa surface de distribution augmente au fur et à mesure que la zone corrodée augmente (Figures 65 à 67).

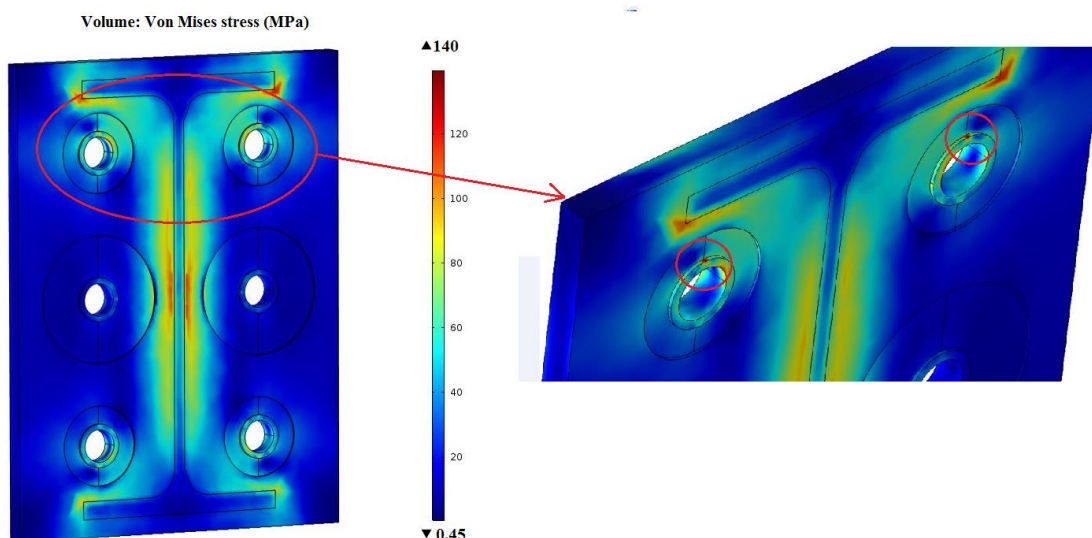


Figure 65: Localisation des contraintes de Von Mises dans l'assemblage corrodé dans 0.9%NaCl.

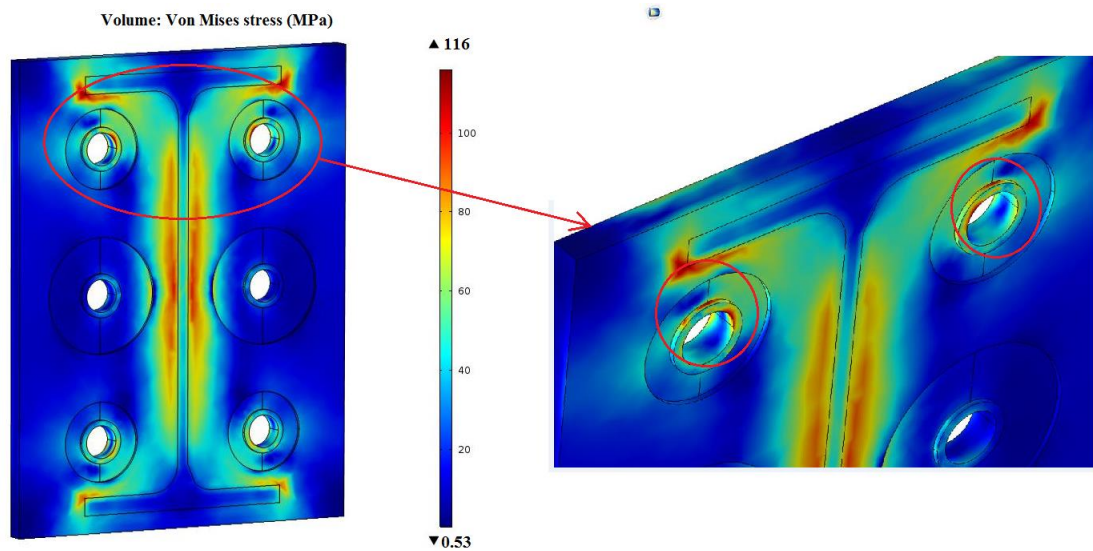


Figure 66: Localisation des contraintes de Von Mises dans l'assemblage corrodé dans 1M HCl.

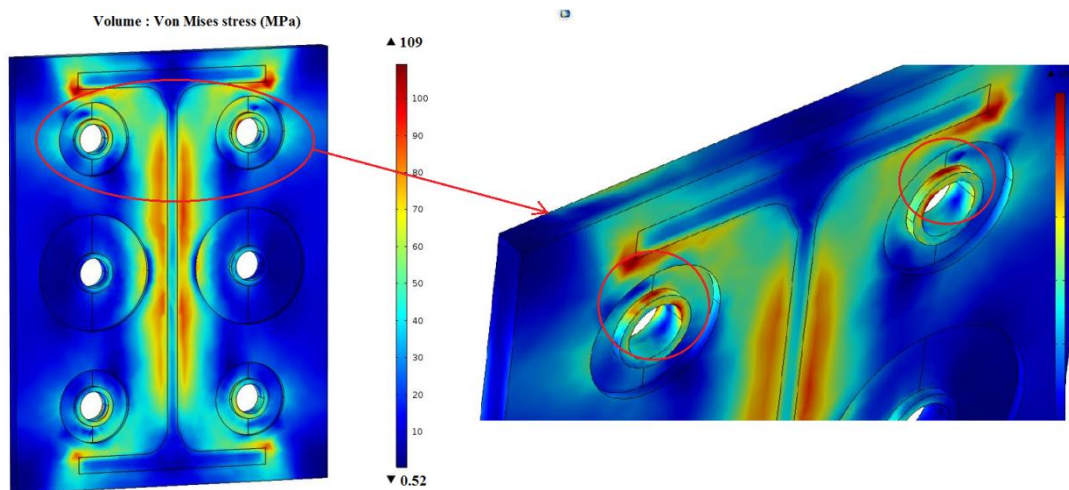


Figure 67: Localisation des contraintes de Von Mises dans l'assemblage corrodé dans 2M HCl.

Les valeurs des contraintes maximales diminuent (140 Mpa (0,9% NaCl), 116 Mpa (1 M HCl), 109 Mpa (2M HCl)) ce qui explique que les assemblages les plus corrodés sont plus fragiles que les autres et que les matériaux sont toujours dans leur état de comportement élastique linéaire avec une petite déformation (Figure 68), par conséquent la valeur du déplacement de tous les assemblages est faible et peut atteindre 0,22 mm (Figure 69).

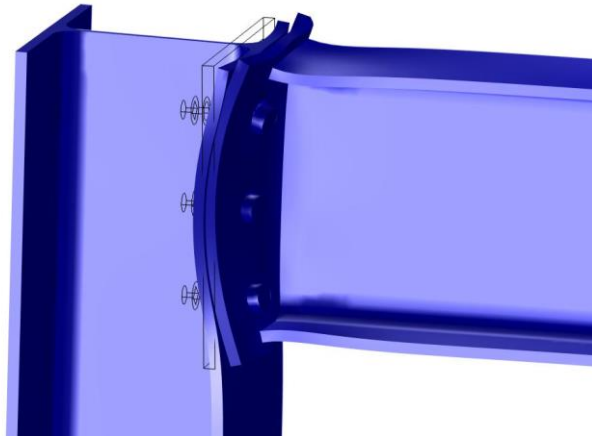


Figure 68: Déformation de l'assemblage boulonné.

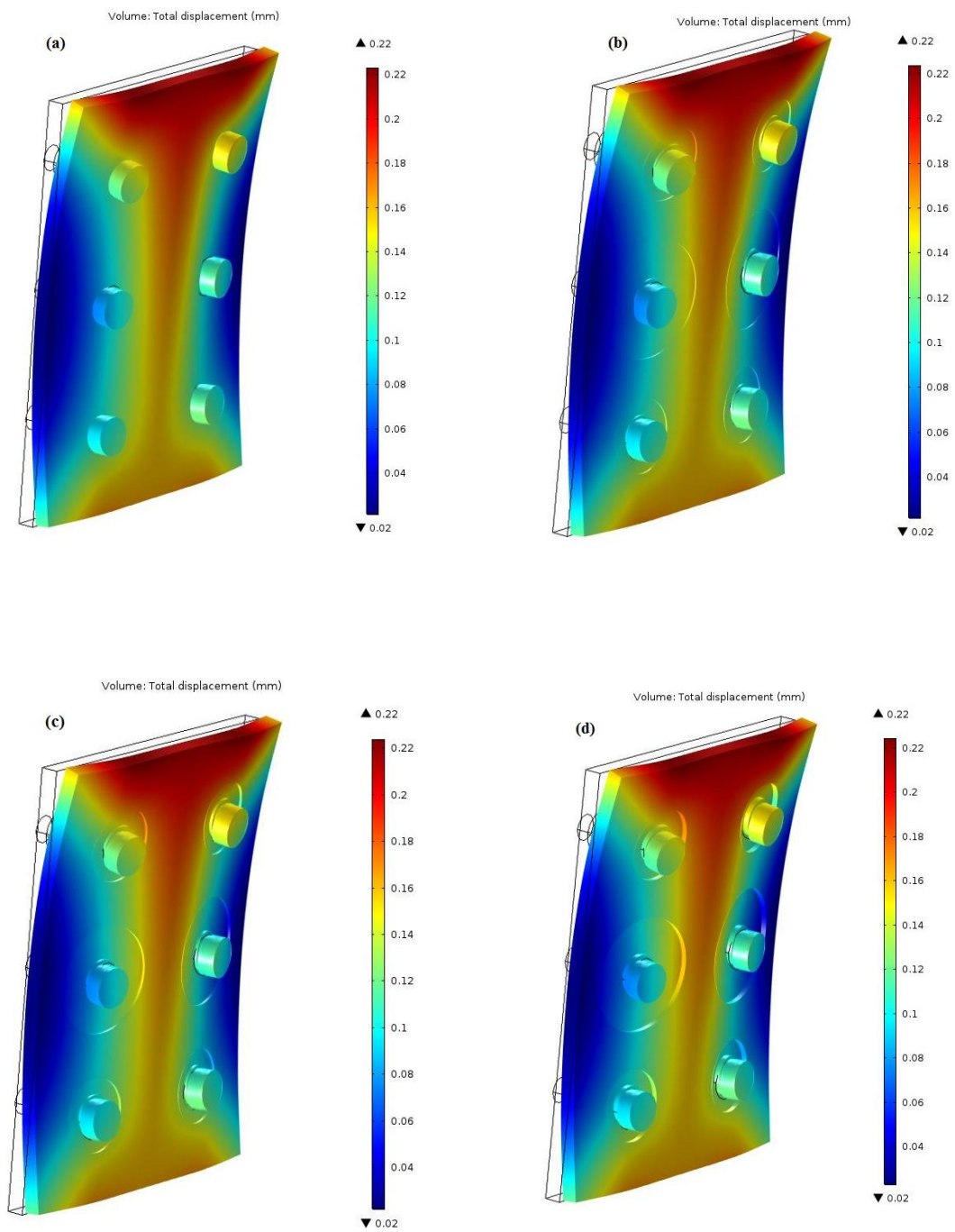


Figure 69: Déplacements des assemblages boulonnés (a) non corrodé (b) corrodé dans 0.9%NaCl (c) corrodé dans 1M HCl (d) corrodé dans 2M HCl

4.2 Moment de réaction :

Pendant l'analyse structurelle, les connexions entre les éléments structurels sont traditionnellement modélisées comme rigides ou articulées. Les nœuds articulés ne transmettent aucun moment de flexion et n'empêchent pas la rotation des éléments assemblés. Quant aux nœuds rigides, ils interdisent toute rotation relative entre les éléments assemblés et assurent ainsi la transmission intégrale des forces appliquées [7]. Cependant, le comportement réel des assemblages se situe entre les deux cas extrêmes, généralement supposés être rigides ou articulés. Les assemblages rigides sont capables de transmettre un certain moment de flexion tandis que les assemblages les plus flexibles permettent toujours une certaine rotation relative des pièces assemblées [8, 9]. L'acceptation de cette réalité a conduit à l'introduction du concept de semi-rigidité dans les approches de conception et de dimensionnement des structures. Ce concept permet de prendre en compte le comportement réel de l'assemblage situé entre l'assemblage articulé et l'assemblage rigide.

Selon l'Eurocode 3 [10], le comportement mécanique d'un assemblage est caractérisé par trois caractéristiques principales, à savoir : le moment résistant ($M_{j,Rd}$), la rigidité ($S_{j,ini}$) et la capacité de rotation (Φ_{cd}). Ces caractéristiques sont obtenues à partir de la courbe moment-rotation.

Il a été démontré [11, 12] que l'introduction du concept d'assemblage semi-rigide dans les portiques permettait, par un calcul plus précis et plus réaliste, d'effectuer une vérification plus sûre des critères de dimensionnement du portique et de réaliser une configuration structurelle moins coûteuse.

La classification des assemblages en fonction de la rigidité montre qu'un assemblage boulonné pour qu'il puisse être considéré comme semi-rigide il faut que sa rigidité initiale $S_{j,ini}$ soit comprise entre la rigidité limite d'un assemblage rigide $S_{j,rig}$ et la rigidité limite d'un assemblage articulé $S_{j,pin}$.

$$S_{j,pin} \leq S_{j,ini} \leq S_{j,rig} \left\{ \begin{array}{l} S_{j,rig} = \frac{25E_b I_b}{L_b} \text{ unbraced frame} \\ S_{j,pin} = \frac{0.5E_b I_b}{L_b} \end{array} \right. \quad (92)$$

Avec E_b , I_b et L_b qui sont respectivement le module de Young, le moment quadratique et la longueur de la poutre.

La classification selon la rigidité montre que l'assemblage étudié est un assemblage semi-rigide. Les valeurs de $S_{j,ini}$, $S_{j,rig}$, et $S_{j,pin}$ sont calculées avec le logiciel Robot Structural Analysis.

$$S_{j,pin} = 681,04[\text{kN} * \text{m}] \leq S_{j,ini} = 4568,82[\text{kN} * \text{m}] \leq S_{j,rig} = 10896,56[\text{kN} * \text{m}]$$

La classification de la résistance des assemblages boulonnés est faite en calculant le moment de résistance $M_{j,Rd}$. Le comportement de l'assemblage est considéré comme linéaire élastique si le moment réel appliqué à l'assemblage est inférieur à 2/3 de $M_{j,Rd}$ [10].

Les valeurs maximales des moments selon l'axe x M_x des quatre assemblages diminuent lorsque la zone corrodée est plus grande. La valeur de M_x pour l'assemblage non corrodé est de 1290 N.m, pour l'assemblage corrodé dans 0.9% NaCl la valeur de M_x est de 739 N.m, pour l'assemblage corrodé dans 1M HCl la valeur de M_x est de 436 N.m et pour l'assemblage corrodé dans 2M HCl elle est de 56.6 N.m (Figure 70).

$$M_x(\text{non corrodé}) \geq M_x(0.9\% \text{NaCl}) \geq M_x(1\text{M HCl}) \geq M_x(2\text{M HCl})$$

Ceci est dû à la ductilité de l'assemblage qui augmente avec la fragilisation de l'assemblage et par conséquent une augmentation de la rotation.

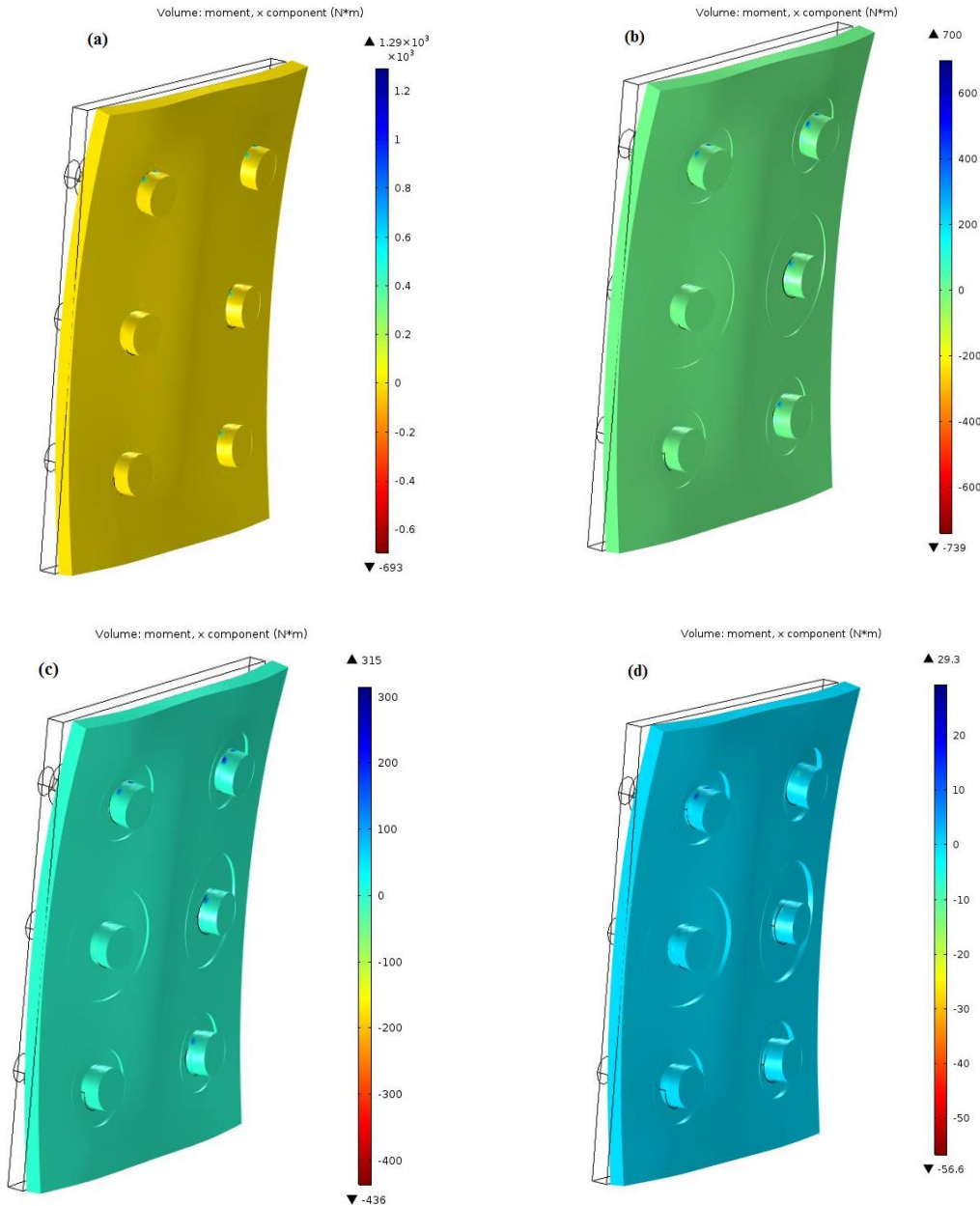


Figure 70: Moment M_x de l'assemblage boulonné (a) non corrodé (b) corrodé dans 0.9%NaCl (c) corrodé dans 1M HCl (d) corrodé dans 2M HCl

Le moment résistant $M_{j,Rd}$ de l'assemblage calculé selon l'EC3 sur le logiciel Robot Structural Analysis est égal à 25000 N.m, on peut noter que la valeur maximale de M_x pour chaque assemblage est inférieure à 2/3 de $M_{j,Rd}$, ce qui explique le comportement linéaire de l'assemblage.

$$M_x \leq \frac{2}{3} M_{j,Rd} = 16660 \text{ N.m} \quad (93)$$

4.3 Pression de contact :

Ainsi, une fois la géométrie est réalisée, il est crucial de définir les paires de contacts, c'est-à-dire les deux surfaces limites qui seront en contact Figure 63. La définition du contact se fait en spécifiant une surface de destination "esclave" et une surface source "maître". La surface "maître" doit être plus rigide que la surface "esclave". Pour faciliter la convergence du problème de contact, la surface de contact "esclave" sera maillée plus finement que la surface "maître".

Pour modéliser correctement le contact sur Comsol Multiphysics, la pression de contact initiale T_n doit être ajustée. Elle peut être difficile à évaluer, alors qu'il s'agit d'un paramètre essentiel pour la convergence dans les problèmes de contact. Cette valeur est définie comme étant une valeur initiale lors du calcul stationnaire. Les surfaces de contact sont considérées au préalable en contact avec un coefficient de frottement de 0,1 pour le contact entre la platine d'extrémité et l'aile du poteau et un coefficient de frottement de 0,2 pour les contacts entre les boulons et la platine d'extrémité et entre les écrous et l'aile du poteau (Figure 63).

La pression de contact C_n obtenue après le calcul des quatre assemblages et qui fera l'objet de l'étude est celle entre les boulons et la platine d'extrémité. L'objectif est de prévoir l'impact de la perte de matière due à la corrosion sur la pression de contact. L'assemblage non corrodé a une valeur de pression de contact de 58 MPa, l'assemblage corrodé dans du 0,9% NaCl a une pression de contact maximale de 79,8 MPa, l'assemblage corrodé dans 1M HCl a une pression de contact maximale de 77,5 MPa, quant au dernier assemblage corrodé dans 2M HCl il a une pression de contact maximale de 70,4 MPa (Figure 71). Toutes ces valeurs de la pression de contact sont inférieures à la pression de contact admissible P_{adm} définie par le théorème de Hertz et qui est comprise entre 600 MPa et 700 Mpa pour les contacts de surface.

$$C_n \leq P_{adm} \quad (94)$$

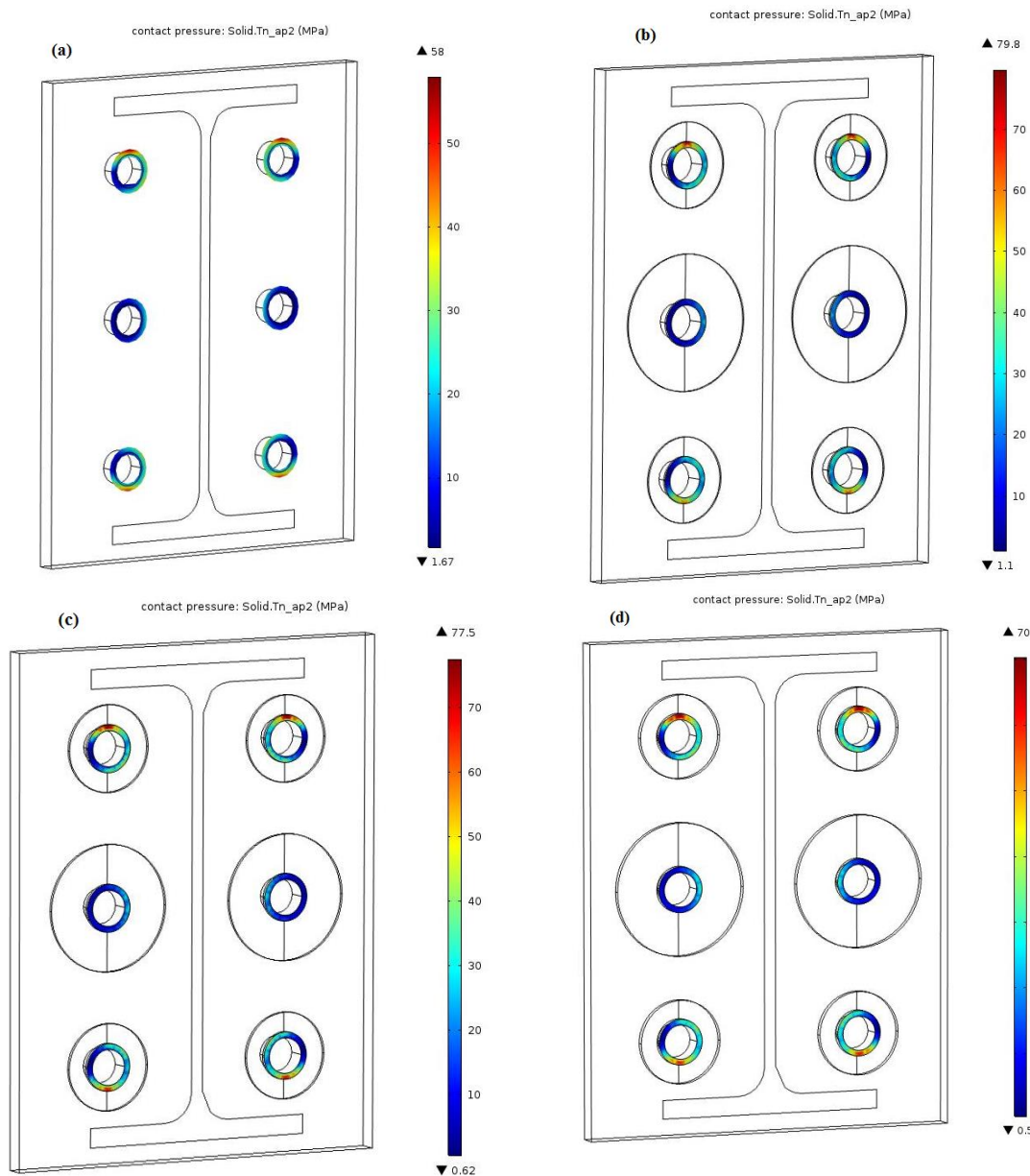


Figure 71: Pression de contact entre le boulon et la platine d'extrémité. (a) non corrodé (b) corrodé dans 0.9%NaCl (c) corrodé dans 1M HCl (d) corrodé dans 2M HCl

L'assemblage non corrodé présente la plus faible valeur de pression de contact puisqu'il s'agit de l'assemblage le plus résistant. Quant aux assemblages corrodés, on constate que la pression de contact diminue à mesure que le degré de corrosion de la plaque d'extrémité augmente.

Conclusion

Dans cette étude quatre assemblages boulonnés de type poteau poutre avec platine d'extrémité ont été étudiés. Le premier assemblage est non corrodé, tandis que les autres sont corrodés au niveau de la platine d'extrémité avec des épaisseurs différentes de la zone corrodée.

L'objectif principal est de vérifier la résistance des assemblages corrodés selon les critères de contrainte, déplacement, moment et pression de contact. L'analyse de l'état de contrainte des quatre assemblages montre que le comportement de la platine non corrodée et corrodée est toujours linéaire élastique puisque la contrainte maximale ne dépasse pas la limite d'élasticité σ_e du matériau de la platine d'extrémité S235 ($\sigma_e = 235$ MPa). Le déplacement total de l'assemblage est faible et atteint une valeur de 0,22 mm ce qui est compatible avec l'état de contraintes. La classification de l'assemblage par résistance montre que le moment maximal M_x appliqué à chaque assemblage corrodé est toujours inférieur au moment résistant $M_{j,Rd}$. La vérification de la pression de contact C_n entre les boulons et la platine d'extrémité ne provoquera pas de grandes déformations puisqu'elle est toujours inférieure à la pression admissible qui définit la limite maximale de la pression de contact à supporter par le matériau de la platine d'extrémité. En conclusion, les assemblages corrodés étudiés qui sont soumis à des déplacements imposés dus aux charges permanentes, aux charges dynamiques et aux charges de vent, sont résistants et n'auront aucune influence sur le comportement global des structures en acier.

III-modélisation numérique de la résistance au flambement d'un poteau corrodé

1 Introduction :

Les poteaux simples en acier sont utilisés dans de nombreuses structures diverses telles que les ponts, les fermes et les hangars. Chaque structure est exposée aux effets de différentes influences environnementales. La vitesse de la corrosion peut être très importante et provoquer des défaillances dans les structures. Il existe de nombreux types de corrosion avec différentes formes d'apparence comme la corrosion galvanique, la corrosion par piqûre et la corrosion sous contraintes. En raison de la diversité de la corrosion, il est difficile de la décrire par un seul paramètre. La corrosion peut se produire n'importe où sur la longueur de l'élément et peut avoir des extensions de différentes tailles et s'étend rarement à l'ensemble de l'élément. L'emplacement de la corrosion peut également varier dans la section transversale. Les normes, comme par exemple l'Eurocode [13], ne donnent aucune suggestion sur la manière d'analyser les éléments corrodés. Dans la pratique, les ingénieurs appliquent une diminution moyenne de la section transversale [14]. Dans certains cas, cette hypothèse peut être une bonne approche, mais par exemple dans le cas de la corrosion localisée, elle n'est pas assez précise pour déterminer le comportement. Dans la recherche actuelle, un modèle numérique est développé et vérifié par des résultats analytiques. L'analyse élastoplastique linéaire est utilisée pour suivre les phénomènes de stabilité de la section comprimée du poteau corrodé. La résistance du poteau corrodé est déterminée selon deux paramètres de corrosion :

- La réduction de la section transversale.
- L'emplacement de la corrosion.

Le comportement structurel est déterminé en fonction des paramètres de corrosion et des caractéristiques de la section transversale.

La corrosion est un problème important dans le monde, c'est pourquoi de nombreux chercheurs analysent son effet sur les différents éléments des structures. Toutes les études traitent de la capacité restante des éléments et donnent des recommandations sur la manière d'évaluer l'influence de la corrosion. Une étude numérique a été réalisée sur des plaques cisailées avec corrosion galvanique par Paik et al [15]. En fonction de la surface corrodée et de l'épaisseur de la plaque, le rapport de la contrainte des plaques corrodées et non corrodées a été déterminé. Dans une autre étude, Rahgozar [16] a développé des courbes de capacité résiduelle de la section en I corrodée sur la base de la réduction de l'épaisseur. La corrosion sur

l'aile inférieure et sur l'âme a été supposée. L'effet de la corrosion localisée sur la plaque sollicitée en flambement a été étudié par Sadovsky et Drdacky et par Nikai et al [17-19]. Les recherches de Heinemeyer et Feldman [20] se sont concentrées sur l'influence de la corrosion sur les connexions rivetées. Les éléments à section angulaire, ont été précédemment analysés par Beaulieu et al [14]. Les spécimens ont été corrodés par un processus galvanique et les résultats des tests ont été comparés aux résultats analytiques. Une étude complète sur le flambement des poteaux corrodés de section en H n'a pas été trouvée dans la littérature. Par conséquent, pour déterminer le comportement et la résistance au flambement des éléments corrodés, un programme d'étude numérique est réalisé.

Sur la base des observations des études précédentes menées sur la résistance des structures en acier détériorées, la manière efficace d'aborder la question est de supposer un cas spécifique d'élément détérioré et de développer un modèle de la section détériorée. Cela peut être fait sur la base des informations recueillies lors d'inspections sur site de structures en acier similaires. En conséquence, des schémas de détérioration communs ont été identifiés sur différentes parties des éléments, par la suite des équations et des graphiques simplifiés et généralisés ont été proposés sur la base du pourcentage de perte de surface et/ou d'autres paramètres [21].

Dans cette partie, un poteau en acier de section HEA200 corrodée au niveau des trous des semelles est considéré afin d'analyser son comportement en flambement. Bien que les formules développées ici soient basées sur ce cas de détérioration spécifique, avec quelques modifications, elles peuvent être utilisées pour d'autres cas de détérioration également. L'application de ces modèles de détérioration peut être trouvée dans certaines autres structures en acier, où les semelles de la section sont exposées à la corrosion.

2 Conception et modélisation :

L'assemblage boulonné objet de l'étude appartient à un portique de 6m de largeur et de 4m de hauteur. Le portique métallique est constitué de deux poteaux en HEA200 et une traverse (poutre) en IPE240 (Figure 72). Des lisses de bardages et de long-pan en IPE140 sont positionnées à un entraxe de 1m afin de permettre une bonne fixation de la couverture métallique.

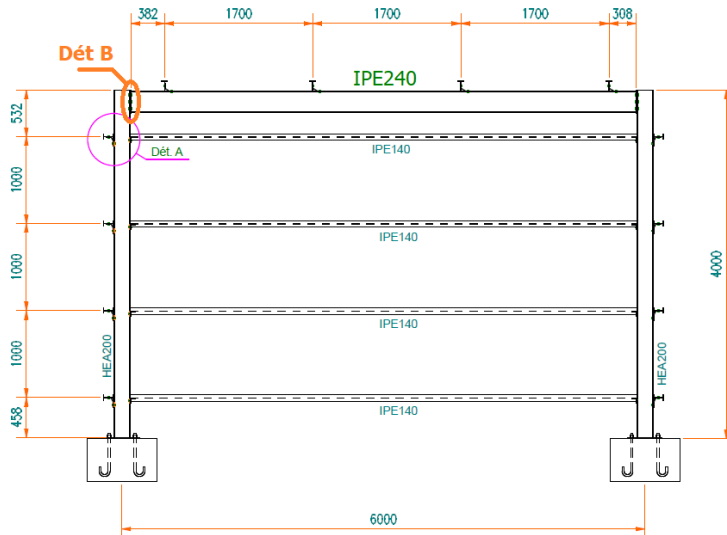


Figure 72: Portique métallique

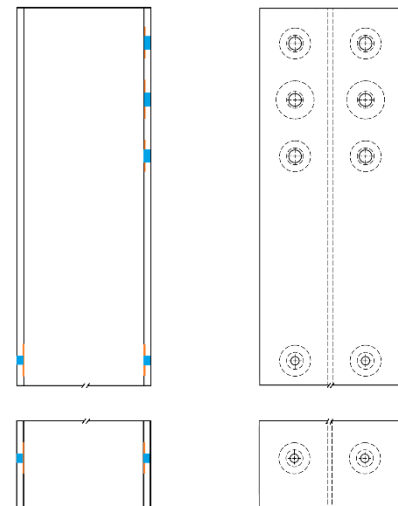


Figure 73: Zone de corrosion dans le poteau.

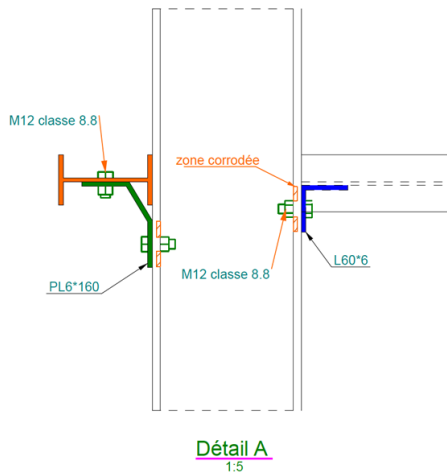


Figure 74: Assemblage entre poteau et lisses.

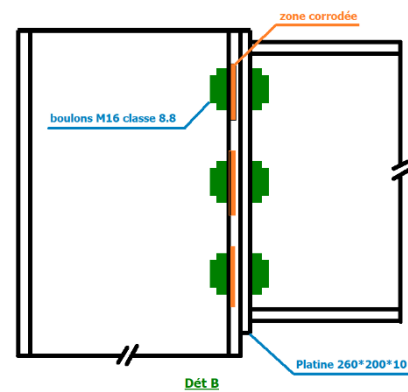


Figure 75: Assemblage entre poteau et poutre.

L'objectif de cette partie est d'étudier le comportement en flambement du poteau corrodé (Figure 73). Les zones corrodées du poteau sont celles en contact avec les boulons au niveau des assemblages boulonnés. Le premier assemblage boulonné est celui du poteau avec la traverse, cet assemblage est réalisé avec une platine 260*200*10 et six boulons M16 classe 8.8 (Figure 75). Les autres assemblages entre le poteau et les lisses sont réalisés avec une échantignole PL6*160, une cornière L60*6 et des boulons M12 classe 8.8 (Figure 74).

3 Matériaux :

3.1 Analyse d'un essai de traction

Dans un essai de traction uniaxial (Figure 76), on peut tracer l'évolution de la contrainte appliquée en fonction de la déformation. Pour de très petites déformations, la courbe contrainte-

déformation est linéaire, avec une pente E , où E est le module d'Young. Si l'on décharge l'éprouvette, sa déformation revient à zéro, le comportement est élastique. Puis la courbe tend à devenir non-linéaire, et lorsqu'on décharge l'éprouvette, une déformation permanente reste omniprésente, le comportement est élasto-plastique (Figure 77).

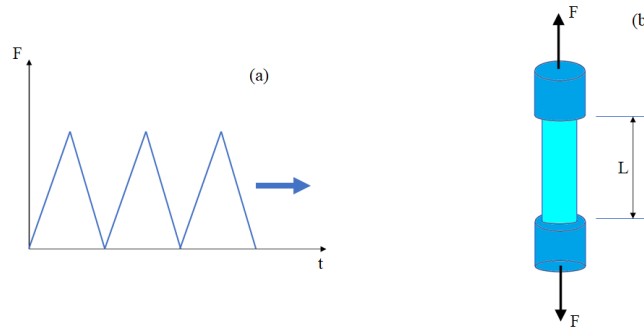


Figure 76: Essai de traction uniaxial. (a) cycle de charge-décharge. (b) éprouvette soumise à une force de traction.

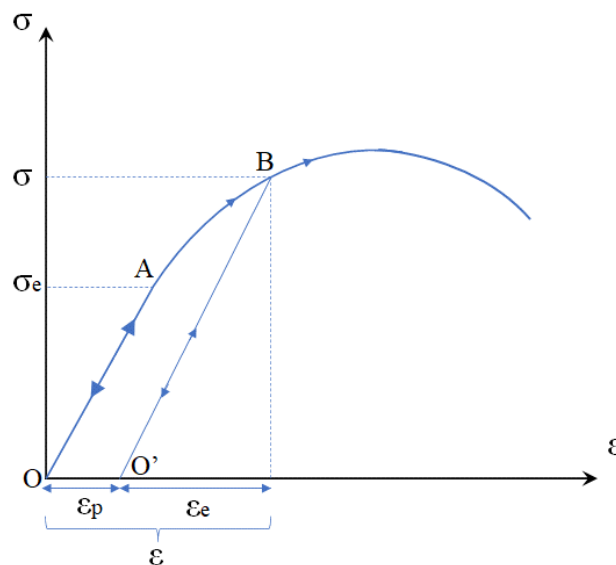


Figure 77: Courbe contrainte-déformation et modèle élastoplastique.

En effet à tout instant, si l'on décharge l'éprouvette, on observe que la pente de la courbe contrainte déformation est de nouveau linéaire avec une pente E . le comportement est élastique lors de la décharge. Mais à $\sigma=0$, il reste une déformation plastique ou permanente notée ϵ_p . Si l'on recharge à partir de ce point, de nouveau le comportement du matériau est élastique, linéaire avec un module E puis devient non-linéaire. Ainsi, la déformation totale ϵ est la somme d'une déformation élastique ϵ_e et d'une déformation plastique ϵ_p .

$$\varepsilon = \varepsilon_p + \varepsilon_e \quad (95)$$

Avec à tout instant :

$$\sigma = E\varepsilon_e \quad (96)$$

En élastoplasticité, on distingue deux modèles de comportement :

- Le comportement élastique-parfaitement plastique (Figure 78 (a)), qui exprime le fait que le matériau est incapable de supporter une contrainte plus importante que celle qui correspond à l'écoulement plastique σ_y (limite élastique).
- Le comportement élastique-plastique linéaire (Figure 78 (b)), qui est au contraire caractéristique de matériaux capables de se durcir (notion d'écrouissage) avec la déformation plastique. La pente de la courbe déformation-contrainte pour les contraintes plastiques s'appelle le module élastoplastique H (ou taux d'écrouissage).

$$H = \frac{d\sigma}{d\varepsilon_p} \quad (97)$$

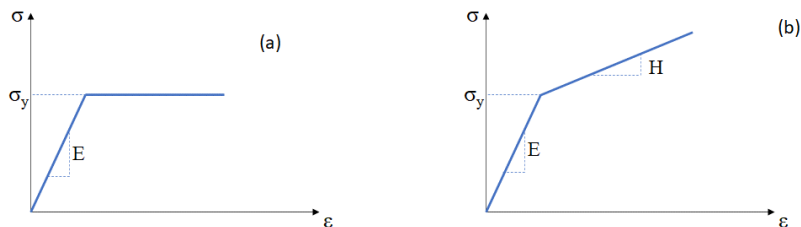


Figure 78: *Modeles du comportement élastoplastique. (a) élastique-parfaitement plastique. (b) élastique-plastique linéaire*

3.2 Modèle élastoplastique avec écrouissage isotrope linéaire :

Dans certains cas, on peut avoir besoin de définir la fonction d'écrouissage du matériau. C'est une donnée importante, par exemple pour sélectionner un matériau pour réaliser une mise en forme par déformation plastique. En toute rigueur cette fonction d'écrouissage varie avec la déformation plastique. Ainsi on ne dispose pas d'une donnée unique pour caractériser la fonction d'écrouissage d'un matériau mais d'une courbe.

Lors de l'écoulement plastique, la contrainte qui s'établit vaut $X = H\varepsilon_p$. Par ailleurs, cet écoulement ne se produit que si la valeur absolue de la contrainte, $|\sigma - H\varepsilon_p|$, est égale à σ_y . Pour

une déformation donnée, cette contrainte X est une contrainte interne qui caractérise le nouvel état neutre du matériau (Figure 79).

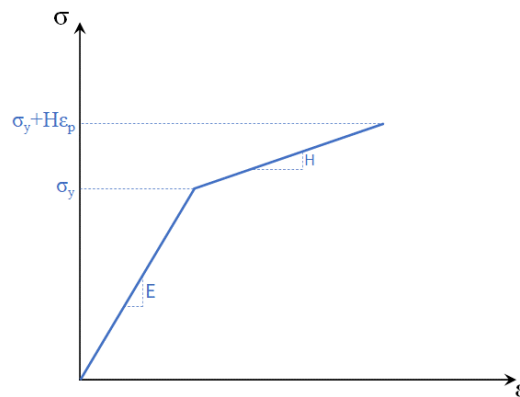


Figure 79: Comportement élastoplastique linéaire.

La vitesse de variation de la contrainte $\dot{\sigma}$ peut être s'exprimée en fonction de la vitesse de déformation totale $\dot{\epsilon}$.

Au-delà de la contrainte limite σ_y la contrainte globale $\sigma(\epsilon_p)$ s'écrit sous la forme :

$$\sigma(\epsilon_p) = \sigma_y + H\epsilon_p \quad (98)$$

$$\dot{\sigma} = \frac{\partial \sigma(\epsilon_p)}{\partial t} = \frac{\partial \sigma_y}{\partial t} + \frac{\partial H}{\partial t} \times \epsilon_p + H \times \frac{\partial \epsilon_p}{\partial t} \quad (99)$$

Or $\sigma_y = c^{te}$ et $H = c^{te}$

On aura :

$$\dot{\sigma} = H \times \frac{\partial \epsilon_p}{\partial t} \quad (100)$$

Sachant que :

$$\epsilon_p = \epsilon - \epsilon_e \quad (101)$$

ε_p : déformation plastique

ε_e : déformation élastique

ε : déformation totale

D'où :

$$\dot{\sigma} = H \left(\frac{\partial \varepsilon}{\partial t} - \frac{\partial \varepsilon_e}{\partial t} \right) \quad (102)$$

La déformation élastique ε_e est toujours égale à $\frac{\sigma}{E}$

On aura donc :

$$\dot{\sigma} = H \dot{\varepsilon} - \frac{H}{E} \dot{\sigma} \quad (103)$$

D'où

$$\dot{\sigma} = \frac{EH}{E + H} \dot{\varepsilon} \quad (104)$$

Sachant que :

$$\dot{\sigma} = H \dot{\varepsilon}_p \quad (105)$$

On peut écrire la vitesse de l'écoulement plastique $\dot{\varepsilon}_p$ en fonction de la vitesse de déformation totale $\dot{\varepsilon}$:

$$\dot{\varepsilon}_p = \frac{E}{E + H} \dot{\varepsilon} \quad (106)$$

Dans cette étude, le comportement du matériau est élastoplastique et il est introduit en deux étapes où la seule différence est la façon dont les données de d'écrouissage du modèle de plasticité sont saisies. Dans la première étape, les données du matériau sont saisies de la manière la plus naturelle, puisqu'un écrouissage linéaire peut être entré directement en utilisant le module tangent E_T (taux d'écrouissage H). Dans la deuxième étape, les données du matériau sont introduites à partir des données tabulées d'un essai de traction général Tableau 33. Notons qu'en plasticité métallique, la fonction d'écrouissage σ_h à saisir est la contrainte ajoutée à la

limite d'élasticité initiale σ_y en fonction de la déformation plastique effective ε_{pe} . Ainsi, la fonction doit toujours passer par le point (0,0). Sur le logiciel Comsol Multiphysics, le comportement élastoplastique à écrouissage linéaire du matériau (S235) est représenté sur la figure 80 en utilisant les données du tableau 32.

Tableau 32: Déformations et contraintes de l'acier S235 dans un essai de traction [22].

ε	$\sigma(\text{MPa})$
0	0
0.001	235
0.01	280

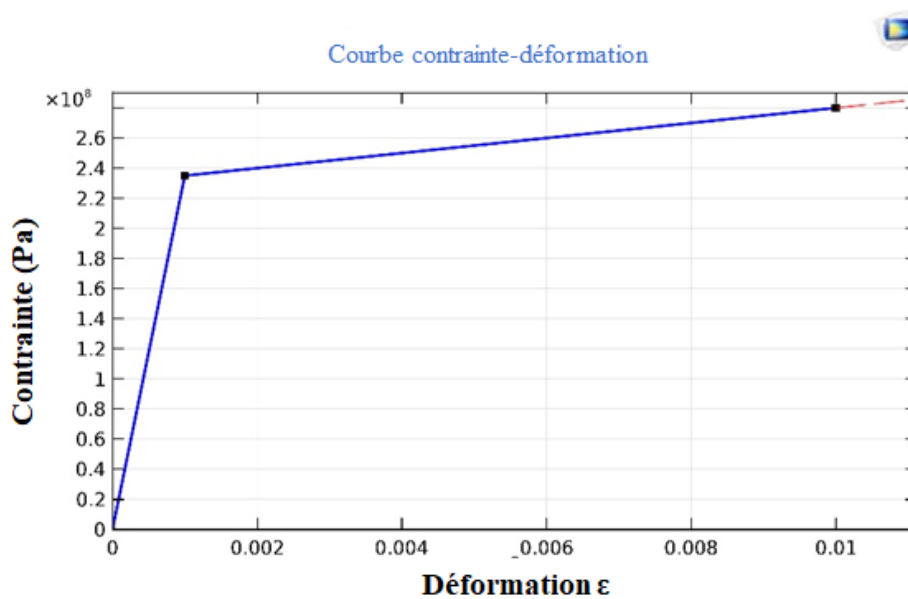


Figure 80: Comportement élastoplastique linéaire de l'acier S235

Le taux d'écrouissage et le module de Young de l'acier S235 sont respectivement :

$$H = \frac{d\sigma}{d\varepsilon_p} = \frac{280 - 235}{0.01 - 0.001} = 5000 \text{ MPa} \quad (107)$$

$$E = \frac{d\sigma}{d\varepsilon} = \frac{235}{0.001} = 235 \cdot 10^3 \text{ MPa} \quad (108)$$

La fonction d'écrouissage, introduite dans le logiciel Comsol multiphysics, est écrite en fonction de la contrainte totale et de la déformation totale comme suit :

$$\max(0 ; \underbrace{\text{stress_strain_curve}(\text{solid.epe})}_{\varepsilon_p} + \underbrace{\text{solid.mises}/\text{solid.E}}_{\varepsilon_e} - \underbrace{\text{solid.sigmags}}_{\sigma_e})$$

$$\max[0; \text{stress_strain_curve}(\varepsilon_p + \varepsilon_e) - \sigma_e] \quad (109)$$

4 Caractéristiques de la section réduite :

La figure 81 représente la section corrodée du poteau (section réduite S_r). La surface détériorée S_c au voisinage des trous a les dimensions suivantes : 10 mm de longueur et 1,7 mm de largeur. la surface en coupe des trous a les dimensions suivantes : 14 mm de largeur et 10 mm d'épaisseur. Les distances d_1 , d_2 , d_3 et d_4 sont les distances verticales et horizontales du centre de gravité des surfaces corrodées et des trous au centre de gravité de la section corrodée HEA200.

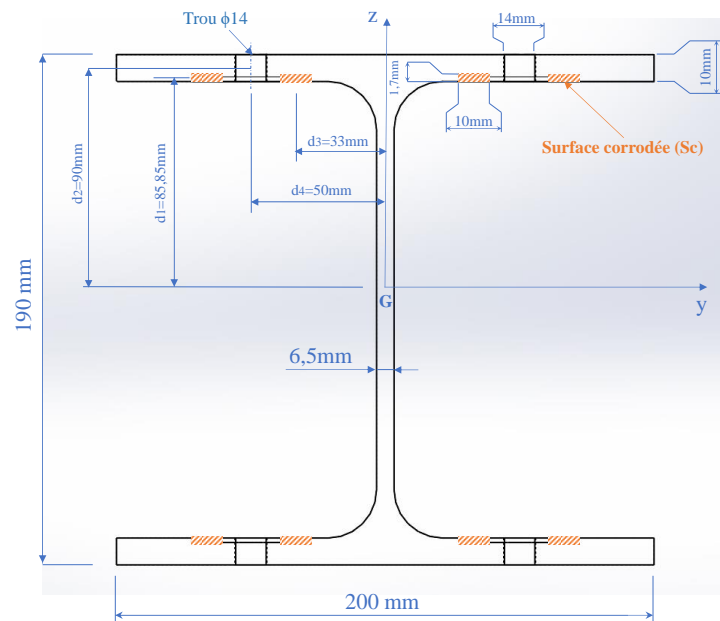


Figure 81: Dimensions de la section réduite.

La surface S_r de la section réduite est:

$$S_r = 53,8 \cdot 10^2 - 8 \times 10 \times 1,7 - 4 \times 14 \times 10 = 4684 \text{ mm}^2 \quad (110)$$

Moments quadratiques de la section réduites $I_{G_{ry}}, I_{G_{rz}}$:

Le moment quadratique de la section réduite par rapport à l'axe « y » est donné par la relation suivante :

$$I_{G_{ry}} = I_{G_y} - 8I_{G_{cy}} - 4I_{G_{ty}} \quad (111)$$

Avec : $I_{G_{cy}}$: moment quadratique de la surface corrodée par rapport à « y ».

$I_{G_{ty}}$: moment quadratique du trou par rapport à « y ».

I_{G_y} : moment quadratique de la section HEA200 par rapport à « y ».

Le moment quadratique de la surface corrodée est :

$$I_{G_{cy}} = I_{G_{1cy}} + d_1^2 S_c \quad (112)$$

Avec : G_1 : centre de gravité de la surface corrodée.

S_c : surface corrodée.

$$I_{G_{cy}} = \frac{10 \times 1,7^3}{12} + 85,85^2 \times 17 = 125,3 \cdot 10^3 mm^4 = 12,5 cm^4 \quad (113)$$

Le moment quadratique du trou est :

$$I_{G_{ty}} = I_{G_{2ty}} + d_2^2 S_t \quad (114)$$

Avec : G_2 : le centre de gravité du trou.

S_t : surface du trou.

$$I_{G_{ty}} = \frac{14 \times 10^3}{12} + 90^2 \times 140 = 1,1 \cdot 10^6 mm^4 = 110 cm^4 \quad (115)$$

D'où :

$$I_{G_{ry}} = 3692,2 - 8 \times 12,5 - 4 \times 110 = 3152,2 cm^4 \quad (116)$$

Le moment quadratique de la section réduite par rapport à l'axe « z » est donnée par la relation suivante :

$$I_{G_{rz}} = I_{G_z} - 8I_{G_{cz}} - 4I_{G_{tz}} \quad (117)$$

Avec : $I_{G_{cz}}$: moment quadratique de la surface corrodée par rapport à « z ».

$I_{G_{tz}}$: moment quadratique du trou par rapport à « z ».

I_{G_z} : moment quadratique de la section HEA200 par rapport à « z ».

Le moment quadratique de la surface corrodée est :

$$I_{G_{cz}} = I_{G_1_{cz}} + d_3^2 S_c \quad (118)$$

Avec : G_1 : le centre de gravité de la surface corrodée S_c .

S_c : surface corrodée.

$$I_{G_{cz}} = \frac{1,7 \times 10^3}{12} + 33^2 \times 17 = 1,8 \cdot 10^4 mm^4 = 1,8 cm^4 \quad (119)$$

Le moment quadratique du trou est :

$$I_{G_{tz}} = I_{G_2_{tz}} + d_4^2 S_t \quad (120)$$

Avec : G_2 : le centre de gravité du trou.

S_t : surface du trou.

$$I_{G_{tz}} = \frac{10 \times 14^3}{12} + 50^2 \times 140 = 35,2 \cdot 10^4 mm^4 = 35,2 cm^4 \quad (121)$$

D'où :

$$I_{G_{rz}} = 1335,6 - 8 \times 1,8 - 4 \times 35,2 = 1180,4 cm^4 \quad (122)$$

5 Conditions aux limites :

Nous allons étudier dans cette section la résistance résiduelle des éléments de compression détériorés. L'élément de compression sélectionné pour ce cas est initialement chargé avec une force axiale concentrique F . Dans ce cas, l'élément résiste à la force axiale et la section subit une contrainte normale due à la force axiale dans toute la section.

Le poteau est considéré encasté en pied où tous les degrés de liberté sont nuls. En tête du poteau une liaison rigide est prévue modélisant un assemblage boulonné rigide avec une platine d'extrémité entre le poteau et une poutre en IPE300. Dans cette liaison rigide tous les degrés de liberté sont bloqués sauf la translation suivant l'axe z (Figure 82).

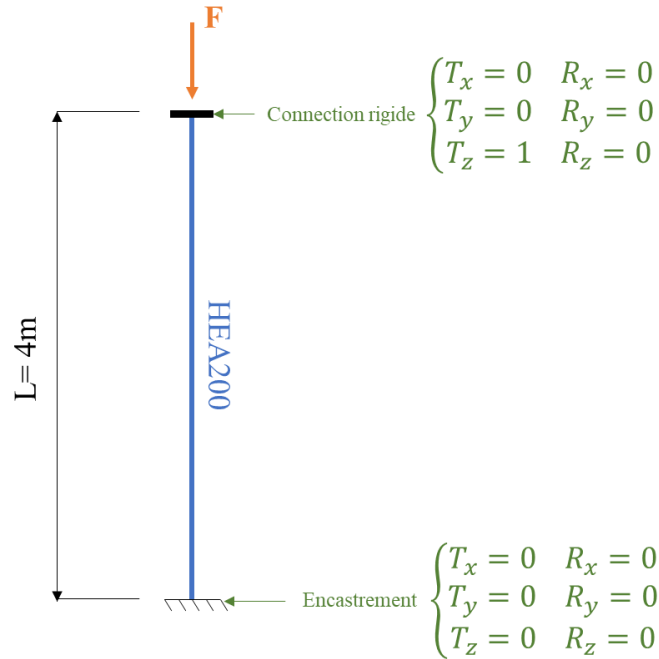


Figure 82: Conditions aux limites du poteau.

6 Maillage :

Le poteau est maillé en utilisant des éléments 3D de type tétraèdre à quatre nœuds. C'est un maillage fin qui engendre 82161 éléments en total. Le maillage est raffiné au niveau des trous et des zones corrodées, ces zones sont considérées comme des zones de concentration de contraintes (Figure 83). Les éléments tétraédriques conviennent pour simuler la déformation qui se produit en conséquence directe du flambement et des effets de plasticité associés.

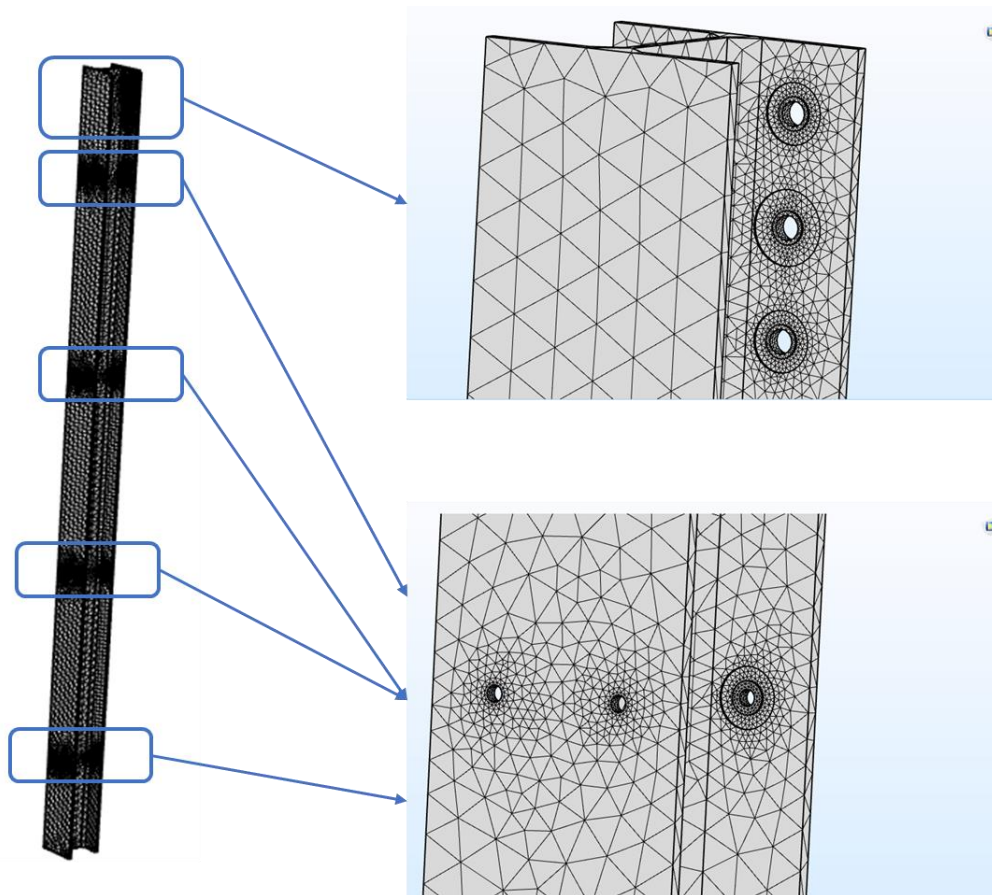


Figure 83 : Maillage du poteau corrodé.

7 Résistance au flambement.

7.1 Poteau non corrodé :

Le mode propre d'instabilité élastique peut être déterminé à l'aide du logiciel *Comsol Multiphysics*. Le premier mode correspond au coefficient d'amplification critique :

$$\alpha_{cr} = 5,733 \quad (123)$$

L'effort normal critique de flambement est obtenu par :

$$N_{cr} = \alpha_{cr} N_{Ed} = 5,733 \times 1076 = 6168,7 \text{ KN} \quad (124)$$

7.1.1 Classe de HEA200 :

La figure 84 représente les caractéristique géométriques de la section HEA200.

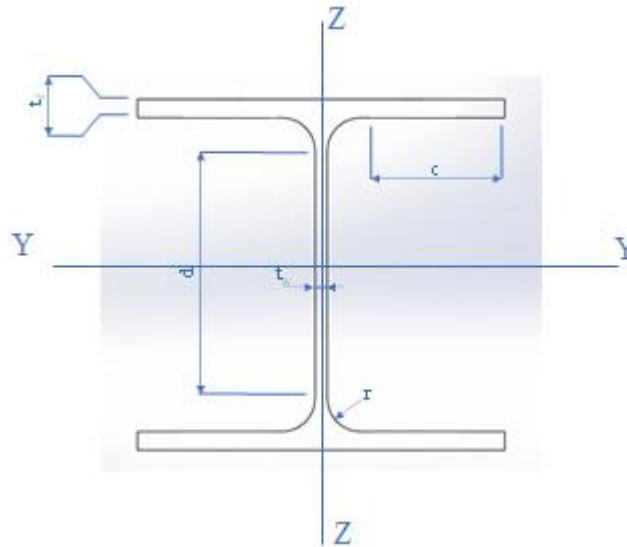


Figure 84: Caractéristiques dimensionnelles de la section HEA200.

- Semelle comprimée :

$$c = 100 - 18 - 3,25 = 78,75\text{mm} \quad (125)$$

$$\frac{c}{t_f} = \frac{78.75}{10} = 7,8 < 9\varepsilon = 9 \times 1 = 9 \quad (126)$$

⇒ **Classe 1**

- Ame fléchie :

$$\frac{d}{t_w} = \frac{134}{6.5} = 20.6 < 72\varepsilon = 72 \times 1 = 72 \quad (127)$$

⇒ **Classe 1**

D'où HEA200 est de classe 1.

7.1.2 Longueur de flambement

La longueur de flambement peut être estimée par :

$$L_{cr} = \pi \sqrt{\frac{EI}{N_{cr}}} = \pi \sqrt{\frac{2,1 \cdot 10^5 \times 3692,2 \cdot 10^4}{6168,7 \cdot 10^3}} = 3,52m \quad (128)$$

7.1.3 Résistance au flambement en compression simple

L'élancement réduit est défini pour une section de classe 1 par :

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{Af_y}{N_{cr}}} = \sqrt{\frac{53,8 \cdot 10^2 \times 235}{6168,7 \cdot 10^3}} = 0,45 \quad (129)$$

Le coefficient de réduction est :

$$\chi = \frac{1}{\phi + \sqrt{\phi^2 - \bar{\lambda}^2}} \quad (130)$$

Avec :

$$\phi = 0,5[1 + \alpha(\bar{\lambda} - 0,2) + \bar{\lambda}^2] \quad (131)$$

Dans le tableau 6-2 de L'EN1993- 1-1[10] on a :

$$\left[\begin{array}{l} \frac{h}{b} = \frac{190}{200} = 0,95 < 1,2 \\ t_f = 10mm < 100mm \end{array} \right. \Rightarrow \left[\begin{array}{l} \text{Courbe « b » : flambement y-y} \\ \text{Courbe « c » : flambement z-z} \end{array} \right.$$

D'après le tableau 6-1 du [1] on a :

$$\alpha = 0,34 \quad (132)$$

$$\phi = 0,5[1 + 0,34(0,45 - 0,2) + 0,45^2] = 0,64 \quad (133)$$

$$\chi = \frac{1}{0,64 + \sqrt{0,64^2 - 0,45^2}} = 0,91 \quad (134)$$

La résistance de calcul au flambement est:

$$N_{b,rd} = \frac{\chi A f_y}{\gamma_{M1}} \quad (135)$$

$\gamma_{M1} = 1$: coefficient partiel pour résistance des barres aux instabilités

$$N_{b,rd} = \frac{\chi A f_y}{\gamma_{M1}} = \frac{0,91 \times 53,8 \cdot 10^2 \times 235}{1} = 1150,5 \text{ KN} \quad (136)$$

On a :

$$N_{ED} = 1076 \text{ KN} < N_{b,rd} = 1150,5 \text{ KN} \quad (137)$$

D'où la résistance au flambement est vérifiée

7.2 Poteau corrodé :

Le premier mode correspond au coefficient d'amplification critique :

$$\alpha_{cr} = 5,7 \quad (138)$$

L'effort normal critique de flambement est obtenu par :

$$N_{cr} = \alpha_{cr} N_{Ed} = 5,7 \times 1076 = 6133,2 \text{ KN} \quad (139)$$

L'élanement réduit est défini pour une section de classe 1 par :

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{Af_y}{N_{cr}}} = \sqrt{\frac{46,84 \cdot 10^2 \times 235}{6133,2 \cdot 10^3}} = 0,42 \quad (140)$$

Le coefficient de réduction est :

$$\chi = \frac{1}{\phi + \sqrt{\phi^2 - \bar{\lambda}^2}} \quad (141)$$

Avec :

$$\alpha = 0,34 \quad (142)$$

$$\phi = 0,5[1 + \alpha(\bar{\lambda} - 0,2) + \bar{\lambda}^2] \quad (143)$$

$$\phi = 0,5[1 + 0,34(0,42 - 0,2) + 0,42^2]$$

$$\phi = 0,63$$

$$\chi = \frac{1}{\phi + \sqrt{\phi^2 - \bar{\lambda}^2}} \quad (144)$$

$$\chi = \frac{1}{0,63 + \sqrt{0,63^2 - 0,42^2}}$$

$$\chi = 0,90$$

La résistance de calcul au flambement est:

$$N_{b,rd} = \frac{\chi Af_y}{\gamma_{M1}} = \frac{0,90 \times 46,84 \cdot 10^2 \times 235}{1} = 990,6 \text{ KN} \quad (145)$$

On a : $N_{ED} = 1076 \text{ KN} > N_{b,rd} = 990,6 \text{ KN}$

D'où La résistance au flambement n'est pas vérifiée.

8 Etat de contraintes et déformations :

8.1 Contrainte globale :

La Figure 85 montrent que, Dans le type d'analyse « stationnaire », la concentration de contrainte est localisée au niveau des trous et dans la zone corrodée. Ces résultats montrent que l'assemblage corrodé est plus sollicité que l'assemblage non corrodé et ceci est dû à la fragilisation et la perte de matière au niveau des trous de l'assemblage corrodé. Cette fragilisation est due à la corrosion galvanique de l'assemblage boulonné. Les boulons, considérés comme des cathodes, sont en contact avec l'aile du poteau, considéré comme anode, qui sera corrodée au voisinage de l'écrou. Vue l'existence des sollicitations dans l'assemblage, moment, effort tranchant, déformation et rotation, la corrosion sous contrainte (CSC) apparait et les contraintes seront amplifiées.

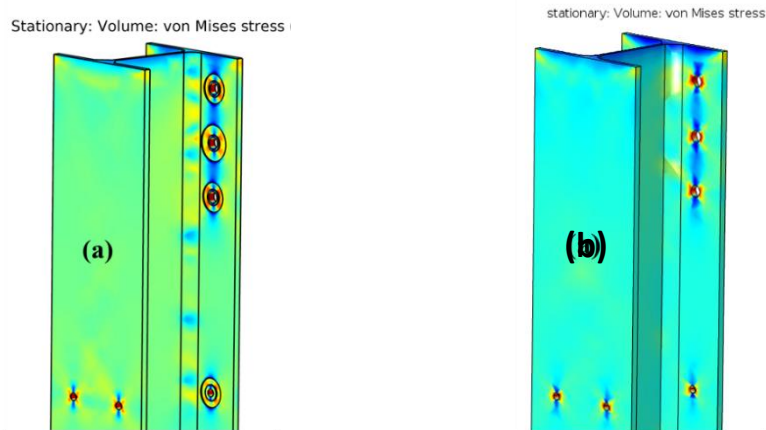


Figure 85: Répartition des contraintes de Von Mises. (a) assemblage corrodé (b) assemblage non corrodé.

La variation du déplacement en fonction de la contrainte des différentes rangées de boulons est représentée dans la Figure 86. Pour l'assemblage corrodé, les rangées 1, 2 et 3 représentent le déplacement le plus importants par rapport aux autres rangées. La contrainte maximale dans ces rangées varie entre 80 MPa et 100 MPa, tandis que leurs déplacements sont supérieurs à 3,6 mm. Pour l'assemblage non corrodé on peut remarquer que les rangées 1, 2, 3 et 4 représentent le même comportement avec des contraintes qui varient entre 100 MPa et 180 MPa et des déplacements maximaux qui peuvent atteindre 3,6mm. Pour l'assemblage corrodé le déplacement maximal est atteint pour des contraintes inférieurs à celles de l'assemblage non corrodé ce qui est justifié par la fragilisation de l'assemblage par corrosion sous contrainte CSC.

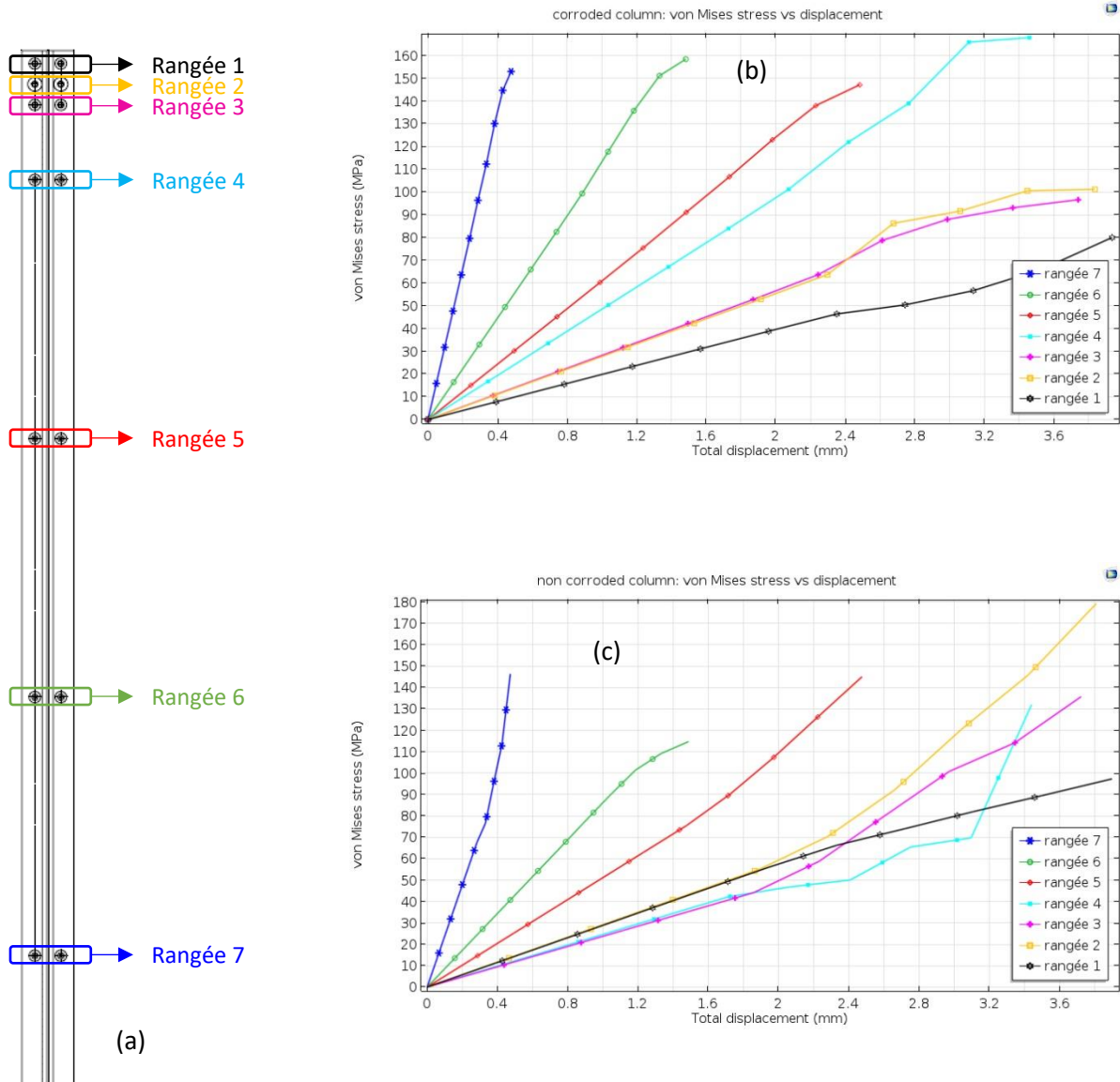


Figure 86: Courbes de contrainte-déplacement dans les rangées de boulons. (a) emplacement des rangées (b) assemblage corrodé (c) assemblage non corrodé

8.2 Contraintes dans les sections et déformation :

8.2.1 Contrainte de Von Mises :

Pour mettre en évidence l'état de contrainte dans les zones critiques du poteau, des sections de contraintes ont été représentées au niveau de chaque rangée de trous. Pour l'assemblage non corrodé la contrainte de Von Mises peut atteindre 237 MPa qui est proche de $\sigma_y=235$ MPa. Dans le poteau corrodé la contrainte peut atteindre 373 MPa qui est supérieur à la limite d'élasticité $\sigma_y=235$ MPa (Figure 87). Ceci est dû à la section réduite au niveau des rangées des trous, et par la suite une zone de concentration de contrainte est apparue. Par conséquent l'analyse élastoplastique s'avère nécessaire.

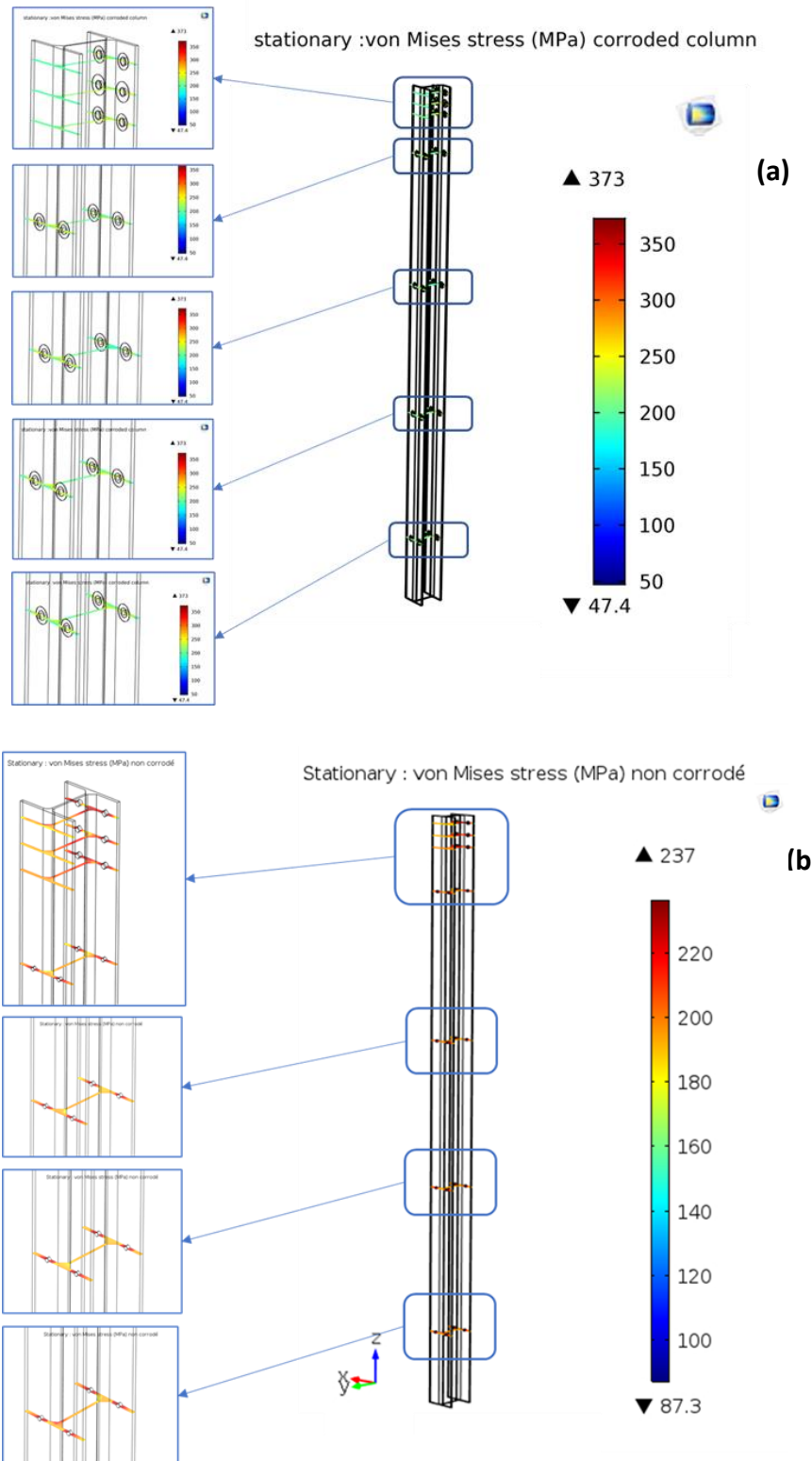


Figure 87: Contraintes dans les sections des trous. (a) assemblage corrodé (b) assemblage non corrodé

8.2.2 Contrainte d'écroutissage :

En se basant sur le comportement contrainte-déformation linéaire isotrope de l'acier S235 (Figure 80) et sur l'équation de la contrainte introduite (109), la contrainte d'écroutissage est

déterminée sur le logiciel Comsol Multiphysics. Cette contrainte est calculée dans les rangées des trous, considérées comme des zones de concentration de contraintes, afin de prédire l'état du comportement élastoplastique ainsi l'état de déformation. La figure 88 montre l'état de contrainte dans les zones corrodées de profondeur ($e = 2\text{mm}$) qui atteint 544 MPa. La déformation plastique équivalente est :

$$\varepsilon_p = \frac{\sigma - \sigma_y}{H} = \frac{544 - 235}{5000} = 0.06$$

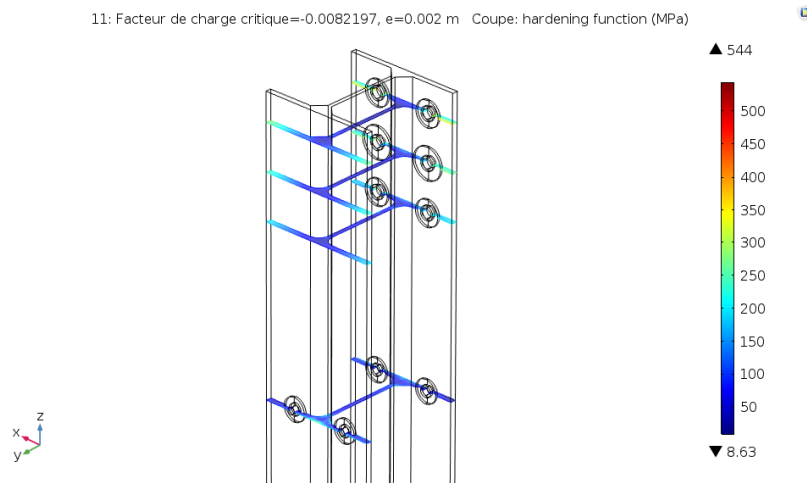


Figure 88: Contraintes d'écroutissage dans les sections des trous de l'assemblage corrodé.

8.2.3 Effet de la profondeur de la zone corrodée "e" :

Pour mettre en évidence l'effet de la profondeur "e" de la zone corrodée sur l'état de contrainte, une étude qui porte sur la variation de l'épaisseur de la zone corrodée et son impact sur la contrainte a été réalisée. Un balayage de "e" est réalisé de 1 mm à 2 mm avec un pas de 0,1 mm. Le résultat obtenu est la variation de l'état de contrainte d'écroutissage dans la section de chaque rangée de trous (Tableau 33). La figure 89 montre que les rangées 1, 5 et 6 représentent les contraintes les plus élevées et qui sont obtenues pour un épaisseur $e=1,1\text{ mm}$. Au fur et mesure que l'épaisseur "e" augmente on remarque une diminution des contraintes d'écroutissage due à la fragilisation du matériau.

Tableau 33: Valeurs de la contrainte d'écroutissage dans les rangées des trous en fonction de la profondeur de la zone corrodée.

Épaisseur de la zone corrodée "e" (mm)	Contrainte d'écroutissage (MPa)						
	Rangée 1	Rangée 2	Rangée 3	Rangée 4	Rangée 5	Rangée 6	Rangée 7
1	488	585	519	334	312	325	344
1,1	847	587	462	319	699	680	225
1,2	654	572	395	243	417	657	237
1,3	484	440	365	227	301	320	281
1,4	467	431	352	318	347	328	279
1,5	471	440	354	308	326	336	270
1,6	445	413	333	294	303	471	262
1,7	414	382	305	277	342	505	263
1,8	400	366	288	271	318	499	256
1,9	398	363	282	273	301	530	246
2	407	371	287	277	300	554	253

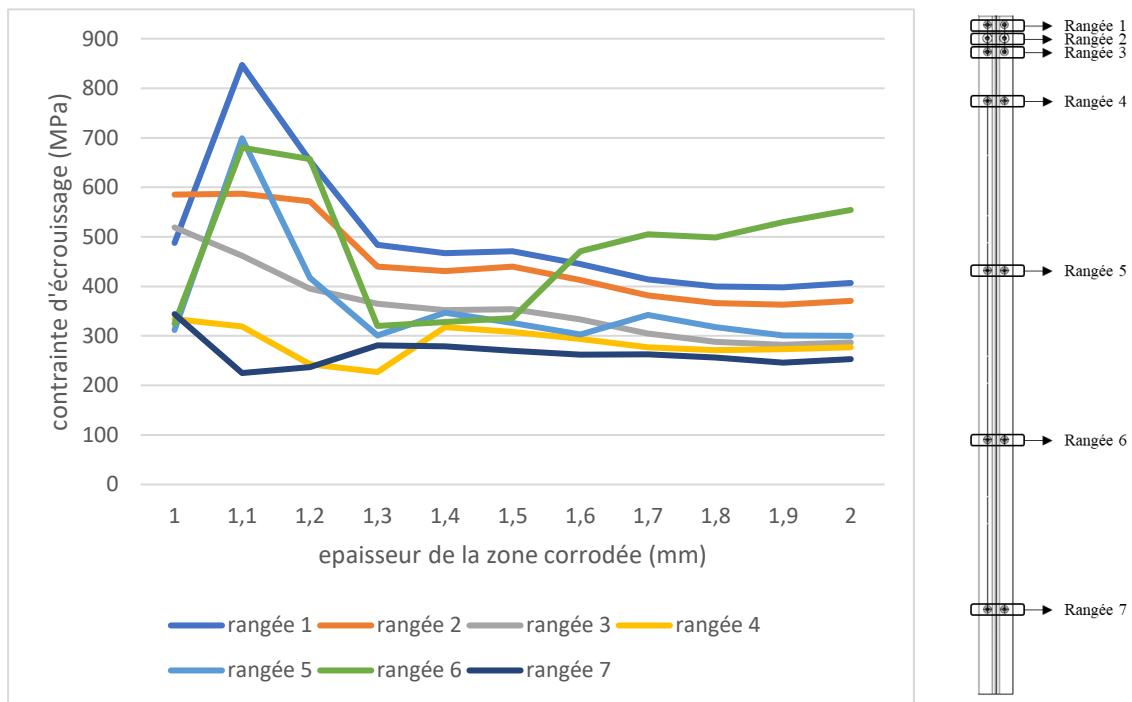


Figure 89: Courbe de la contrainte d'écroutissage dans les rangées des trous en fonction de la profondeur de la zone corrodée.

8.3 Déformation plastique :

Les figures 90 et 91 représentent l'évolution de l'état de déformation en fonction du chargement dans les poteaux : corrodé et non corrodé. À 50% du chargement la déformation plastique est localisée seulement à l'entourage des trous. À 100% de la charge, on peut remarquer une propagation importante de la déformation. Cette vitesse de propagation de la

déformation est amplifiée à cause de la fragilisation du matériau due à la corrosion de la zone des trous. Par conséquent, on est devant le mécanisme de la corrosion sous contraintes (CSC) qui participe à augmenter la déformation de la zone corrodée.

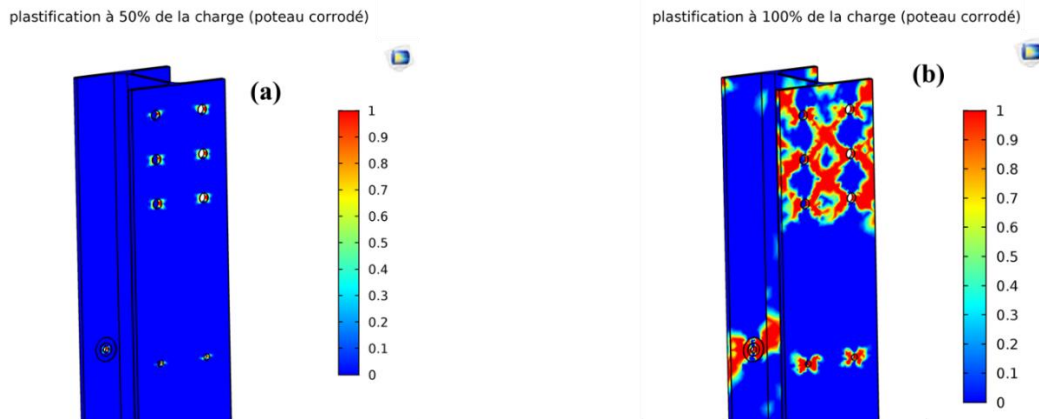


Figure 90: Etat de la déformation plastique du poteau corrodé. (a) 50% de la charge. (b) 100% de la charge

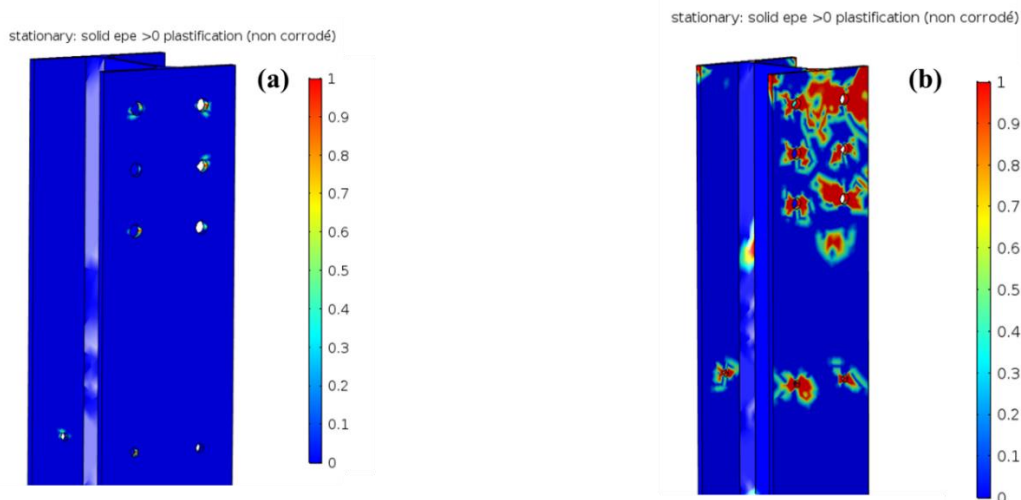


Figure 91: Etat de la déformation plastique du poteau non corrodé. (a) 50% de la charge. (b) 100% de la charge

Le comportement du matériau est élastoplastique linéaire et la déformation plastique des poteaux corrodés et non corrodés sont :

$$\varepsilon_p(\text{corrodé}) = \frac{d\sigma}{H} = \frac{373 - 235}{5000} = 0.0276$$

$$\varepsilon_p(\text{non corrodé}) = \frac{d\sigma}{H} = \frac{237 - 235}{5000} = 4.10^{-4}$$

On peut aussi calculer la vitesse de déformation en fonction de la vitesse du chargement :

$$\dot{\sigma} = \frac{EH}{E + H} \dot{\varepsilon} = \frac{235.10^3 \times 5.10^3}{235.10^3 + 5.10^3} \dot{\varepsilon} = 4,9.10^3 \dot{\varepsilon}$$

Conclusion

La vérification de l'instabilité due au flambement est nécessaire pour vérifier la résistance des poteaux en acier. Dans cette étude, la résistance d'un poteau corrodé est vérifiée au flambement. Deux poteaux en acier S235 ont été pris en considération : un poteau corrodé et l'autre non corrodé. Afin de simuler le comportement réel du matériau, un modèle isotrope linéaire a été introduit dans le logiciel Comsol Multiphysics. Les zones corrodées dans le poteau sont situées au niveau des assemblages avec la traverse et les lisses. Deux types de corrosion vont apparaître : la corrosion galvanique et la corrosion sous contrainte (CSC). Les zones corrodées par corrosion galvanique seront amplifiées par CSC à cause de l'existence de plusieurs sollicitations mécaniques : moments, efforts tranchants, rotation,...). Le calcul selon l'Eurocode 3 a montré que la résistance au flambement du poteau non corrodé est vérifiée, tandis que celle du poteau corrodé ne l'est pas. La corrosion sous contrainte amplifie les sollicitations dans le poteau corrodée, surtout au niveau des zones corrodées. Cette amplification des sollicitations engendre une augmentation des contraintes de Von Mises dans les sections des trous (zone de concentration de contraintes). Une étude paramétrique a été menée prenant en considération la profondeur de la zone corrodée et son impact sur la contrainte d'écroutissage et sur la déformation plastique du poteau corrodé. Il a été montré que les rangées qui présentent une contrainte maximale sont les rangées 1, 5 et 6. Ainsi la déformation plastique ε_p dans le poteau corrodé est supérieur à celle du poteau non corrodé. Cette déformation est localisée excessivement au voisinage des trous considérées comme zones de concentration de contraintes.

REFERENCES :

- [1] Czarnecki, A. A. and Nowak, A. S. (2008). "Time-variant reliability profiles for steel girder bridges." *Structural Safety*, 30(1), pp. 49-64.
- [2] Daniel H. Herring. *Fastener Failures Due to Stress Corrosion Cracking*. Fastener Technology International/August 2010
- [3] R.Radouani, Y.Ech-charqy, M.Essahli. Numerical modeling of the effect of conductivity in galvanic corrosion between different types of stainless steel and carbon steel in a bolted joint. *Modelling and Simulation in Engineering*.
- [4] MEMOTECH structures métalliques. Edition CASTEILLA, mise à jour 2004.
- [5] Charge d'exploitation pour les bâtiments. NORME FRANÇAISE NF P 06-001
- [6] Règles NV65 (DTU P06-002) (avril 2000) : Règles de calcul définissant les effets de la neige et du vent sur les constructions et annexes (CSTB 2000 ISBN 2-86891-284-2)
- [7] Jaspart J.P., (2000). « General report: session on connections », *Journal of Constructional Steel Research* 55, p.p. 69–89.
- [8] Trahair N.S., Bradford M.A., Nethercot D.A. and Gardner L., (2007). « The behaviour and design of steel structures to EC3 ». 4th edition British, London, Spon Press.
- [9] Chen W.F., (2000). « Practical analysis for semi-rigid frame design », Singapore, World Scientific
- [10] EN 1993-1-8. Design of steel structures –part 1-8: Design of joints.
- [11] American Institute of Steel Construction (AISC), (1986). □Load and resistance factor design specification for structural steel buildings□. Chicago.
- [12] Colson A and Bojorhovde R., (1992). « Intérêt économique des assemblages semi-rigide », *Construction Métallique* N° 2, pp. 37-41.
- [13] EN 1993-1-1:2005 Eurocode 3: Design of steel structures. Part 1-1: General rules and rules for buildings.
- [14] Beaulieu LV, Legeron F, Langlois S, "Compression strength of corroded steel angle members", *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 66, pp. 1366-1373, 2010.
- [15] Paik JK, Lee JM, Ju Ko M, "Ultimate shear strength of plate members with pit corrosion wastage", *Thin-Walled Structures*, vol. 42, pp. 1161-1176, 2004.
- [16] Rahgozar R, "Remaining capacity assessment of corrosion damaged beams using minimum curves", *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 65, pp. 299-307, 2009.
- [17] Sadovsky Z, Drdacky M, "Buckling of plate strip subjected to localised corrosion – a stochastic model", *Thin-Walled Structures*, vol. 39, pp. 247-259, 2001.
- [18] Nakai T, Matsushita H, Yamamoto N, Arai H, "Effect of pitting corrosion on local strength of hold frames of bulk carrier (1st report)", *Marine Structures*, vol. 17, pp. 403-432, 2004.
- [19] Nakai T, Matsushita H, Yamamoto N, Arai H, "Effect of pitting corrosion on local strength of hold frames of bulk carrier (2nd report) – Lateral – distortional buckling and local face buckling", *Marine Structures*, vol. 17, pp. 612-641, 2004.
- [20] Heinemeyer C, Feldman M, "The influence of rivet corrosion on the durability of riveted connections", 6th European Conference on Steel and Composite Structures, Budapest, Hungary, vol. C, pp. 2217-222, 2011.
- [21] Oszvald. K (2013) "Analyses of Corroded Steel Angles under Eccentric Loading", Second Conference of Junior Researchers in Civil Engineering.
- [22] Petr Hradil : experiences from numerical modelling of details with ductile failure. Research report VTT-R01177-1

Conclusion générale :

Les études réalisées dans cette thèse portent sur le calcul de la durée de vie et la vérification de la résistance d'un assemblage boulonné de type poteau avec platine d'extrémité soumis à la corrosion galvanique et la corrosion sous contrainte. La méthode des éléments finis a été utilisée sur le logiciel Comsol Multiphysics et un modèle 2D a été élaboré pour déterminer le taux de corrosion de la platine d'extrémité. La première étape s'intéresse à la corrosion galvanique entre un boulon en acier faiblement allié et une platine d'extrémité en acier au carbone. Trois matériaux (20MnCr5, 42CrMo4, 32CrMoV13) et trois boulons (M12, M16, M20) ont été testés dans deux épaisseurs d'électrolyte 1M HCl ($e = 1\text{mm}$, $e = 20\text{mm}$). On constate que la vitesse de corrosion de la partie anodique (plaque d'extrémité) est plus élevée pour le matériau 32CrMoV13 et qu'elle augmente si le diamètre du boulon et l'épaisseur de l'électrolyte augmentent ($\text{Cr}(M20) > \text{Cr}(M16) > \text{Cr}(M12)$ et $\text{Cr}(e=20\text{mm}) > \text{Cr}(e=1\text{mm})$).

Dans la deuxième étape, la corrosion galvanique est réalisée entre un boulon en acier inoxydable : austénitique (SS304L, SS316L), martensitique (SS410, SS420) et duplex (32101) et une platine d'extrémité en acier au carbone S235. Cette modélisation est réalisée dans différents types d'électrolytes (0.9% NaCl, 3.5% NaCl, 1M HCl, 2M HCl, 3M HCl) avec différentes conductivités afin d'évaluer l'effet de la conductivité sur la vitesse de corrosion de la platine d'extrémité (anode). Les résultats obtenus montrent, d'une part, que cette vitesse de corrosion augmente lorsque la conductivité augmente, d'autre part, que les aciers inoxydables ayant la plus grande résistance à la corrosion provoquent une perte de masse considérable de la plaque d'extrémité et par conséquent une diminution de la durée de vie de l'assemblage boulonné.

L'étape suivante consiste à étudier la vérification de la résistance mécanique de trois assemblages corrodés soumis à une fissuration par corrosion sous contrainte CSC. Le chargement appliqué est sous forme de déplacement imposés, la CSC engendre un amorçage des contraintes dans les zones corrodées. Les résultats obtenus montrent que les assemblages corrodés sont vérifiés ; les contraintes ne dépassent pas la limite d'élasticité du matériau et par la suite les déplacements sont plus faibles, le moment appliqué sur l'assemblage M_x est inférieur au moment résistant $M_{j,Rd}$ et la pression de contact C_n appliquée par les boulons sur les parties corrodées de la platine d'extrémité est inférieure à la limite d'élasticité du matériau même si la zone corrodée est de plus en plus large.

Une vérification de la résistance au flambement a été réalisée sur un poteau corrodé. Dans cette étude un poteau corrodé en acier S235 (comportement élastoplastique) est analysé numériquement et comparé avec un poteau non corrodé. Sous des conditions aux limites appliquées au poteau et un maillage bien défini dans les zones de concentration de contraintes, les résultats ont montré que le poteau corrodé ne répond pas au critère de résistance au flambement. Les contraintes d'écroutissement varient avec la variation de la profondeur de la zone corrodée. Cette contrainte est maximale au niveau des sections des rangées des trous et dépasse la limite élastique et la limite à la rupture de l'acier S235.

Les méthodes de dimensionnement et de vérification de la résistance des assemblages boulonnés adoptées par les ingénieurs ne prennent pas l'effet de la corrosion. Pourtant, il est montré que plusieurs paramètres peuvent affecter le taux de corrosion des éléments des assemblages boulonnés. Le matériau des boulons, la taille des boulons, la conductivité et l'épaisseur de l'électrolyte sont tous des paramètres qui modifient la valeur du taux de corrosion d'une part, et la résistance mécanique d'autre part.

La corrosion n'affecte pas seulement les assemblages boulonnés mais aussi les assemblages soudés sont concernés. Les prochaines études porteront sur l'impact de la corrosion sur le cordon de soudure considéré comme élément principal qui assure la liaison entre les pièces. Des modèles numériques 2D et 3D doivent être élaborés pour déterminer la vitesse de corrosion des joints soudés et pour vérifier la résistance des différents éléments de l'assemblage soudé.

La corrosion des barres de contreventement sera aussi l'objectif de prochaines études. Les systèmes de contreventement sont primordiaux pour assurer la stabilité longitudinale et transversale de la structure entière. La réduction de section par perte de matière due à la corrosion de ces barres peut diminuer leur résistance et engendrer des concentrations de contrainte et des grands déplacements.

ANNEXE

RAPPORT DE CALCUL SUR COMSOL MULTIPHYSICS

Simulation de la Corrosion galvanique entre boulons en acier faiblement allié et platine en acier au carbone dans un assemblage boulonné.

1. GLOBAL DEFINITIONS

PRODUITS UTILISES

COMSOL Multiphysics
Corrosion Module

1.1 PARAMETERS 1

PARAMETRES

Nom	Expression	Valeur	Description
Eeq_cat	-0.488[V]	-0.488 V	Equilibrium potential, cathode
i0_cat	0.16E1[A/m ²]	1.6 A/m ²	Exchange current density, cathode
A_cat	-124.3[mV]	-0.1243 V	Tafel slope, cathode
Eeq_an	-0.553[V]	-0.553 V	Equilibrium potential, anode
i0_an	0.355E1[A/m ²]	3.55 A/m ²	Exchange current density, anode
A_an	65[mV]	0.065 V	Tafel slope, anode
ilim_an	-5.6 ⁻² [A/m ²]	-0.031888 A/m ²	Limiting current density, anode
K	0.0075 [m]	0.0075 m	hauteur de la tete
S	0.009 [m]	0.009 m	surplat
e	0.0265 [m]	0.0265 m	entraxe

2 Component 1

REGLAGES

Description	Valeur
Système d'unités	Identique au système global
Ordre des fonctions de forme géométrique	Automatique

2.1 DEFINITIONS

2.1.1 Coordinate Systems

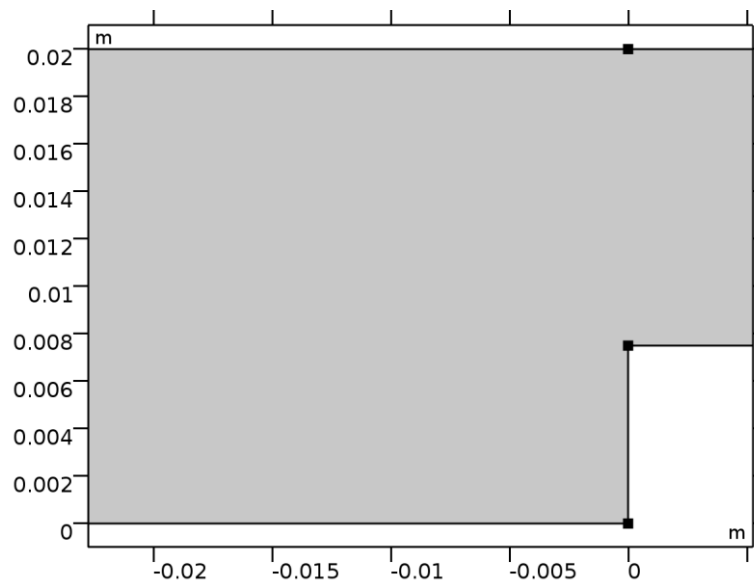
8.3.1.1 Boundary System 1

Type de système de coordonnées	Repère sur frontière
Etiquette	sys1

REGLAGES

Première	Deuxième	Troisième
t1	n	to

2.2 GEOMETRY 1



Geometry 1

UNITES

Unité de longueur	m
-------------------	---

Unité d'angle	deg
---------------	-----

STATISTIQUES GEOMETRIQUES

Description	Valeur
Dimensions d'espace	2
Nombre de domaines	1
Nombre de frontières	7
Nombre de points	7

2.2.1 Rectangle 1 (r1)

POSITION

Description	Valeur
Position	{-e, 0}

TAILLE

Description	Valeur
Largeur	e
Hauteur	0.02

2.2.2 Rectangle 3 (r3)

POSITION

Description	Valeur
Position	{0, K}

TAILLE

Description	Valeur
Largeur	S
Hauteur	0.02 - K

2.2.3 Union 1 (uni1)

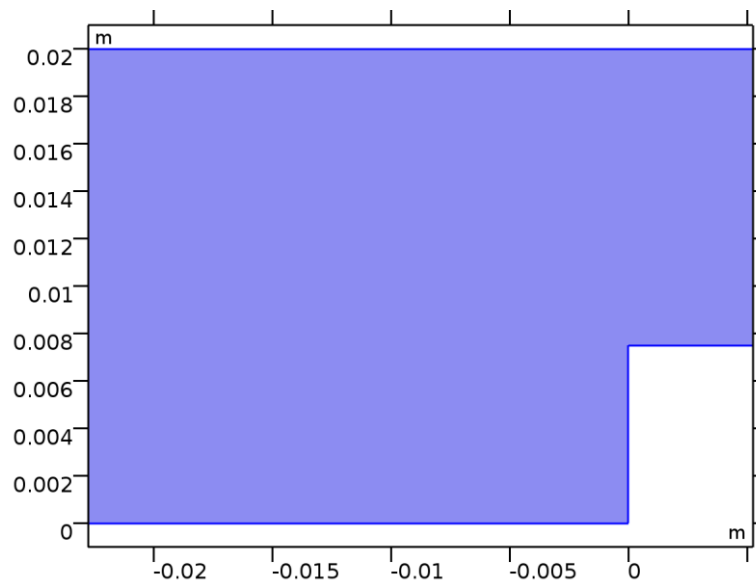
COMPOSITION

Description	Valeur
Conserver les frontières internes	Désactivé

2.3 SECONDARY CURRENT DISTRIBUTION

PRODUITS UTILISES

COMSOL Multiphysics
Corrosion Module



Secondary Current Distribution

SELECTION

Niveau géométrique	Domaine
Sélection	Domaine 1

EQUATIONS

$$\begin{aligned} \nabla \cdot \mathbf{i}_l &= Q_l, & \mathbf{i}_l &= -\sigma_l \nabla \phi_l \\ \nabla \cdot \mathbf{i}_s &= Q_s, & \mathbf{i}_s &= -\sigma_s \nabla \phi_s \\ \phi_l &= \text{phil}, & \phi_s &= \text{phis} \end{aligned}$$

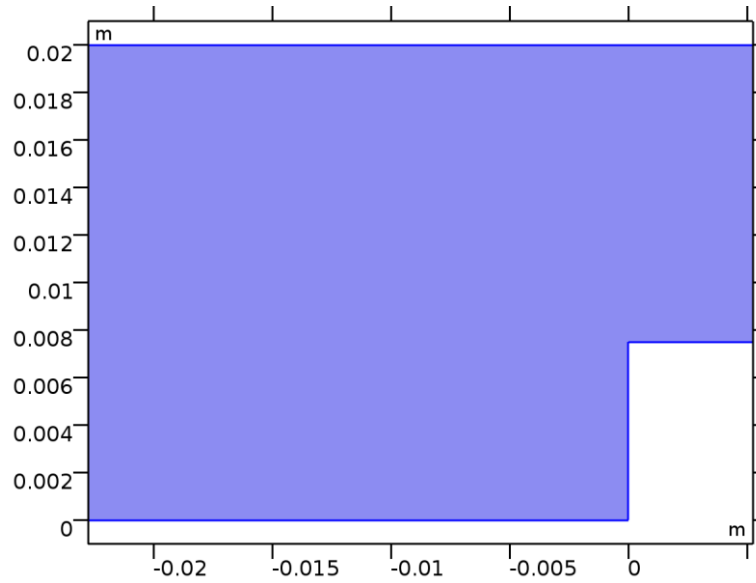
2.3.1 Réglages de l'interface

8.3.1.2 Epaisseur dans la direction perpendiculaire au plan

SETTINGS

Description	Value
Epaisseur	1[m]

2.3.2 Electrolyte 1



Electrolyte 1

SELECTION

Niveau géométrique	Domaine
Sélection	Domaine 1

EQUATIONS

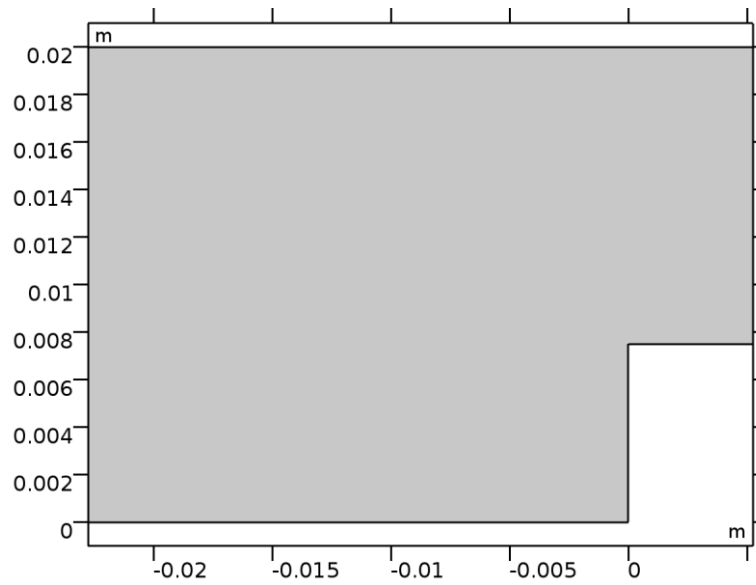
$$\nabla \cdot \mathbf{i}_l = Q_l, \quad \mathbf{i}_l = -\sigma_l \nabla \phi_l$$

8.3.1.3 *Electrolyte*

SETTINGS

Description	Value
Conductivité de l'électrolyte	Défini par l'utilisateur
Conductivité de l'électrolyte	{{33.2, 0, 0}, {0, 33.2, 0}, {0, 0, 33.2}}
Repère	Repère global

2.3.3 Insulation 1



Insulation 1

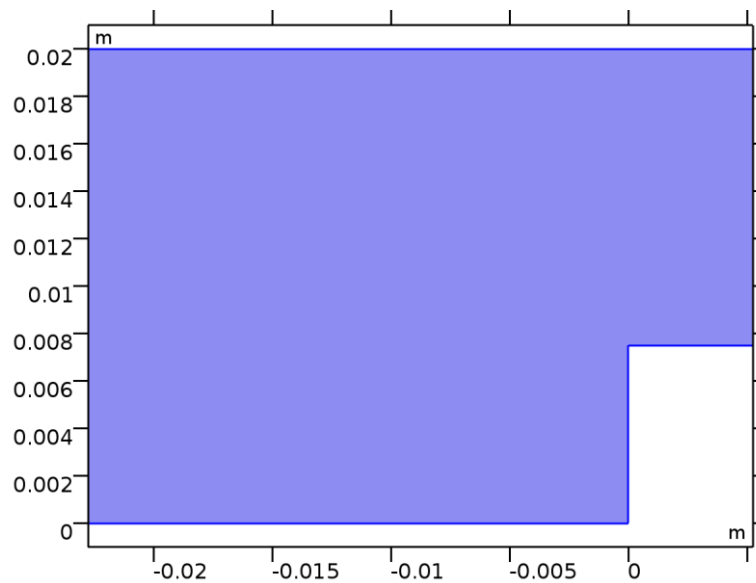
SELECTION

Niveau géométrique	Frontière
Sélection	Pas de frontières

EQUATIONS

$$-\mathbf{n} \cdot \mathbf{i}_j = 0, \quad -\mathbf{n} \cdot \mathbf{i}_s = 0$$

2.3.4 Initial Values 1

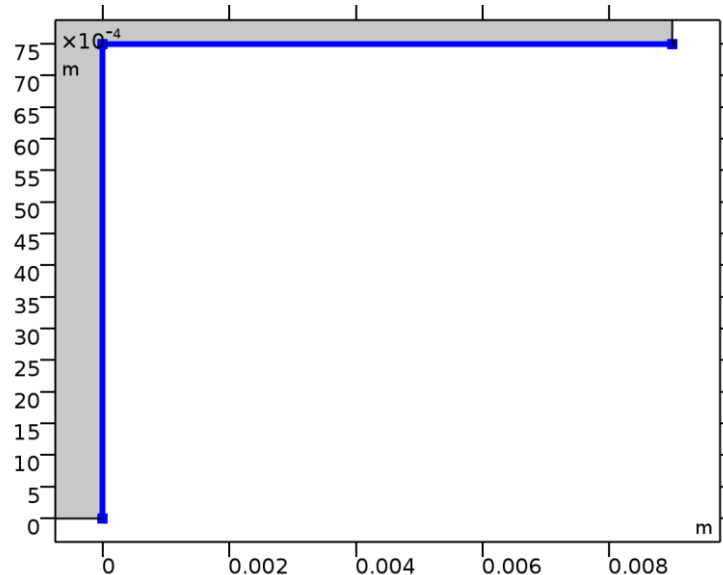


Initial Values 1

SELECTION

Niveau géométrique	Domaine
Sélection	Domaine 1

2.3.5 Electrode Surface 1



Electrode Surface 1

SELECTION

Niveau géométrique	Frontière
Sélection	Frontières 4-5

EQUATIONS

$$\mathbf{n} \cdot \mathbf{i}_l = i_{\text{total}}$$

$$i_{\text{total}} = \sum_m i_{\text{loc},m} + i_{\text{dl}}$$

8.3.1.4 Espèces en dissolution et déposition

SETTINGS

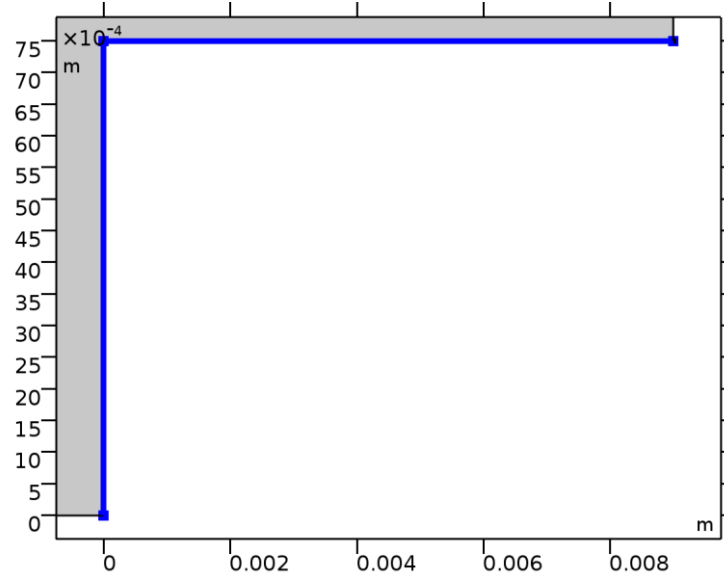
Description	Value
Espèce	
Résoudre pour les variables de concentration de surface	Activé
Compenser l'élongation de la frontière	Activé
Résistance du film	Pas de résistance du film
Amplitude de la perturbation	0

Description	Value
Condition limite	Potentiel électrique
Potentiel électrique externe	0

8.3.1.5 Contraintes

Contrainte	Force de contrainte	Fonction de forme	Sélection	Détails
siec.Ect-siec.Eeq	test(siec.Ect)	Lagrange (Linéaire)	Frontières 4–5	Sur les éléments

8.3.1.6 Electrode Reaction 1



Electrode Reaction 1

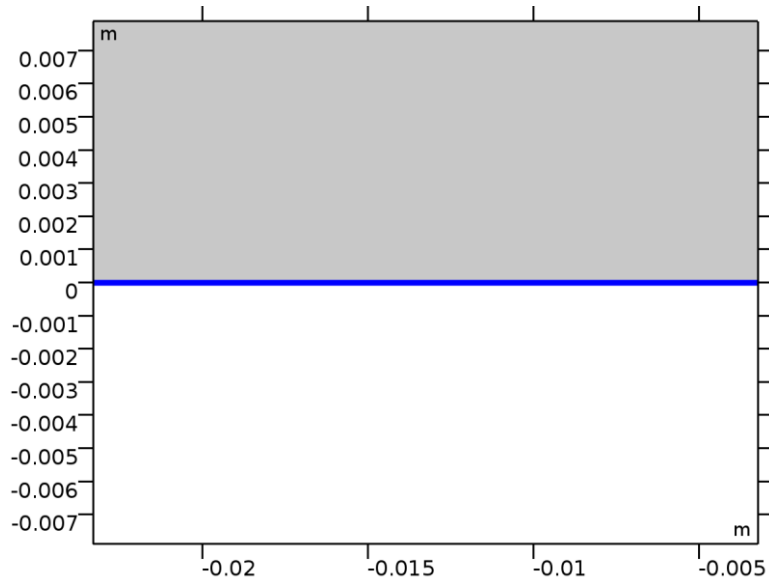
SELECTION

Niveau géométrique	Frontière
Sélection	Frontières 4–5

EQUATIONS

$$\eta = \phi_{s,\text{ext}} - \phi_i - E_{\text{eq}}$$

2.3.6 Electrode Surface 2



Electrode Surface 2

SELECTION

Niveau géométrique	Frontière
Sélection	Frontière 2

EQUATIONS

$$\mathbf{n} \cdot \mathbf{i}_j = i_{\text{total}}$$

$$i_{\text{total}} = \sum_m i_{\text{loc},m} + i_{\text{dl}}$$

$$\frac{\partial c_{d,j}}{\partial t} = \sum_m R_{d,j,m}$$

$$\Delta s = \sum_j \frac{c_{d,j} - c_{d,j,0}}{\rho_j / M_j}$$

$$v_n = \sum_j \sum_m \frac{R_{d,j,m} M_j}{\rho_j}$$

8.3.1.7 Espèces en dissolution et déposition

Espèce	Masse volumique	Masse molaire
Fe	7800	0.0558

SETTINGS

Description	Value
Résoudre pour les variables de concentration de surface	Activé

Description	Value
Compenser l'élongation de la frontière	Activé
Résistance du film	Pas de résistance du film
Amplitude de la perturbation	0
Condition limite	Potentiel électrique
Potentiel électrique externe	0

8.3.1.8 Fonctions de forme

Nom	Fonction de forme	Unité	Description	Référentiel de la forme	Sélection
siec.c_ee bii2_Fe	Lagrange (Linéaire)	mol/m ²	Concentration des espèces en dissolution et déposition	Référentiel matériau	Frontière 2

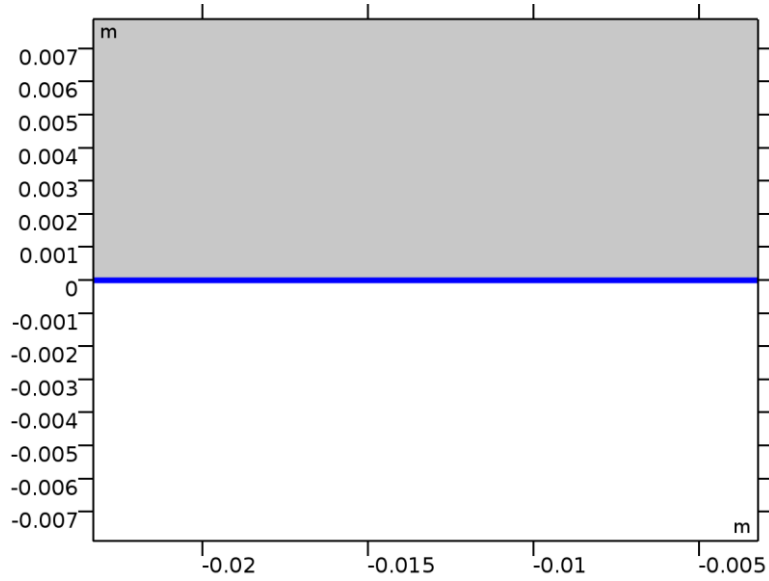
8.3.1.9 Expressions faibles

Expression faible	Ordre d'intégration	Référentiel d'intégration	Sélection
siec.mcf_Fe	2	Référentiel matériau	Points 1, 3
- d(siec.c_eebii2_Fe,TIME)*test(siec.c_eebii2_Fe) - siec.c_eebii2_Fe*d(log(max(siec.dA,eps^2)),TIME)*test(siec.c_eebii2_Fe)- siec.c_eebii2_Fe*(test(siec.c_eebii2_FeTx)*siec.utmshx+test(siec.c_eebii2_FeTy)*siec.utmshy))	2	Référentiel matériau	Frontière 2

8.3.1.10 Contraintes

Contrainte	Force de contrainte	Fonction de forme	Sélection	Détails
siec.Ect-siec.Eeq	test(siec.Ect)	Lagrange (Linéaire)	Frontière 2	Sur les éléments

8.3.1.11 Electrode Reaction 1



Electrode Reaction 1

SELECTION

Niveau géométrique	Frontière
Sélection	Frontière 2

EQUATIONS

$$\eta = \phi_{s,ext} - \phi_l - E_{eq}$$

8.3.1.11.1 Potentiel d'équilibre

SETTINGS

Description	Value
Potentiel d'équilibre	Défini par l'utilisateur
Potentiel d'équilibre	Eeq_an
Dérivée du potentiel d'équilibre par rapport à la température	Défini par l'utilisateur
Dérivée du potentiel d'équilibre par rapport à la température	0
Type d'expression cinétique	Equation de Tafel à l'anode
Densité de courant d'échange	i0_an
Pente de Tafel à l'anode (>0)	A_an
Densité de courant limitant	Désactivé
Nombre d'électrons participatifs	2

Description	Value
Température	Défini par l'utilisateur
Température	293.15[K]

8.3.1.11.2 Coefficients stoechiométrique

Espèce	Coefficient stoechiométrique
Fe	1

siec.eebii2.er1.iloc c	siec.iloc_er1	A/m ²	Densité de courant local, Electrode Reaction 1	Frontière 2	
---------------------------	---------------	------------------	--	-------------	--

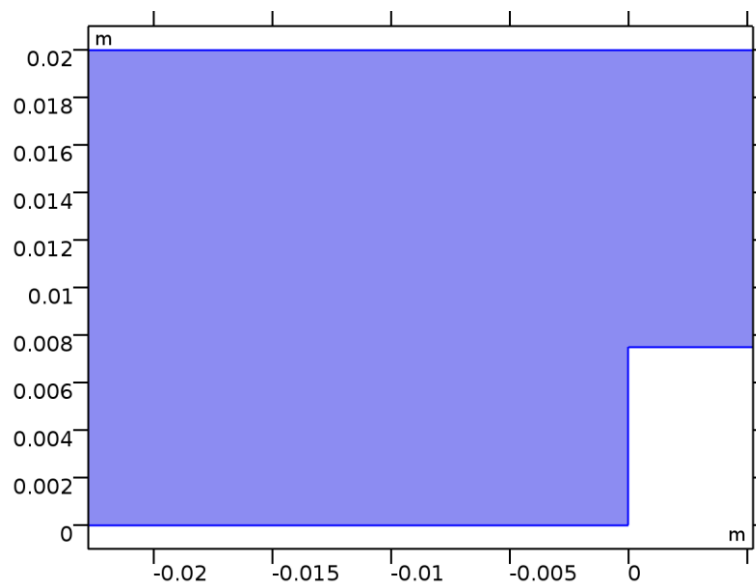
8.3.1.11.3 Expressions faibles

Expression faible	Ordre d'intégration	Référentiel d'intégration	Sélection
- 0.5*siec.iloc_er1*test(siec.c_eebii2_Fe)/F_const	2	Référentiel matériau	Frontière 2

2.4 DEFORMED GEOMETRY

PRODUITS UTILISES

COMSOL Multiphysics



Deformed Geometry

SELECTION

Niveau géométrique	Domaine
Sélection	Domaine 1

2.4.1 Réglages de l'interface

8.3.1.12 Paramètres des vues

SETTINGS

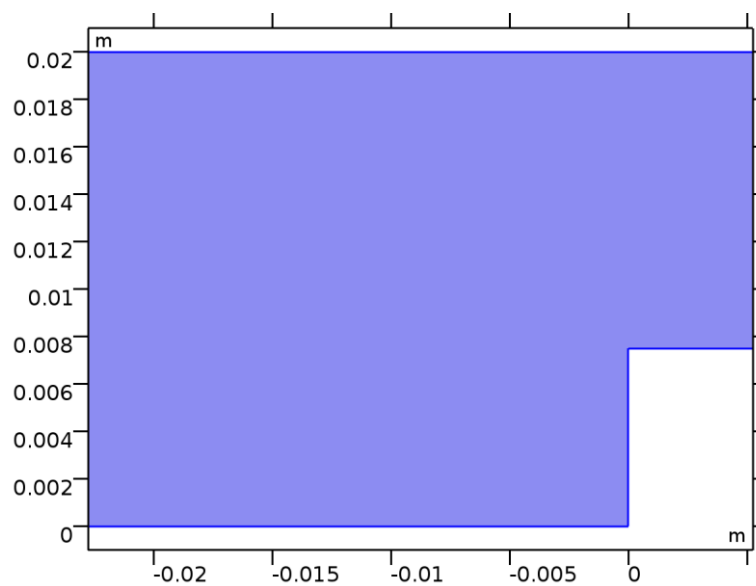
Description	Value
Ordre des fonctions de forme géométrique	1

8.3.1.13 Fonctionnalité héritée (réservée au développement)

SETTINGS

Description	Value
Utiliser les anciennes fonctionnalités des référentiels en mouvement	Désactivé

2.4.2 Free Deformation



Free Deformation

SELECTION

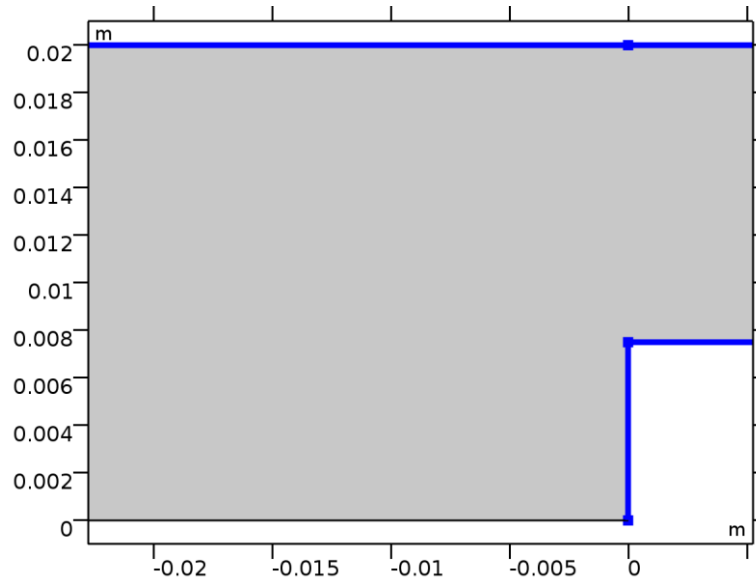
Niveau géométrique	Domaine
Sélection	Domaine 1

2.5 MULTIPHYSICS

2.5.1 Non-Deforming Boundary 1

PRODUITS UTILISES

COMSOL Multiphysics
Corrosion Module



Non-Deforming Boundary 1

SELECTION

Niveau géométrique	Frontière
Sélection	Frontières 1, 3–7

EQUATIONS

$$(\mathbf{x} - \mathbf{X}) \cdot \mathbf{N} = 0$$

8.3.1.14 Frontière sans déformation

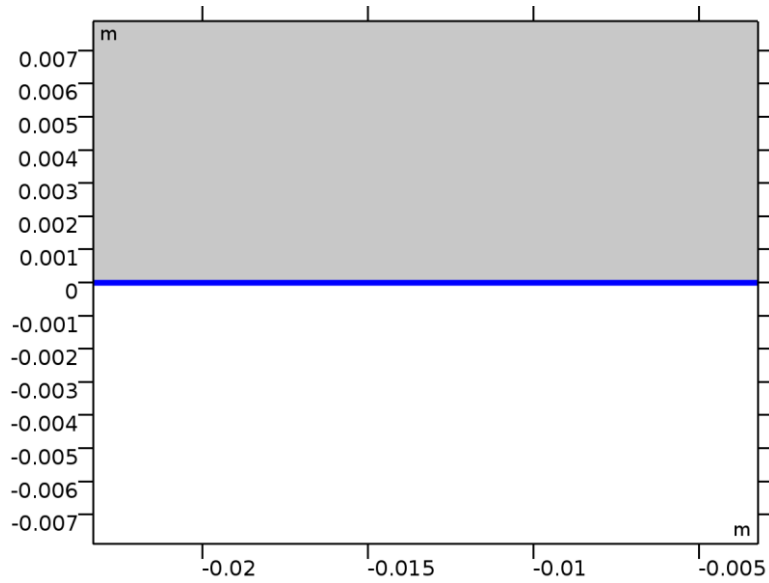
SETTINGS

Description	Value
Condition limite	Déplacement normal nul
Electrochimie	Secondary Current Distribution (siec)
Géométrie déformée	Deformed Geometry (dg)

2.5.2 Deforming Electrode Surface 1

PRODUITS UTILISES

COMSOL Multiphysics
Corrosion Module



Deforming Electrode Surface 1

SELECTION

Niveau géométrique	Frontière
Sélection	Frontière 2

EQUATIONS

$$\mathbf{n} \cdot \frac{d\mathbf{x}}{dt} = v_n$$

8.3.1.15 Lissage de frontière mobile

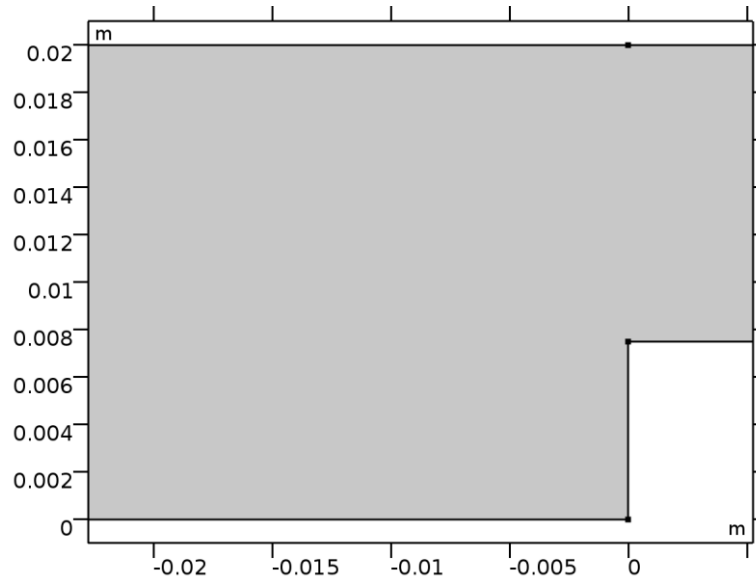
SETTINGS

Description	Value
Activer le lissage des limites mobiles	Activé
Réglage des paramètres de lissage de frontière mobile	0.5
Electrochimie	Secondary Current Distribution (siec)
Géométrie déformée	Deformed Geometry (dg)

2.6 MESH 1

STATISTIQUES DE MAILLAGE

Description	Valeur
Qualité minimale des éléments	0.0
Qualité moyenne des éléments	0.0



Mesh 1

2.6.1 Size (size)

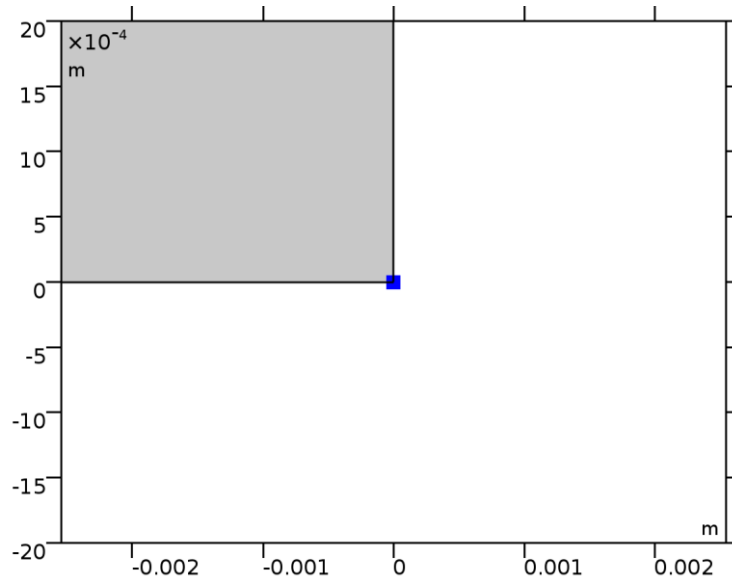
REGLAGES

Description	Valeur
Taille d'élément maximale	0.00238
Taille d'élément minimale	1.06E-5
Facteur de courbure	0.3
Taux de croissance maximum des éléments	1.3

2.6.2 Taille 1 (size1)

SELECTION

Niveau géométrique	Point
Sélection	Point 3

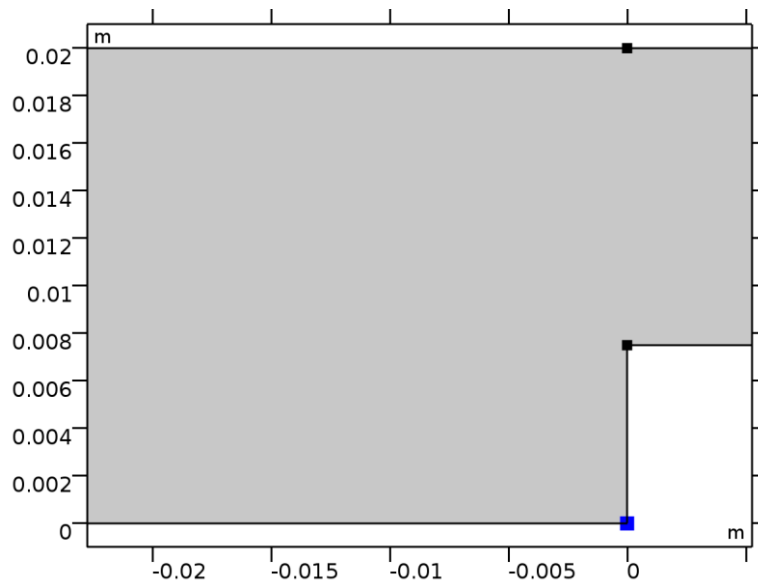


Taille 1

REGLAGES

Description	Valeur
Taille d'élément maximale	3.55E-4
Taille d'élément minimale	7.1E-7
Facteur de courbure	0.2
Taille prédéfinie	Extrêmement fin

2.6.3 Triangle libre 1 (ftri1)



Triangle libre 1

3 INFORMATION SUR LE CALCUL

Temps de calcul	58 s
CPU	Intel64 Family 6 Model 58 Stepping 9, 2 coeurs
Système d'exploitation	Windows 10

3.1 PARAMETRIC SWEEP

Nom du paramètre	Liste des valeurs des paramètres	Unité des paramètres
K	0.0075 0.01 0.0125	m
S	0.009 0.012 0.015	m

REGLAGES DE L'ETUDE

Description	Valeur
Type de balayage	Toutes les combinaisons possibles
Nom du paramètre	{K, S}
Unité	{m, m}

PARAMETRES

Nom du paramètre	Liste des valeurs des paramètres	Unité des paramètres
K (hauteur de la tete)	0.0075 0.01 0.0125	m
S (surplat)	0.009 0.012 0.015	m

3.2 CURRENT DISTRIBUTION INITIALIZATION

SELECTION DE LA PHYSIQUE ET DES VARIABLES

Interface physique	Discretisation
Secondary Current Distribution (siec)	physics
Deformed Geometry (dg)	physics

SELECTION DU MAILLAGE

Géométrie	Maillage
Geometry 1 (geom1)	mesh1

3.3 TIME DEPENDENT

Temps	Unité
range(0, 30*24*3600, 12*30*24*3600)	s

REGLAGES DE L'ETUDE

Description	Valeur
Tolérance	Contrôlé par l'utilisateur
Tolérance relative	0.001

EXTENSIONS DE L'ETUDE

Description	Valeur
Remaillage automatique	Activé

REGLAGES

Description	Valeur
Remaillage pour la géométrie	Geometry 1

SELECTION DE LA PHYSIQUE ET DES VARIABLES

Interface physique	Discrétisation
Secondary Current Distribution (siec)	physics
Deformed Geometry (dg)	physics

SELECTION DU MAILLAGE

Géométrie	Maillage
Geometry 1 (geom1)	mesh1

3.4 SOLVER CONFIGURATIONS

3.4.1 Solution 1

8.3.1.16 Compiler les équations: Current Distribution Initialization (st1)

ETUDE ET ETAPE

Description	Valeur
Utiliser l'étude	Study 1
Utiliser l'étape de l'étude	Current Distribution Initialization

8.3.1.17 Variables dépendantes 1 (v1)

GENERAL

Description	Valeur
Défini par l'étape de l'étude	Current Distribution Initialization

8.3.1.17.1 Concentration des espèces en dissolution et déposition (comp1.siec.eebii2.c) (comp1_siec_eebii2_c)

GENERAL

Description	Valeur
Composantes du champ des inconnues	comp1.siec.c_Fe
Résoudre pour ce champ d'inconnues	Désactivé

8.3.1.17.2 Multiplicateur de Lagrange (comp1.siec.ndef_lm) (comp1_siec_ndef_lm)

GENERAL

Description	Valeur
Composantes du champ des inconnues	ndef_lm
Résoudre pour ce champ d'inconnues	Désactivé
Conserver dans le modèle à l'issue du calcul	Désactivé

8.3.1.17.3 Coordonnées matériau (Référentiel géométrique) (comp1.xy) (comp1_xy)

GENERAL

Description	Valeur
Composantes du champ des inconnues	{x, y}
Résoudre pour ce champ d'inconnues	Désactivé

MISE A L'ECHELLE

Description	Valeur
Méthode	Manuel
Mise à l'échelle	4.4019620625352957E-4

8.3.1.17.4 Potentiel de l'électrolyte (comp1.phil) (comp1_phil)

GENERAL

Description	Valeur
Composantes du champ des inconnues	comp1.phil

8.3.1.17.5 Vitesse du maillage lissé (Référentiel matériau) (comp1.siec.vmbs) (comp1_siec_vmbs)

GENERAL

Description	Valeur
Composantes du champ des inconnues	{vmbsx, vmbsy}
Résoudre pour ce champ d'inconnues	Désactivé

8.3.1.18 Solveur stationnaire 1 (s1)

GENERAL

Description	Valeur
Défini par l'étape de l'étude	Current Distribution Initialization

8.3.1.18.1 Couplage fort 1 (fc1)

GENERAL

Description	Valeur
Solveur linéaire	Direct 1

METHODE DE CALCUL NON-LINEAIRE ET CRITERE DE CONVERGENCE

Description	Valeur
Facteur d'amortissement minimal	1.0E-6

8.3.1.18.2 Direct 1 (d1)

GENERAL

Description	Valeur
Stockage des matrices sur disque (out-of-core)	Désactivé

ERREUR

Description	Valeur
Facteur multiplicatif pour l'estimateur d'erreur	1

8.3.1.19 Solution Store 1 (su1)

GENERAL

Description	Valeur
Solution	Solution Store 1

8.3.1.20 Compiler les équations: Time Dependent (st2)

ETUDE ET ETAPE

Description	Valeur
Utiliser l'étude	Study 1
Utiliser l'étape de l'étude	Time Dependent

8.3.1.21 Variables dépendantes 2 (v2)

GENERAL

Description	Valeur
Défini par l'étape de l'étude	Time Dependent

VALEURS INITIALES DES VARIABLES RESOLUES

Description	Valeur
Méthode	Solution
Solution	Solution 1

VALEURS DES VARIABLES NON RESOLUES

Description	Valeur
Méthode	Solution
Solution	Solution 1

8.3.1.21.1 Concentration des espèces en dissolution et déposition (comp1.siec.eebii2.c) (comp1_siec_eebii2_c)

GENERAL

Description	Valeur
Composantes du champ des inconnues	comp1.siec.c_Fe

8.3.1.21.2 Multiplicateur de Lagrange (comp1.siec.ndef_lm) (comp1_siec_ndef_lm)

GENERAL

Description	Valeur
Composantes du champ des inconnues	ndef_lm
Conserver dans le modèle à l'issue du calcul	Désactivé

8.3.1.21.3 Coordonnées matériau (Référentiel géométrique) (comp1.xy) (comp1_xy)

GENERAL

Description	Valeur
Composantes du champ des inconnues	{x, y}

MISE A L'ECHELLE

Description	Valeur
Méthode	Manuel
Mise à l'échelle	4.4019620625352957E-4

8.3.1.21.4 Potentiel de l'électrolyte (comp1.phil) (comp1_phil)

GENERAL

Description	Valeur
Composantes du champ des inconnues	comp1.phil

8.3.1.21.5 Vitesse du maillage lissé (Référentiel matériau) (comp1.siec.vmbs) (comp1_siec_vmbs)

GENERAL

Description	Valeur
Composantes du champ des inconnues	{vmbsx, vmbsy}

8.3.1.22 Solveur temporel 1 (t1)

GENERAL

Description	Valeur
Défini par l'étape de l'étude	Time Dependent
Temps	{0, 2592000, 5184000, 7776000, 10368000, 12960000, 15552000, 18144000, 20736000, 23328000, 25920000, 28512000, 31104000}
Tolérance relative	0.001

TOLERANCE ABSOLUE

Description	Valeur
Méthode de tolérance	Manuel

REGLAGES: CONCENTRATION DES ESPECES EN DISSOLUTION ET DEPOSITION (COMP1.SIEC.EEBII2.C)

Description	Valeur
Méthode de tolérance	Manuel

REGLAGES: MULTIPLICATEUR DE LAGRANGE (COMP1.SIEC.NDEF_LM)

Description	Valeur
Méthode de tolérance	Manuel

REGLAGES: COORDONNEES MATERIAU (REFERENTIEL GEOMETRIQUE) (COMP1.XY)

Description	Valeur
Méthode de tolérance	Manuel

REGLAGES: POTENTIEL DE L'ELECTROLYTE (COMP1.PHIL)

Description	Valeur
Méthode de tolérance	Manuel

REGLAGES: VITESSE DU MAILLAGE LISSE (REFERENTIEL MATERIAU) (COMP1.SIEC.VMBS)

Description	Valeur
Méthode de tolérance	Manuel

8.3.1.22.1 Remaillage automatique (arDef)

GENERAL

Description	Valeur
Remaillage pour la géométrie	Geometry 1

CONDITION POUR LE REMAILAGE

Description	Valeur
Expression pour la qualité de maillage	$\min(\text{comp1.dg.minqual} - 0.2, \min(\text{comp1.dg.minqual} - 0.4, \text{comp1.dg.minqual} - 0.4))$
Arrêter quand la qualité du maillage est en dessous de	0

REMAILLAGE

Description	Valeur
Initialisation consistante	Euler Rétrograde

SORTIE

Description	Valeur
Solution	Remeshed Solution 1
Maillages	None

8.3.1.22.2 Couplage fort 1 (fc1)

GENERAL

Description	Valeur
Solveur linéaire	Direct 1

METHODE DE CALCUL NON-LINEAIRE ET CRITERE DE CONVERGENCE

Description	Valeur
Méthode non-linéaire	Automatique (Newton)
Nombre maximal d'itérations	5

8.3.1.22.3 Direct 1 (d1)

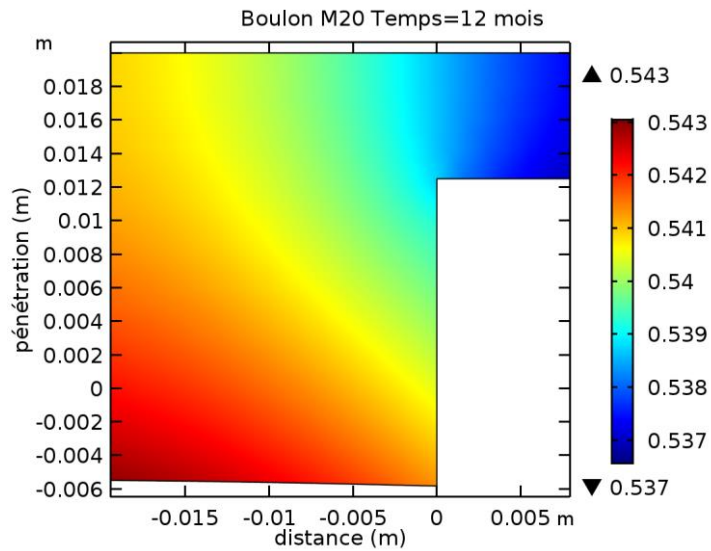
GENERAL

Description	Valeur
Stockage des matrices sur disque (out-of-core)	Désactivé

4 Results

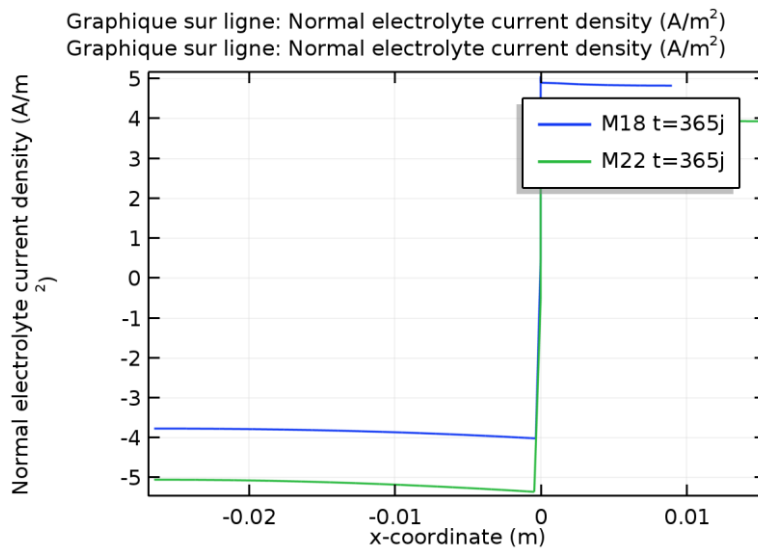
4.1 PLOT GROUPS

4.1.1 Electrolyte Potential (siec)



Boulon M20 Temps=12 mois

4.1.2 1D Plot Group 2



Graphique sur ligne: Normal electrolyte current density (A/m^2) Graphique sur ligne: Normal electrolyte current density (A/m^2)